p. 6.7

672

ISSN 0136-3549
0320-3360

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI

TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

TRANSACTIONS OF TALLINN TECHNICAL UNIVERSITY

ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТЫ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

TALLINN 1988

Ep. 6.1

672

ALUSTATUD 1937

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

TRANSACTIONS OF TALLINN TECHNICAL UNIVERSITY

УДК 621.18:662

ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТЫ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

Теплоэнергетика XXXIУ

TALLINN 1988



ТАЛЛИНСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ
Труды ТПИ № 672

ИССЛЕДОВАНИЕ РАБОТЫ ПАРОГЕНЕРАТОРОВ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ
Теплоэнергетика XXX1У

На русском языке
Редактор В. Ратник
Техн. редактор В. Ранник
Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 29.03.88
Подписано к печати 24.10.88
МВ-07275
Формат 60x90/16
Печ. л. 5,5 + 0,25 приложение
Уч.-изд. л. 4,69
Тираж 400
Зак. № 654
Цена 90 коп.
Таллинский политехнический институт,
200108 Таллин, Эхитаяте тээ, 5
Ротапринт ТПИ, 200006 Таллин, ул. Коскла, 2/9

© Таллинский политехнический институт, 1988

№ 672

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 621.928.2

Р.Э. Роотамм, Л.М. Пийспуу

О ВОЗМОЖНОСТЯХ УВЕЛИЧЕНИЯ ВЫПУСКА ЭЛЕКТРОФИЛЬТРОВОЙ ЗОЛЫ ДЛЯ ЦЕМЕНТНОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ

I. Постановка вопроса

Согласно [1] зола, образующаяся в энергетических котлах при сжигании пылевидного сланца-кукерсита, отобранная из-под электрофильтров, является ценным сырьем для цементной промышленности. Добавление ее к клинкеру в количестве 15–25 % от массы клинкера и совместный размол в цементных мельницах позволяют экономить клинкер, привозное сырье (трепель, гипс, кварцевый песок) и повысить качество цемента от марки 400 до марки 500–550. За счет этого можно сэкономить цемент в народном хозяйстве.

Итого на Прибалтийской и Эстонской ГРЭС сжигается ежегодно 22–23 млн. тонн сланца, образуется 10–10,5 млн. тонн золы, из которой отгружается потребителям 3,5–3,8 млн. тонн. Из всего количества образовавшейся золы по [1] примерно 2,5 млн. тонн электрофильтровой золы пригодится для использования в цементной промышленности, на основе которой можно производить примерно 12 млн. тонн высокомарочного сланцезольного портландцемента, способного заменить примерно 18 млн. тонн цемента обычного качества (М 400). Таким образом, одна тонна золы, использованная в цементной промышленности, позволяет сэкономить в народном хозяйстве до 2,5 тонн цемента. В настоящее время разработаны варианты особо высокомарочного(М 700) и сульфатостойкого сланцезольных цементов, завершается разработка напрягающего сланцезольного цемента.

Качественные характеристики электрофильтровой золы, пригодной для цементной промышленности, регламентируются РСТ ЭССР 198–78 [2]. Согласно [2] основным параметром ка-

чества партии золы является модуль качества – отношение удельной поверхности золы в $см^2/г$ на содержание свободной окиси кальция в %. Модуль качества партии золы не должен быть ниже 310; при этом в отдельных железнодорожных цистернах удельная поверхность не должна быть ниже 2800 $см^2/г$ и содержание свободной окиси кальция не выше 12 %.

В настоящее время Прибалтийская ГРЭС поставляет цементным заводам "Пунане Кунда", Броценскому цементному заводу в Латвийской ССР и п/о "Акмянцементас" в Литовской ССР около 100 000 тонн электрофильтровой золы, при помощи которой производится около 500 000 тонн высокомарочного зольного портландцемента. Эстонская ГРЭС золы для цементной промышленности не поставляет.

Более широкой поставке золы цементным заводам препятствуют колебания в качестве золы, зависимость качества от технических характеристик и технического состояния золоулавливающего оборудования, а также необходимость подачи части электрофильтровой золы на золоотвал для цементации ограждающей дамбы. Увеличению отпуска мешают также межведомственные барьеры, отсутствие экономических стимулов для электростанции и цементных заводов, способствующих перестройке производства с целью увеличения выпуска и использования золы. Так согласно [3] по плану Минэнерго СССР к 1990 году отпуск золы для строительства и предприятий стройматериалов существенно снизится.

Узлы золопогрузки на Прибалтийской и Эстонской ГРЭС были в свое время спроектированы для отпуска золы в основном для сельского хозяйства, принимающего смесь электрофильтровой и циклонной золы. Раздельная погрузка электрофильтровой золы для цементной промышленности при нынешней системе погрузки по оценкам Прибалтийской ГРЭС примерно в 10 раз более трудоемкая, чем смеси золы для сельского хозяйства. Удешевление обработки золы и расширение отпуска электрофильтровой золы требуют выполнения ряда реконструктивных мероприятий по системам золоулавливания, транспорта и складирования.

Ниже рассмотрены технические возможности улучшения качественных характеристик улавливаемой в электрофильтрах золы, увеличения экономичности и объема отпуска золы для цементной промышленности.

2. Система золоулавливания

Пригодная для цементной промышленности зола отбирается на Прибалтийской ГРЭС из-под электрофильтров котлов типа ТП-17 ст. № 1-7 и типа ТП-67 ст. № 19, 20. На этих котлах установлены перед электрофильтрами в качестве первой ступени очистки дымовых газов батарейные циклоны типа НИИОГАЗ, имеющие среднеэксплуатационный к.п.д. 58 %. На котлах ст. № 8-18 и № 21-26 перед электрофильтрами установлены прямоточные циклоны типа ЦКТИ, имеющие к.п.д. 48 %. Поскольку на этих котлах поступает в электрофильтры более крупная зола, то это ухудшает качество выделяемой в них золы. На Эстонской ГРЭС перед электрофильтрами установлены прямоточные циклоны типа ЦКТИ и за ними форкамеры. Характеристики золоулавливающего оборудования Прибалтийской и Эстонской ГРЭС приведены в таблице.

Эксплуатация циклонов НИИОГАЗ по сравнению с прямоточными циклонами ЦКТИ более трудоемкая, так как они не поддаются внутренней футеровке износостойкой керамикой, расположены плотно, имеют большую высоту; их износ до дыр происходит в среднем за полгода, в то время как прямоточные циклоны типа ЦКТИ при качественной укладке футеровки работают надежно от капитального ремонта до капитального ремонта.

Для увеличения эффективности эксплуатации газоочистительных устройств I ступени и увеличения выпуска пригодной для цементной промышленности электрофильтровой золы требуются батарейные циклоны типа НИИОГАЗ и прямоточные циклоны типа ЦКТИ заменить на циклоны типа ЦП-2-3150 диаметром 3150 мм (ОСТ 24.838.13-73) в количестве 4 шт. на котлах типа ТП-17, 8 шт. на котлах типа ТП-67 и 16 шт. на котлах ТП-101. Соответственно требуется реконструировать подводящие и отводящие газоходы. Циклоны ЦП-2-3150 могут быть расположены в одном ряду с достаточными расстояниями друг от друга, подвергаются внутренней износостойкой футеровке, имеют меньшую относительную высоту, меньшую массу, чем циклоны НИИОГАЗ и такой же к.п.д. Кроме того, циклоны могут быть соединены с газоходами при помощи фланцев с быстросъемными креплениями, что позволяет заменять их в течение одной рабочей смены и организовать их заводской ремонт. Предпола-

Таблица

Характеристика золоулавливающего оборудования на Прибалтийской и Эстонской ГРЭС

№ котлов	I ступень – циклоны			II ступень – электрофильтры		
	тип	кол-во шт. на котел	к.п.д. %	тип	кол-во шт. на котел	к.п.д. %
I	2	3	4	5	6	7
	Прибалтийская ГРЭС					
I – 7	Батарейные циклоны ЦН-24 НИИОГАЗ, ø 1600 мм	I2	58	ДГПС 55х3	4	94
8 – I8	Циклон прямоточный футерованный ЦКТИ, ø 2600 мм	4	48	ДГПН 55х3	4	95,5
I9 – 20	Батарейные циклоны ЦН-24 НИИОГАЗ, ø 1600 мм	24	58	ДГПН 55х4	4	93
2I – 26	Циклон прямоточный футерованный ЦКТИ, ø 2600 мм	8	48	ДГПН 55х4	4	93
	Эстонская ГРЭС					
I – 4	Циклон прямоточный футерованный ЦКТИ, ø 2600 мм	I6	64	ПГДС-4х70	4	96
5 – 8	То же			УГ2-4-74-03	4	96

Примечания: I. На котле ст. № 20 – электрофильтр типа ЭГА 55х4

2. На котле ст. № 26 – на правой стороне циклоны заменены на регулируемое поле электрофильтра (0 – поле).

3. Перед электрофильтрами Эстонской ГРЭС установлены форкамеры.

гая, что среднеэксплуатационный к.п.д. циклонов ЦП-2 равен таким же циклонам НИИОГАЗ - 58-70 % (согласно ОСТ 88-93 %), в них будет уловлено больше крупных фракций золы, чем обеспечивается улучшение качества и уменьшение колебания качества электрофильтровой золы.

Вместо циклонов в качестве I ступени очистки дымовых газов могут быть установлены электрофильтры, так называемое 0-поле, и перед ними форкамеры, если промышленные испытания таковых на котле ст. № 26 Прибалтийской ГРЭС дадут положительные результаты в отношении пригодности улавливаемой в последующих полях электрофильтра золы для цементной промышленности.

3. Система транспорта и складирования

На котлах ст. № I-7 Прибалтийской ГРЭС электрофильтровая зола накапливается в бункерах под электрофильтрами, отгружается оттуда прямо в железнодорожные цистерны и отправляется к потребителям. На котлах ст. № I9, 20 зола из-под бункеров электрофильтров аэрожелобами транспортируется в приемные бункера пневмовинтовых насосов типа НПВ36-4 и затем напорным пневмотранспортом отправляется в специально выделенный для электрофильтровой золы силос № 4 на складе золы вместительностью 3200 т (2000 м^3); оттуда зола погружается в железнодорожные цистерны. Циклонная зола котлов ст. № I9, 20 подается аэрожелобами в приемные бункера своих пневмовинтовых насосов (НПВ) и транспортируется своими золопроводами в силос золы № 3 для отгрузки Нарвскому комбинату строительных материалов. На котлах ст. № 8-I8 и 2I-26 циклонная и электрофильтровая золы перемешиваются в приемных бункерах НПВ и транспортируются в силосы № I, 2 и 5-8 для отправки сельскому хозяйству. Длина трассы напорного пневмотранспорта 800-900 м, диаметр труб золопроводов I50 мм.

Описанная система раздельного транспорта и складирования электрофильтровой и циклонной золы на котлах ст. № I9,20 дорога в эксплуатации, так как на обеих котлах должны работать по 2 пневмовинтовых насоса и золопровода с полным расходом сжатого воздуха, при этом оба недогружены по золе. Поэтому себестоимость электрофильтровой золы котлов № I9,20 превышает продажную цену. На котлах ст. I-7 прямая загрузка

золы из бункеров электрофильтров в железнодорожные цистерны требует дополнительных маневровых работ, увеличивает вероятность переполнения бункеров и выхода из строя электрофильтров, а также недогрузки цистерн.

Для увеличения эффективности раздельного транспорта, складирования и погрузки электрофильтровой и циклонной золы требуется систему золопогрузки реконструировать следующим образом.

ПРИБАЛТИЙСКАЯ ГРЭС

Котлы ТП-17 ст. № 1-18

Схема транспорта золы представлена на рис. 1. Зола из-под циклонов подается системой низконапорного пневмотранспорта от трех котлов в приемный бункер НПВ, из которого далее подается на склад в силосы циклонной золы. Зола из-под электрофильтров четырех-пяти котлов системой низконапорного пневмотранспорта собирается в приемный бункер НПВ и далее подается на склад в силосы электрофильтровой золы. Пылевые переключатели и возможность подачи золы в систему гидрозолоудаления (ГЗУ) сохраняются.

Низконапорная системы пневмотранспорта золы представляет из себя систему трубопроводов с D_y= 150 мм, эжекторов, циклона ⌀ 300-500 мм и воздуходувки с напором 50 кПа. Схема системы низконапорного транспорта золы представлена на рис. 2.

На котлах ст. № 1-7 пылевые переключатели под бункерами циклонов и электрофильтров, возможность прямой загрузки золы в железнодорожные цистерны или подачи в систему ГЗУ сохраняются. Требуется вновь установить три НПВ (при 100%-ном резерве - 6 НПВ), три золопровода на склад золы и три системы низконапорного транспорта золы под циклонами и электрофильтрами (см. рис. 1).

На котлах ст. № 8-18 транспорт золы из-под циклонов осуществляется аэрожелобами в переключатели подачи золы на склад или в ГЗУ, далее системой низконапорного транспорта от трех котлов в приемный бункер НПВ и золопроводами на склад золы. Из-под электрофильтров зола аэрожелобами транс-

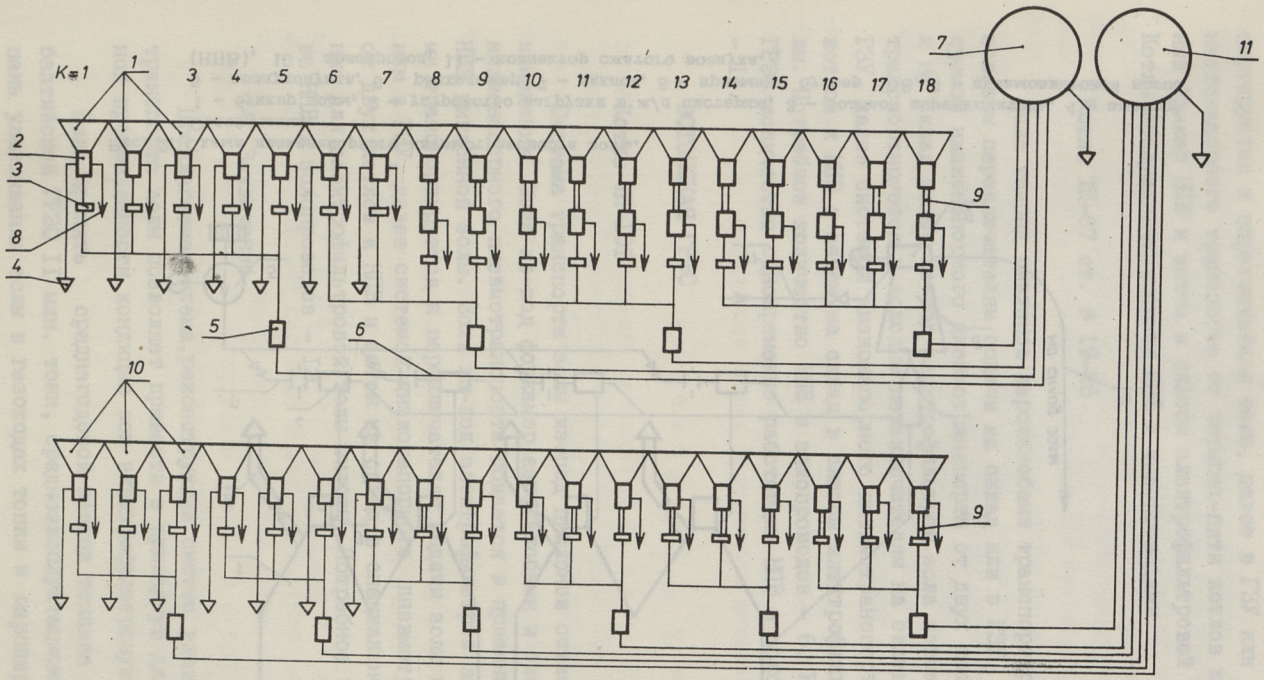


Рис. 1. Схема пневмотранспорта золы из-под котлов ТП-17 Прибалтийской ГРЭС.
Обозначения:
1 – бункер электрофильтровой золы, 2 – пылевой переключатель, 3 – эжектор, 4 – устройство загрузки в ж/д цистерны, 5 – пневмовинтовой насос, 6 – золопровод, 7 – силос электрофильтровой золы, 8 – сброс золы в ГЗУ, 9 – аэрожелоб, 10 – бункер циклонной золы, 11 – силос циклонной золы.

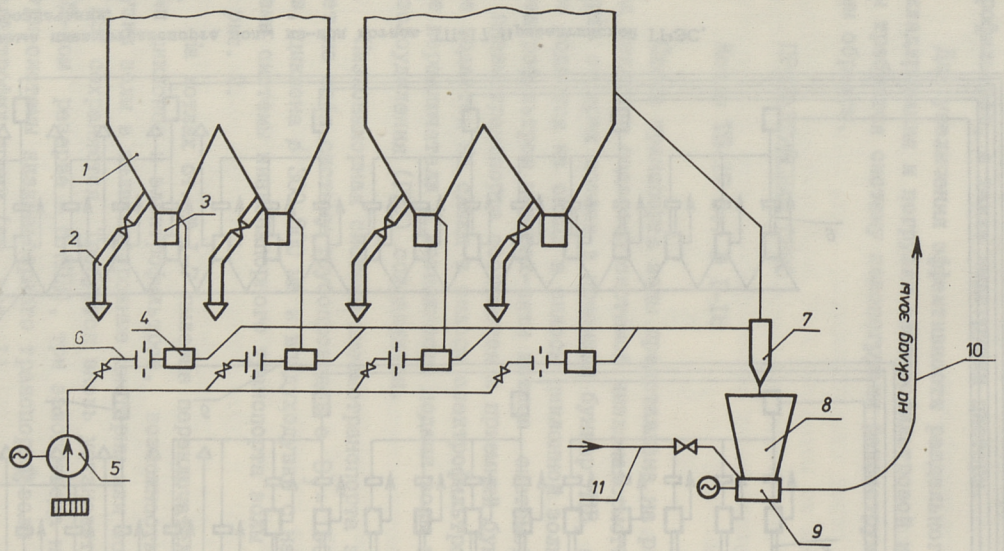


Рис. 2. Схема низконапорного пневмотранспорта золы.
Обозначения:
1 – бункер золы, 2 – устройство загрузки в ж/д цистерны, 3 – золовой переключатель, 4 – эжектор, 5 – воздуходувка, 6 – расходомер, 7 – циклон, 8 – приемный бункер НПВ, 9 – пневмовинтовой насос (НПВ), 10 – золопровод, 11 – коллектор сжатого воздуха.

портируется в переключатели золы, далее в ГЗУ или системой низконапорного транспорта от четырех-пяти котлов в приемный бункер НПВ и затем в силосы электрофильтровой золы. Котлы обслуживаются семью НПВ и золопроводами.

Котлы ТП-67 ст. № 19-26

Зола из-под циклонов аэрожелобами транспортируется к золовым переключателям подачи на склад или в ГЗУ, далее системой низконапорного пневмотранспорта от двух котлов к НПВ и на склад золы. Из-под электрофильтров зола аэрожелобами транспортируется к золовым переключателям на склад или в ГЗУ, далее системой низконапорного пневмотранспорта от 4-х котлов к НПВ и затем на склад в силосы электрофильтровой золы. Потребное количество НПВ и золопроводов - 6. Итого по ГРЭС количество одновременно работающих НПВ и золопроводов - 16.

ЭСТОНСКАЯ ГРЭС

Котлы ТП-101

Система транспорта золы из-под циклонов остается без изменения. Зола из-под форкамер аэрожелобами и системой низконапорного пневмотранспорта подается в приемный бункер НПВ циклонной золы. Зола из-под электрофильтров аэрожелобами транспортируется к переключателям подачи золы на склад или в ГЗУ, далее системой низконапорного пневмотранспорта от двух котлов к НПВ и затем на склад в специальновыделенные для электрофильтровой золы силосы. Потребное количество НПВ и золопроводов - 12.

4. Заключение

Предлагаемая схема, реконструкции систем улавливания и транспорта золы позволяет привести в пригодную для цементной промышленности кондицию всю электрофильтровую золу.

Если принять среднегодовой расход топлива по Прибалтийской ГРЭС 11 млн. тонн, среднеэксплуатационную степень улавливания золы в газоходах топки и пароперегревате-

ля - 0,4, среднеэксплуатационный к.п.д. циклонов равным 60 %, то годовой объем выработки электрофильтровой золы должен составлять примерно I,I5 млн. тонн. По Эстонской ГРЭС, учитывая степень улавливания золы в газоходах топки, пароперегревателя и водяного экономайзера ~ 0,45, выработка электрофильтровой золы должна составлять примерно I,05 млн. тонн . Итого по обеим электростанциям примерно 2,2 млн.тонн в год. Предлагаемая реконструкция позволяет также уменьшить количество работающих НПВ за счет большей их загрузки по золе, увеличить ремонтнопригодность циклонов, снизить расход металла на улавливание и транспорт золы и уменьшить загрязнение воздушного бассейна.

В связи с увеличением к.п.д. циклонов окажутся в циклонной золе также фракции с более высокими вяжущими свойствами, что может быть достаточным для обеспечения необходимой надежности ограждающей дамбы золоотвала.

Литература

I. Кикас В.Х. Развитие исследований и внедрения цементов на основе золы сланца-кукерсита. Ретроспектива / Отходы энергетической промышленности - ценная минеральная добавка для производства цементов со специальными свойствами // Тезисы докладов IУ научно-технической конференции. Таллин: Таллинский политехнический институт, I986. С. 7-I3.

2. РСТ ЭССР I98-78. Зола летучая мельчайшей фракции сланца-кукерсита для производства сланцезольного портландцемента.

3. Ыйспуу Л.М., Роотамм Р.Э. Возможности расширения выпуска сланцевой золы для утилизации / Влияние минеральной части энергетических топлив на условия работы паровых котлов // Тезисы докладов IУ Всесоюзной конференции, т. II. Таллин: Таллинский политехнический институт, I986. С. I26-I30.

R. Rootamm, L. Õispuu

Die Möglichkeiten zur Vergrösserung der Utilisierung der Elektrofilterasche für Zementindustrie

Zusammenfassung

Im vorliegenden Artikel werden die in den Baltischen und Estnischen Wärmenkraftwerken betriebenden Systeme für die Trennung, Transport und Erlagerung der Brennschieferflugasche beschrieben sowie einige Vorschläge für die Rekonstruktion dieser Systeme vorgeführt. Durch die Rekonstruierung erwartet man die Vergrösserung des in der Zementindustrie verwendbaren Aschenanteils von 0,1 Millionen Tonnen pro Jahr bis auf 2,2 Millionen Tonnen.

R. Rootamm, L. Õispuu

Võimalustest suurendada tsemenditööstuse tarbeks väljalastava elektrifiltrituha kogust

Kokkuvõte

Artiklis kirjeldatakse Balti ja Eesti Soojuselektrijaamades ekspluateeritavaid lendtuha püüdmise, transpordi, ladustamise ja laadimise süsteeme. Antakse rida soovitusi nimetatud süsteemide rekonstrueerimiseks, mis suurendaks tsemenditööstusele kõlbuliku tuha väljalaset 2,2 milj. tonnini aastas praeguse 0,1 milj. tonni asemel.

№ 672

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 658.562.012.7

Х.Я. Энник, А.Х. Рипс

ОСНОВНЫЕ ЧИСЛОВЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ И ФОРМУЛЫ РАСЧЕТА ДЛЯ МАТЕМАТИЧЕСКОГО ОПИСАНИЯ ГРАНУЛОМЕТРИЧЕСКОГО СОСТАВА СЫПУЧЕГО МАТЕРИАЛА РАСПРЕДЕЛЕНИЕМ ВЕЙБУЛЛА, РОЗИНА-РАММЛЕРА

Широкое применение нашло распределение Вейбулла в теории усталости и прочности материалов, в теории надежности и безотказной работы машин и приборов, в радиоэлектронике, при установлении пределов упругости и выносливости стали и т.д. [1, 2, 3, 4]. В области технологии помола, измельчения, просева и в химии широко известно применение распределения Розина-Раммлера [7, 8, 9].

В этой статье авторы делятся опытом о возможностях определения оценок для параметров распределения Вейбулла и Розина-Раммлера, которые в стандарте по прикладной статистике не представлены (ГОСТ 11.007-75 [11]).

Плотность распределения Вейбулла по стандарту [11] задается:

$$f(x,a,b,c)=\begin{cases}\frac{b}{a}\left(\frac{x-c}{a}\right)^{b-1}e^{-\left(\frac{x-c}{a}\right)^{b}}, & \text{если } x>c\\ 0, & \text{если } x<c\end{cases} \qquad (1)$$

где a – параметр масштаба;
b – параметр формы кривой;
c – параметр сдвига.

Оценка параметром a, в, c осуществляется по выборке независимых наблюдений $x_1,x_2,\ldots,x_N$ случайной величины ξ, заведомо подчиняющейся распределению Вейбулла (Согласие наблюдений $x_1,x_2,\ldots,x_N$ с распределением Вейбулла – по ГОСТ 11.006-74).

Нами принято иное обозначение параметров распределения Вейбулла:

$$a = \beta^{-\frac{1}{\alpha}}; \quad b = \alpha; \quad c = x_{min},$$

тогда функция распределения Вейбулла имеет вид

$$F = 1 - e^{-\beta(x-x_{min})^{\alpha}}. \tag{2}$$

Плотность распределения Вейбулла задается:

$$p(x) = F'(x) = \begin{cases} \alpha\beta(x-x_{min})^{\alpha-1} e^{-\beta(x-x_{min})^{\alpha}}, & \text{если } x > x_{min} \\ 0, & \text{если } x \leqslant x_{min} \end{cases} \tag{3}$$

где x – аргумент;

α, β, x_{min} – параметры распределения;

α – показатель формы кривой – характеризующий асимметрию и эксцесс распределения;

β – показатель масштаба (системы единиц);

x_{min} – минимальное значение в совокупности всех возможных значений случайной величины ξ (показатель сдвига на оси абсцисс).

Для определения различных статистик данного распределения (показатели асимметрии и эксцесса, мода, медиана, точки перегиба кривой плотности и др.) используется начальными моментами вероятностного распределения порядка n:

$$r_n = \int_0^{\infty} \mathfrak{x}^n p(\mathfrak{x})\, d\mathfrak{x}, \tag{4}$$

где $\mathfrak{x} = x - x_{min}$.

Интегралы данного вида выражаются через гамма-функции соотношением:

$$\int_0^{\infty} z^{\alpha+m-1} e^{-\beta z^{\alpha}} dz = \frac{\Gamma(1+\frac{m}{\alpha})}{\alpha\beta^{(1+\frac{m}{\alpha})}}. \tag{5}$$

Для распределения Вейбулла это можно представить также в виде формулы

$$r_n = \sum_{k=0}^{n} \frac{n!}{k!(n-k)!} x_{min}^{n-k} \cdot \Gamma(1+\frac{k}{\alpha}) \cdot \beta^{-\frac{k}{\alpha}}, \tag{6}$$

Математическое ожидание, как начальный момент первого порядка выражается

$$r_1 = M(x) = \bar{x} = \beta^{-\frac{1}{\alpha}} \Gamma(1+\frac{1}{\alpha}) + x_{min}. \tag{7}$$

Центральный момент второго порядка – дисперсия – выражается:

$$\mu_2 = r_2 - r_1^2 = D(x) = \sigma^2 = \beta^{-\frac{2}{\alpha}} \left[\Gamma(1+\frac{2}{\alpha}) - \Gamma^2(1+\frac{1}{\alpha}) \right]. \quad (8)$$

Стандартное отклонение:

$$\sigma = \sqrt{D(x)} = \beta^{-\frac{1}{\alpha}} \left[\Gamma(1+\frac{2}{\alpha}) - \Gamma^2(1+\frac{1}{\alpha}) \right]^{1/2}. \quad (9)$$

Параметр β выражается через математическое ожидание как

$$\beta^{-1} = M(x - x_{min})^{\alpha}. \quad (10)$$

По формулам (7) и (9) получается:

$$\frac{\sigma}{\bar{x} - x_{min}} = \sqrt{\frac{\Gamma(1+\frac{2}{\alpha})}{\Gamma^2(1+\frac{1}{\alpha})} - 1} = \varphi_{\alpha}, \quad (11)$$

где φ_{α} – постоянная, зависимая только от α.

Преобразованием формулы (11) получается

$$\bar{x} = \frac{\sigma}{\varphi_{\alpha}} + x_{min}. \quad (12)$$

Коэффициент вариации (изменчивости)

$$w = \frac{\sigma}{\bar{x}}. \quad (13)$$

Если параметр $x_{min} = 0$, то это распределение известно еще как распределение Розина–Раммлера.

Следует обратить внимание на то, что если действительный минимальный аргумент $x_{min} >> 0$, то использование распределения Розина–Раммлера дает сильно искаженные результаты, так как при распределении Вейбулла (в общем случае) $w \neq \varphi_{\alpha}$, но при распределении Розина–Раммлера всегда $w = \varphi_{\alpha}$.

Показатель асимметрии выражается:

$$A_c = \frac{\mu_3}{\sigma^3}, \quad (14)$$

где μ_3 – центральный момент третьего порядка, который через начальные моменты имеет вид:

$$\mu_3 = r_3 - 3r_2r_1 + 2r_1^3.$$

Асимметрия распределения Вейбулла

$$A_c = \frac{\Gamma(1+\frac{3}{\alpha}) - 3\Gamma(1+\frac{2}{\alpha})\Gamma(1+\frac{1}{\alpha}) + 2\Gamma^3(1+\frac{1}{\alpha})}{\left[\Gamma(1+\frac{2}{\alpha}) - \Gamma^2(1+\frac{1}{\alpha})\right]^{3/2}}. \quad (15)$$

Показатель эксцесса (общепринятый)

$$E_к = \frac{\mu_4}{\sigma^4} - 3, \qquad (16)$$

где μ_4 – центральный момент четвертого порядка.

$$\mu_4 = r_4 - 4r_3r_1 + 6r_2r_1^2 - 3r_1^4.$$

Для нормального распределения Гаусса $E_к = 0$ – видно, что $E_к$ нормировано в отношении нормального распределения.

Для графического представления зависимости показателя эксцесса от параметра α на логарифмической шкале формула (16) не пригодна ввиду возможного значения нуля. Поэтому нами принята формула в ином виде:

$$E_к^* = \frac{\mu_4}{\sigma^4}, \qquad (17)$$

здесь $E_к^*$ – 2-й коэффициент Пирсона [6], нами называемый абсолютным показателем эксцесса.

Абсолютный эксцесс распределения Вейбулла имеет вид

$$E_к^* = \frac{\Gamma(1+\frac{4}{\alpha}) - 4\Gamma(1+\frac{1}{\alpha})\Gamma(1+\frac{3}{\alpha}) + 6\Gamma(1+\frac{2}{\alpha})\Gamma^2(1+\frac{1}{\alpha}) - 3\Gamma^4(1+\frac{1}{\alpha})}{[\Gamma(1+\frac{2}{\alpha}) - \Gamma^2(1+\frac{1}{\alpha})]^2}. \qquad (18)$$

Сравнивая формулы (16) и (17), видим, что абсолютный эксцесс нормального распределения $E_к^* = 3$.

Значение аргумента, где функция плотности распределения достигает максимума (мода), можно определить при распределении Вейбулла формулой

$$\hat{x} = \left(\frac{1 - \frac{1}{\alpha}}{\beta}\right)^{\frac{1}{\alpha}} + x_{min}. \qquad (19)$$

Значение аргумента, который делит площадь, находящуюся под кривой плотности распределения Вейбулла, на две равные части (медианы), можно определить

$$\overleftrightarrow{x} = \left(\frac{\ln 2}{\beta}\right)^{\frac{1}{\alpha}} + x_{min}. \qquad (20)$$

Абсцисса точки перегиба кривой плотности распределения Вейбулла определяется формулой:

$$\tilde{x}_{1,2} = \left[\frac{1}{2\beta\alpha}\left\{3(\alpha-1) \mp \sqrt{9(\alpha-1)^2 - 4(\alpha-1)(\alpha-2)}\right\}\right]^{\frac{1}{\alpha}} + x_{min}, \qquad (21)$$

где $\tilde{x}_1$ существует при $\alpha > 2$.

Доверительные границы для аргументов распределения Вейбулла можно получить:

$$x_{\{1-P\}} = \left[\frac{1}{\beta}\ln\left(\frac{1}{P}\right)\right]^{\frac{1}{\alpha}} + x_{min}, \qquad (22)$$

где $(1-P)$ – заданная надежность, что аргумент x не превышает величины $x_{\{1-P\}}$.

Вероятность, что аргумент x может находиться в промежутке $|x_1, x_2|$, т.е. вероятность попадания в интервал определяется по формуле

$$P(x_1 < \xi < x_2) = \int_{x_1}^{x_2} p(x)dx = F(x)\Big|_{x_1}^{x_2} = F(x_2) - F(x_1), \qquad (23)$$

где $F(x_1)$ и $F(x_2)$ – вычисляются по формуле (2), при этом $x_2 > x_1$.

Дефинированное максимальное значение x^*_{max} аргумента x определено по условию максимальной симметричности, то есть минимальной асимметрии при $A_c = 0$, на кривой плотности распределения Вейбулла по соотношению

$$\overleftrightarrow{x} - x_{min} = x^*_{max} - \overleftrightarrow{x}.$$

При $A_c = 0$, параметр $\alpha \approx 3{,}60237457$, получено $P = P^* = 2{,}206876 \cdot 10^{-4}$; $1 - P^* = 0{,}9997793$ и по формуле (22) найдено x^*_{max}:

$$x^*_{max} := \left(\frac{8{,}4187624}{\beta}\right)^{\frac{1}{\alpha}} + x_{min}. \qquad (24)$$

Если изучаемое явление (процесс, признак) точно описывается распределением Вейбулла, то x^*_{max} представляет максимальную величину аргумента с гарантией $(1-P^*)$, т.е. вероятностью 99,978 % можем считать, что значение случайной величины ξ не превышает величину x^*_{max}.

Функция распределения плотности при $x = \hat{x}$ выражается формулой

$$p(\hat{x}) = \alpha\beta^{\frac{1}{\alpha}}\left(\frac{1-\frac{1}{\alpha}}{e}\right)^{(1-\frac{1}{\alpha})}. \qquad (25)$$

Асимметрия A_c по опытным данным выборки объема N (т.н. выборочная асимметрия) определяется по формуле [I, с. 4; 5, с. 540]:

$$A_c = \frac{\frac{N}{(N-1)(N-2)}\sum_{i=1}^{N}(x_i - \bar{x})^3}{\left[\frac{1}{N-1}\sum_{i=1}^{N}(x_i - \bar{x})^2\right]^{3/2}}, \qquad (26)$$

где выборочное стандартное отклонение определено:

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{N-1}\sum(x_i-\bar{x})^2}, \qquad (27)$$

и арифметическое среднее

$$\bar{x} = \frac{1}{N}\sum x_i .$$

Абсолютный эксцесс E^*_K по опытным данным выборки (выведено аналогично показателю асимметрии – с учетом несмещенности) определяется по формуле [см. 5, с. 540]:

$$E^*_K = \frac{(N^2-2N+3)\sum_{i=1}^{N}(x_i-\bar{x})^4 - \frac{3}{N}(2N-3)\left[\sum_{i=1}^{N}(x_i-\bar{x})^2\right]^2}{(n-1)(n-2)(n-3)\left[\frac{1}{N-1}\sum_{i=1}^{N}(x_i-\bar{x})^2\right]^2} . \qquad (28)$$

Если N достаточно велик, то формулы (26) и (28) упрощаются

$$A_C = \frac{\frac{1}{N}\sum(x_i-\bar{x})^3}{\left[\frac{1}{N}\sum(x_i-\bar{x})^2\right]^{3/2}} . \qquad (29)$$

$$E^*_K = \frac{N\sum(x_i-\bar{x})^4}{\left[\sum(x_i-\bar{x})^2\right]^2} . \qquad (30)$$

Те же формулы, в случае группированных опытных данных – т.н. весов (без поправок на смещение) имеют вид [I0]:

$$A_C = \frac{\frac{1}{\sum f_i}\sum(x_i-\bar{x})^3 f_i}{\left[\frac{1}{\sum f_i}\sum(x_i-\bar{x})^2 f_i\right]^{3/2}} , \qquad (3I)$$

$$E^*_K = \frac{\sum f_i \cdot \sum(x_i-\bar{x})^4 f_i}{\left[\sum(x_i-\bar{x})^2 f_i\right]^2} \qquad (32)$$

где f_i – веса.

Показатели асимметрии (I5) и эксцесса (I8) оба зависят только от одного и того же параметра α, это значит, что при определенном значении эксцесса E^*_K однозначно определено и значение асимметрии A_C.

Если найти по экспериментальным данным A_C и E^*_K, можно через них определять (вычислять) соответствующие значения α (например, при помощи таблицы), которые обозначаем α_A и α_E. При совпадении эмпирической кривой с кривой распределения Вейбулла существует равенство $\alpha_A = \alpha_E$, тогда говорят, что

изучаемый признак (явление) точно распределяется по закону Вейбулла.

Это служит одним критерием определения пригодности применения распределения Вейбулла. В ГОСТ II.007-75 этого не указано. Однако для определения достоверных A_c и E^*_K требуется выборка большего объема – особенно в случае негруппированных опытных данных. Это можно заметить по формулам (26) и (28).

Для многих случаев определение оценки параметра α при помощи выборочных асимметрии и эксцесса удобнее, чем методом максимального правдоподобия по ГОСТ II.007-75.

Литература

I. ГОСТ II.007-75 (СТ СЭВ 877-78). Прикладная статистика. Правила определения оценок и доверительных границ для параметров распределения Вейбулла.

2. Эннык Х.Я. О возможности более точного определения коэффициента безопасности конструктивного материала по прочности хрупкого разрушения // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. 1985. № 603. С. 54–56.

3. Королюк В.С., Портенко Н.И. и др. Справочник по теории вероятностей и математической статистике. Изд. второе. М.: Наука, 1985. С. 132–133.

4. Смирнов Н.В., Дунин-Барковский И.В. Курс теории вероятностей и математической статистики для технических приложений. Изд. третье. М.: Наука, 1969. С. 115.

5. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике для научных работников и инженеров. Изд. второе. М.: Наука, 1970. С. 539–541.

6. Математическая энциклопедия. М.: Советская Энциклопедия, 1985. Т. 5 (слу–Я). С. 969.

7. Авдеев Н.Я. Об аналитическом методе расчета седиментометрического дисперсионного анализа. Изд-во Ростовского университета. 1964. С. 41.

8. К о у з о в П.А. Основы анализа дисперсного состава промышленных пылей и измельченных материалов. Изд. 2-е. Л.: Химия, 1974. С. 30-31.

9. А н д р е е в С.Е., П е р о в В.А., З в е р е в и ч В.В. Дробление, измельчение и грохочение полезных ископаемых. Издание третье. М.: Недра, 1980. С. 28-29.

10. Я л а с т о Х. Справочник по элементарной статистике. Таллин: Валгус, 1978. С. 88-90.(На эстонском языке).

H. Ennik, A. Rips

Principal Numerical Characteristics and Calculation Formulae for the Mathematical Description of the Granulometric Composition of Loose Materials, Using the Weibull and Rosin-Rammler Distributions

Abstract

The principal formulae for the mathematical description of the granulometric composition of the loose (bulk) materials are presented by means of the Weibull distribution. The presented mathematical connections of the Weibull distribution are of universal character and may be used in various fields of technical science.

H. Ennik, A. Rips

Weibulli ja Rosin-Rammleri jaotuse peamised arvparameetrid ja arvutusvalemid puisteaine lõimise matemaatiliseks kirjeldamiseks

Kokkuvõte

Esitatakse peamised valemid puiste(tükk)aine lõimise matemaatiliseks kirjeldamiseks Weibulli jaotusseaduse abil. Weibulli jaotuse kohta esitatud seosed on üldiseloomuga ja neid võib kasutada mitmetes tehnika valdkondades.

№ 672

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 536.212.3

В.Э. Йыгер, Р.А. Круус, Х.А. Кяар

ЭФФЕКТИВНАЯ ТЕПЛОПРОВОДНОСТЬ ГРАФИТОВОЙ ПЫЛИ В СРЕДЕ ГЕЛИЯ И ВОЗДУХА

Известные литературные данные по теплопроводности графитовой пыли указывают на значительную зависимость от среды, температуры, пористости и размера частиц. Приведенные параметры изменяют долевую часть кондуктивного, конвективного и лучистого тепловых потоков и тем самым эффективную теплопроводность графитовой пыли.

В газоохлаждаемых реакторах с шаровыми твэлами, покрытыми слоем графита, образуется графитовая пыль как продукт истирания твэлов. Высокотемпературный поток гелия, содержащий частицы графита, поступает в парогенератор, где под действием инерционных и термофоретических сил графитовая пыль осаждается на трубах поверхностей теплообмена. Образовавшиеся графитовые отложения имеют существенное термическое сопротивление, и снижают тепловую эффективность парогенератора [1].

Из-за множества факторов, влияющих на теплопроводность тонкодисперсного материала в атмосфере газа, имеющиеся в литературе опытные данные плохо сравнимы. Можно отметить работу определения теплопроводности пенистого графита в барометрической воздушной среде [2]. Коэффициент теплопроводности материала с пористостью П = 0,93 с увеличением температуры от 600 до 1800 К повышался от 0,56 до 0,90 Вт/(м·К). Известно, что теплопроводность плотного графита с увеличением температуры уменьшается и повышение теплопроводности пенистого графита объясняется увеличением излучения в порах.

В работах [3, 4] использована эффективная теплопроводность углеродных материалов (графитовые ткани, ламповая и гранулированная сажа) в воздухе и в гелии, а также в усло-

виях вакуума до температуры 1800 К. Увеличение теплопроводности при высоких температурах объясняется вкладом излучения в теплоперенос. Изменение давления воздуха от 0,1 МПа до 4 МПа привело к увеличению теплопроводности графитовой ткани от 0,12–0,2 до 0,15–0,6 Вт/(м·К).

В [5] приведены опытные данные по теплопроводности стекловолокнистого материала в атмосфере азота в интервале давлений 1–40 МПа. Увеличение давления приводит к повышению эффективной теплопроводности от 1 до 8 Вт/(м·К) и объясняется интенсификацией естественной конвекции в пористой среде. Авторы рекомендуют для расчета эффективной теплопроводности $\lambda_{эфф}$ в диапазоне чисел Релея Ra = 10–150 эмпирическое соотношение вида

$$\lambda_{эфф} = A \cdot Ra^{0,5}, \qquad (1)$$

где A – постоянный коэффициент, $Ra = (\beta \cdot g \cdot \Delta t \cdot K \cdot \delta)/(\nu \cdot a)$,

g – ускорение тяжести,

Δt – перепад температуры по толщине образца δ,

K – проницаемость образца,

β, ν, a – соответственно температурный коэффициент объемного расширения, кинематическая вязкость, температуропроводность газа.

В [6, 7] исследовано изменение коэффициента теплопроводности пористых сред (пористость $П$ = 0,37–0,42) при увеличении давления гелия соответственно до 1,6 и 0,7 МПа. Рост коэффициента теплопроводности объясняется изменением длины свободного пробега молекул газа, изменением числа Кнудсена и улучшением теплопереноса в непосредственной окрестности контакта между частицами. Известно, что подобный эффект наблюдается преимущественно только при малых давлениях газа.

В работах [8, 9] рассмотрена свободная конвекция в вертикальных щелях с волокнистыми материалами и ее влияние на эффективную теплопроводность, аналогичные исследования для горизонтального расположения материала анализированы в [10, 11].

Из обзора следует, что решающую роль на эффективную теплопроводность высокопористого материала при высоких давлениях газовой среды оказывает свободная конвекция.

Для определения эффективной теплопроводности графитовой пыли в среде гелия при повышенных давлениях выбран метод стационарного радиального теплового потока с внутренним расположением нагревателя и изготовлена соответствующая опытная установка.

Электрический нагреватель длиной 400 мм выполнен в виде намотанной на фарфоровую трубу проволоки и изолированной снаружи тонкостенной кварцевой трубы. Калориметрируемый участок длиной 50 мм расположен в центральной части нагревателя и снабжен потенциальными выводами для определения падения напряжения.

В цилиндрической прослойке, образованной внутренней металлической трубой с нагревателем (наружный диаметр 16 мм) и наружной трубой, находится исследуемый материал. В качестве наружной трубы использовали либо кварцевую, либо стальную трубу и толщина слоя графитовой пыли составляла 4,78 и 6,40 мм соответственно.

С помощью кварцевой трубы можно было визуально следить за равномерным заполнением щели графитовой пылью и убедиться в отсутствии крупных пустот и пор до и после проведения опытов.

Температуру измеряли ХА термопарами диаметром электродов 0,2 мм. Четыре термопары по периметру внутренней трубы были закреплены конденсаторной сваркой и расположены в канавке глубиной 0,5 мм. На внутреннюю поверхность кварцевой трубы были закреплены никелевые пластинки (12х12 мм) толщиной 0,1 мм, к которым приваривались горячие спаи термоэлектродов, проходящие через стенку трубы. Вывод термоэлектродов из корпуса установки был обеспечен через фланцевый разъем.

Установка была снабжена системой вакуумирования и заполнения газами с соответствующей арматурой и приборами измерения давления.

Для регулирования перепада температур в прослойке исследуемого материала снаружи корпус установки имеет дополнительный электрический нагреватель. Предварительно тщательно осушенная при температуре 300–350 °С графитовая пыль в состоянии свободной засыпки находится в щели между концент-

рически расположенными трубами. До опытов определяется объем и вес пыли, которые проверяются после проведения серии опытов. Изменение пористости пыли в различных опытах достигается длительным встряхиванием. Таким способом удалось провести опыты в интервале изменения пористости от $\Pi = 0{,}64$ до $\Pi = 0{,}75$.

Графитовая пыль получена путем измельчения реакторного графита [12], частицы имеют неправильную геометрическую форму среднемедианным диаметром 3–4 мкм, а геометрические размеры частиц пыли по координатам отличаются в 3–4 раза.

Опыты проведены в вакууме, в атмосферах воздуха и гелия в интервале температур 100–500 °С в сторону повышения и уменьшения давления в пределах от 0,1 до 4 МПа.

В таблице приведены основные условия проведения опытов, где d указывает на диапазон размеров частиц.

Π	δ	d	p	$\bar{t}$	Δt	Ra	Среда
—	мм	мкм	МПа	°С	К	—	—
0,64	6,4	10	0,12–4,1	120–490	10–85	1,6–3162	гелий
0,67	4,49	10	0,5–4,1	70–550	16–110	2–5012	гелий
0,67	4,49	10	0,12	130–580	35–290	1,4–1,9	воздух
0,67	6,4	30–70	0,3–5,0	160–480	5–105	2,5–3162	гелий
0,73	6,4	10	0,12–4,4	250–560	20–140	12,6–7943	гелий
0,75	4,49	10	0,6–4,2	75–580	10–130	1,6–1145	гелий
0,64	6,4	10	0,1–4,0	139–412	48–125	95–76000	воздух
0,69	6,4	10	$10 \cdot 10^{-6}$	120–490	42–268	-	-

Согласно рис. 1 с опытными данными для графитовой пыли в вакууме ($p \leq 10$ Па) эффективная теплопроводность каркаса структуры материала низка и практически постоянна до температуры 500 °С, что указывает на второстепенную роль лучистого составляющего теплового потока. Теплопроводность реакторного графита высокая ($\lambda \approx 90$ Вт/(м·К)) и уменьшается при росте температур, что возможно компенсируется незначительным ростом теплопереноса излучением.

На рис. 2 приведены опытные данные по эффективной теплопроводности графитовой пыли в газовой среде. При наличии

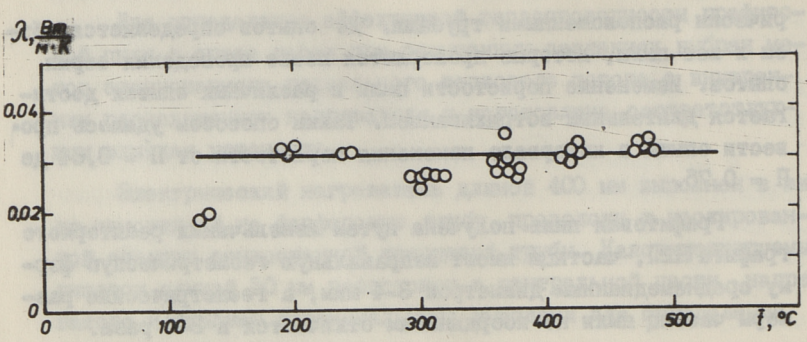


Рис. 1. Коэффициент теплопроводности графитовой пыли в вакууме ($p < 10 \cdot 10^{-6}$ МПа). П = 0,64; толщина слоя 6,40 мм, тонкость помола d < 10 мкм.

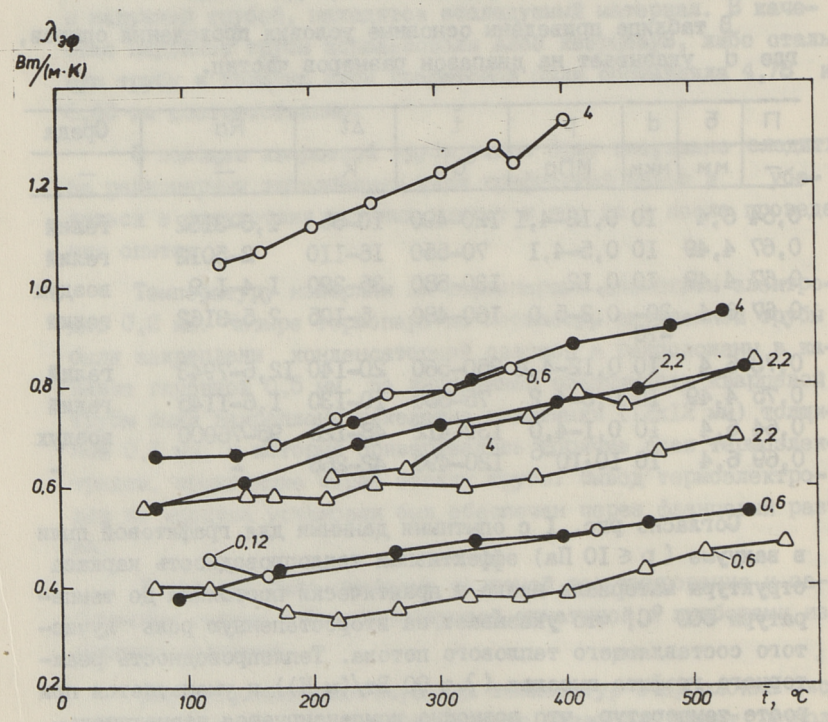


Рис. 2. Зависимость эффективной теплопроводности графитовой пыли $\lambda_{эф.}$ от средней температуры слоя $\bar{t}$ и давления гелия, ○ П = 0,64, ● П = 0,67, △ П = 0.75.

газа в порах пыли значительная часть тепла передается через газовый слой вблизи контактной площадки, где расстояние между обменивающимися теплом поверхностями значительно меньше среднего размера пор. Поэтому при определении эффективной теплопроводности пыли решающее значение имеют теплофизические свойства газа наполнителя пор. С уменьшением пористости улучшается контакт между частицами графита.

Проведенные на разных давлениях и температурах опыты показали существенную зависимость эффективной теплопроводности пыли от давления и температуры. С ростом давления газовой среды и температуры эффективная теплопроводность значительно увеличивается. Такие результаты указывают на наличие свободной конвекции в засыпке графитовой пыли в щели.

Высокопористая графитовая пыль представляет собой среду с очень низкой механической прочностью. Дисперсные высокопористые среды имеют структуру состоящих из "каркаса", образованного хаотической, но относительно плотной кладкой, постоянно контактирующих зерен и пространственной сети более крупных пустот, пронизывающих каркас [13]. С ростом пористости число контактов частиц уменьшается.

Ввиду низкой механической прочности засыпок из графитовой пыли, их проницаемость определить не удалось. Поэтому в числе Релея Ra использована толщина щели δ

$$Ra = (g \cdot \beta \cdot \Delta t \cdot \delta^3) / (\nu \cdot a),$$

где g – ускорение тяжести;

Δt – перепад температуры в щели;

β, a, ν – соответственно коэффициенты объемного расширения, температуропроводности и кинематической вязкости газовой среды.

На рис. 2 приведены опытные данные для нескольких образцов, которые характеризуют существенное увеличение эффективной теплопроводности по мере роста средней температуры слоя и давления гелия.

На рис. 3, 4 и 5 показаны результаты опытов в виде зависимости $\lambda_{эф}/\lambda_г = f(Ra^{0,125})$, где $\lambda_г$ – коэффициент теплопроводности гелия. Некоторый разброс опытных точек может быть объяснен допущением о постоянстве физических свойств

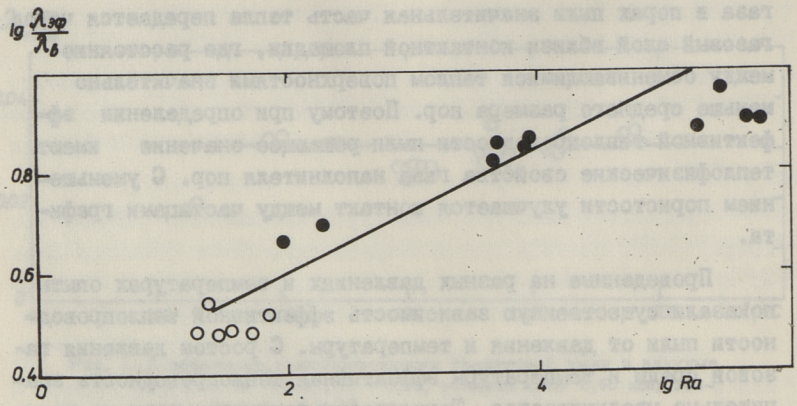


Рис. 3. Эффективная теплопроводность графитовой пыли в атмосфере воздуха. Тонкость помола d < 10 мкм, ● П = 0,64, ○ П = 0,67.

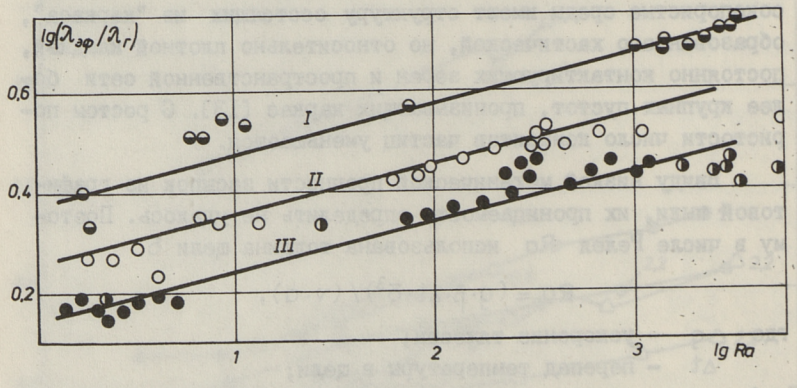


Рис. 4. Эффективная теплопроводность графитовой пыли в атмосфере гелия. Тонкость помола d < 10 мкм, ◒ П = 0,64, ○ П = 0,67, ◑ П = 0,73, ● П = 0,75.

наполнителя пор по толщине слоя. Кроме того, несомненно слои пыли, соприкасающиеся с контактными поверхностями, имеют другую, отличающуюся от основной массы пористость. Тонкость графитовой пыли несущественно влияет на эффективную теплопроводность (рис. 5). Опыты, проведенные в вакууме, также указывают, что на эффективную теплопроводность пыли влияет не число контактных поверхностей, а в большей степени их характер.

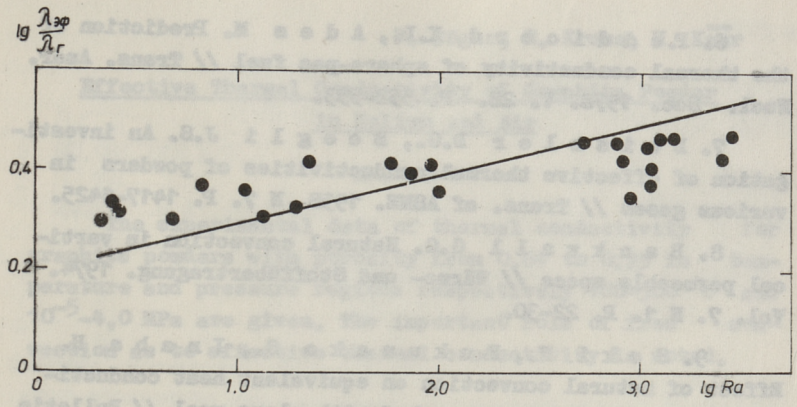


Рис. 5. Эффективная теплопроводность графитовой пыли в атмосфере гелия. Тонкость помола 30–70 мкм, П = 0,67.

Литература

I. Теплофизические исследования парогенератора с гелиевым теплоносителем // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. 1986. № 630. 108 с.

2. Brandt R., Neuer G., Taylor R. Thermal properties of graphite foam // High Temp. - High Press. 1976. Vol. 8. P. 469–478.

3. Луткова А.И., Морозов В.Г., Михайлов В.И., Каверов А.Т. Теплофизические свойства углеродной ткани // Изв. АН СССР. Неорганические материалы. 1973. Т. 9, № 11. С. 1916–1919.

4. Луткова А.И., Завьялова Г.И., Михайлов В.И., Морозов В.Г., Дымов Б.К., Каверов А.Т. Теплопроводность углеродного войлока и ламповой сажи // Теплофизика высоких температур. 1975. Т. 13, № 6. С. 1193–1196.

5. Авдуевский В.С., Калашник В.Н., Копяткевич Р.М. Исследование теплоотдачи при естественной конвекции в газонаполненных пористых средах при больших давлениях // Тепломассообмен – У. Минск. 1976. Т. 1. Ч. 2. С. 219–226.

6. Peddicord K.L., Ades M. Prediction of the thermal conductivity of sphere-pac fuel // Trans. Amer. Nucl. Soc. 1978. V. 28. P. 552-553.

7. Deissler D.G., Boegli J.S. An investigation of effective thermal conductivities of powders in various gases // Trans. of ASME. 1958. N 7. P. 1417-1425.

8. Bankvall G.G. Natural convection in vertical permeable space // Wärme- und Stoffübertragung. 1974. Vol. 7. N 1. P. 22-30.

9. Seki N., Fukusako S., Inaba H. Effect of natural convection on equivalent heat conductivity of a vertical layer packed with glass wool // Bulletin of the Faculty of Engineering, Hokkaido University. 1977. N 84. P. 59-65.

10. Дульнев Г.Н., Заричняк Ю.П., Шарков А.В. Конвективный теплообмен в волокнистых материалах при повышенном давлении газообразной среды // Инженерно-физический журнал. 1978. Т. 35, № 4. С. 655-662.

11. Кокорев Л.С., Харитонов В.В., Большаков В.И., Сысоев Ю.М., Плаксеев А.А. Естественная конвекция в волокнистой теплоизоляции // Теплофизика высоких температур. 1980. Т. 18, № 2. С. 341-346.

12. Кяар Х.А., Пиху Т.К., Таукар А.Х. Гранулометрический состав продуктов разрушения реактивного графита при ударном измельчении // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. 1984. № 599. С. 17-22.

13. Дульнев Г.Н., Заричняк Ю.П. Теплопроводность смесей и композиционных материалов. М.: Энергия, 1974. 264 с.

V. Jõger, R. Kruus, H. Kaar

Effective Thermal Conductivity of Graphite Powder in Helium and Air

Abstract

The experimental data of thermal conductivity for graphite powders with porosity from 0,64 to 0,75 in temperature and pressure regions respectively 100–500 °C and 10^{-5}–4,0 MPa are given. The important role of free convection as to effective thermal conductivity is noted.

V. Jõger, R. Kruus, H. Kaar

Grafiiditolmu efektiivne soojusjuhtivus heeliumi ja õhu keskkonnas

Kokkuvõte

Katsetulemused grafiiditolmu efektiivse soojusjuhtivusteguri kohta on toodud temperatuuri- ja rõhupiirkonnas vastavalt 100–500 °C ja 10^{-5}–4,0 MPa poorsustel 0,64 kuni 0,75. Selgitatakse gaasi vaba konvektsiooni olulist mõju efektiivse soojusjuhtivusteguri suurusele.

№ 672

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 621.187.32

А.А. Отс, Х.И. Таллермо, А.Э. Сийрде

ВЛИЯНИЕ ЗАГРЯЗНЕНИЯ ЭКРАНОВ НА ТЕПЛООБМЕН В ТОПКАХ ПРИ СЖИГАНИИ СЛАНЦЕВ

Теплообмен в топках является сложным процессом, который зависит от многих параметров, таких как вид сжигаемого топлива, температурный уровень в топке, радиационные характеристики факела, абсолютные размеры топочной камеры и т.д. Одним из существенных факторов, влияющих на условия теплообмена между факелом и топочными поверхностями нагрева, является тепловое сопротивление золовых отложений на экранных трубах и термический пограничный слой газов возле экранов. Последний является зоной около топочных экранов, в которой имеет место интенсивное изменение падающего в сторону экранов лучистого потока. Толщина термического пограничного слоя газов около топочных стен и градиент температуры в нем зависят от оптической плотности среды вблизи экранов и интенсивности конвективного тепло- и массообмена внутри топочной камеры. При высокой оптической плотности излучающей среды одной из возможностей интенсификации лучистого теплообмена является увеличение турбулентности факела [I].

В настоящей работе приводятся результаты исследования теплообмена в топках пылесланцевых котлов в условиях их периодической водяной очистки от золовых отложений. Рассматриваемые топки отличаются друг от друга, главным образом, по компоновке горелочных устройств, размером топочной камеры, а также способом сжигания топлива (рис. I).

Топка котла ТП-17 (рис. Iа) оборудована четырьмя угловыми горелками. Для очистки экранов используются два дальнобойных аппарата водяной очистки М-3А, которые расположены на боковых стенах.

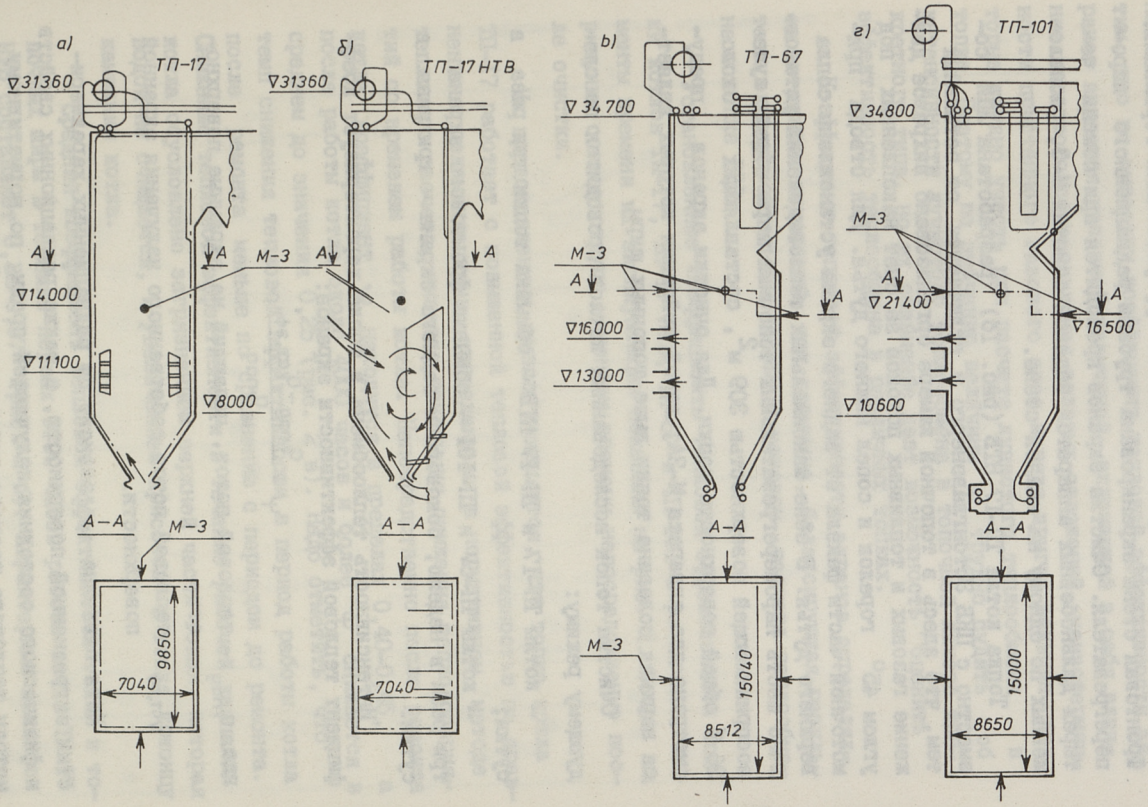


Рис. 1. Схемы испытанных топок котлов ТП-17, ТП-17НТВ, ТП-67, ТП-101.

Топки котлов ТП-67 и ТП-101 (рис. I в,г) оборудованы восемью фронтально расположенными турбулентными горелками. Фронтовая стена экранирована трубами радиационного пароперегревателя. Очистка экранов проводится при помощи четырех дальнобойных аппаратов водяной очистки М-3, расположенных по одному на каждой стене.

Топка котла ТП-17 НТВ (рис. Iб) разработана ЛПИ совместно с ПКБ Эстонглавэнерго и отличается от остальных тем, что здесь в топочной камере организовано вихревое движение газовых и топливных потоков за счет накопленных под углом 45° горелок и сопел нижнего дутья. Для отвода прямоточной части факела от заднего экрана установлены сопла верхнего дутья. В зоне максимальных тепловыделений установлено шесть пароперегревательных топочных ширм общей лучевоспринимающей поверхностью 309 $м^2$, составляющих около 36 % общей поверхности топки. Для очистки экранов предусмотрено два аппарата М-3А, зоной действия которых является верхняя половина топки выше топочных ширм.

Очистка топок исследованных котлов проводится по следующему режиму:

- котлы ТП-17 и ТП-17 НТВ - обмывка топки три раза в сутки;
- котлы ТП-67 и ТП-101 - обмывка фронтового экрана три раза в неделю, бокового и заднего экрана - три раза в сутки.

Интенсивность теплообмена в топке характеризует коэффициент тепловой эффективности экранов:

$$\psi = \frac{q_{пад} - q_{ст,эф}}{q_{пад}},$$

где $q_{пад}$ - тепловой поток, падающий на экранные поверхности;

$q_{ст,эф}$ - тепловой поток собственного излучения экранной поверхности.

Хотя величина ψ зависит от радиационных характеристик загрязненной поверхности, а также радиационных свойств и физического состояния излучающей среды, по нормативному методу теплового расчета паровых котлов [2] ψ считается постоянной при сжигании данного вида топлива в конкретном

топочном устройстве. Для пылесланцевых топок, экранированных гладкими трубами ψ принимается равным 0,25. Отметим, что по существу коэффициент тепловой эффективности экранов является условной величиной, включающей в себя влияние теплового сопротивления золовых отложений, неизотермичности пристенного газового слоя и ряда других величин, которые трудно учесть при расчете лучистого теплообмена в топке. Поэтому по значению величины ψ трудно судить об интенсивности лучистого теплообмена в топочной камере конкретного типа, но их сравнение дает возможность оценить эффективность теплообмена в различных топках.

Коэффициент тепловой эффективности экранов определялся из данных измерений, как величина, балансирующая результаты экспериментальных данных с методом расчета теплообмена в топке [2].

Установленные коэффициенты тепловой эффективности топки котлов ТП-17, ТП-17 НТВ, ТП-67 и ТП-101 в различные моменты времени их эксплуатации показаны на рис. 2. Точки на рисунке соответствуют моментам времени непосредственно после очистки.

Из представленных данных выясняется, что топка котла ТП-17 работает с повышенной тепловой эффективностью по сравнению с рекомендациями, приведенными в нормативном методе теплового расчета, имеется тенденция снижения тепловосприятий со временем работы котла. Непосредственно после ремонта котла коэффициент ψ находится в пределах 0,40-0,45, а после работы котла около 4000 часов и более ψ снижается в среднем до значения 0,25 (рис. 2 в). Надо отметить, что темп снижения тепловой эффективности в период работы котла после ремонта меньше по сравнению с периодом до ремонта. Снижение тепловой эффективности в течение рабочей кампании котла обусловлено загрязнением верхней части топки, которая водой не очищается, и увеличением присосов в топке к концу кампании котла.

Средний коэффициент тепловой эффективности топки и топочных ширм в течение первых 9000 часов работы котла ТП-17 НТВ составляет 0,32-0,57[x] (рис. 2 б). Характерным является

---

[x] Испытания котла проведены сотрудниками ЛПИ, а обработка данных в ТПИ.

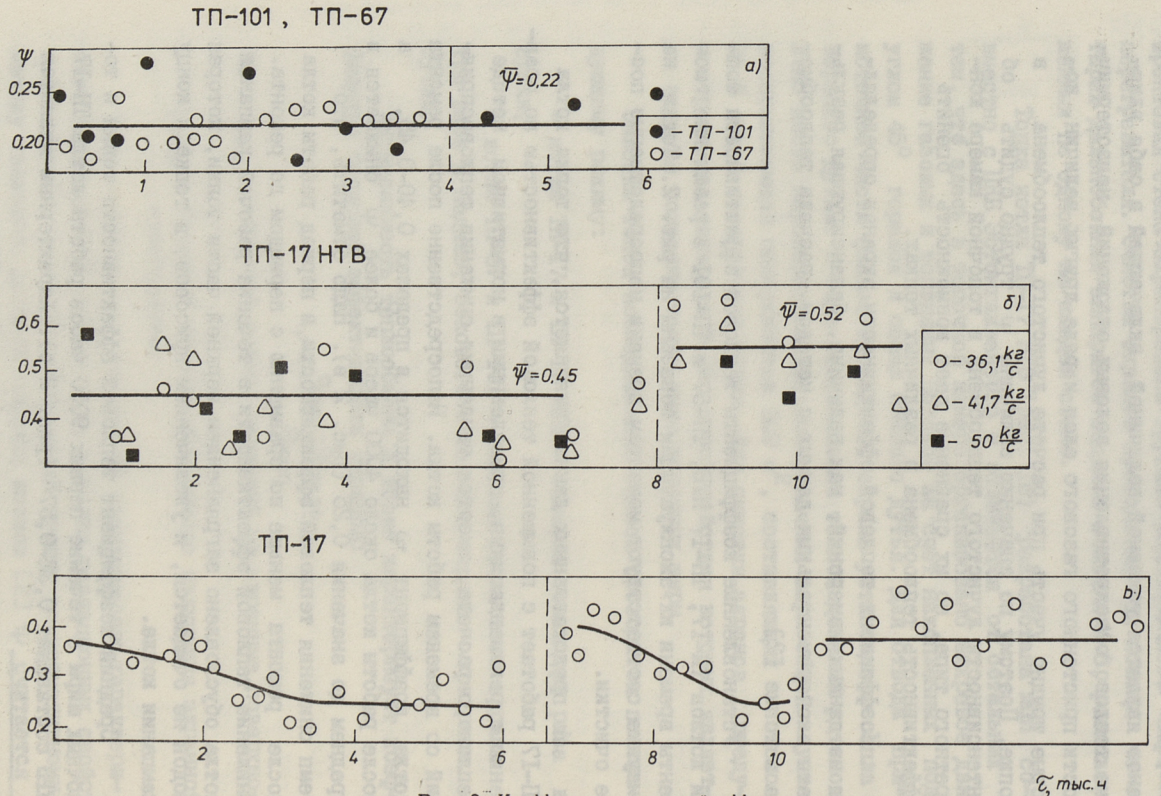


Рис. 2. Коэффициент тепловой эффективности.

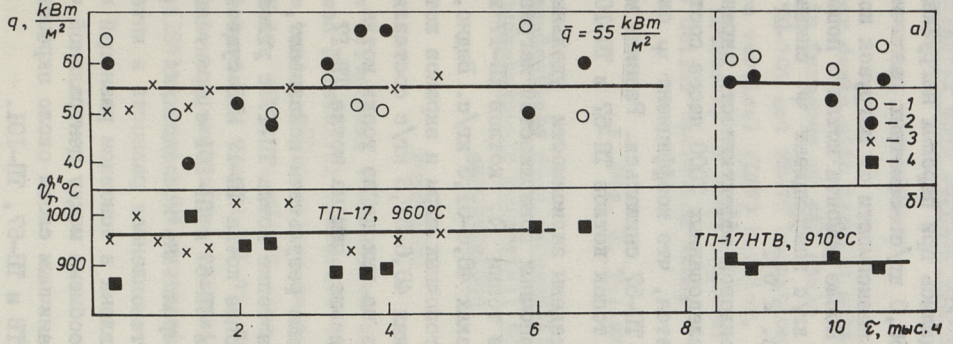


Рис. 3. Тепловосприятие топочных экранов и топочных ширм котлов ТП-17 и ТП-17НТВ.

1 – экраны котла ТП-17НТВ,
2 – топочные ширмы котла ТП-17НТВ,
3 – котел ТП-17,
4 – котел ТП-17НТВ.

относительно большое расхождение значений ψ. Снижение ψ после 5600 часов работы котла обусловлено нарушением режима нижнего дутья. После ремонта, начиная с 9000 часов, коэффициент ψ составляет 0,42–0,65. Повышенное значение ψ обусловлено изменением режима очистки топки, а также устранением неисправности оборудования топки во время ремонта котла. Исследования проводились при паровых нагрузках котла в диапазоне от 36,1 до 50,0 кг/с. Заметных различий эффективности работы топки в зависимости от нагрузок котла до ремонта котла не выявлено. После ремонта котла с повышением нагрузки от 36,1 до 50,0 кг/с коэффициент ψ снижается в среднем с 0,60 до 0,49 (рис. 2 б).

Коэффициент тепловой эффективности экранов ψ котла ТП-67 в течение исследованных 7000 часов составил 0,28–0,17 (рис. 2 а). Выясняется, что коэффициент ψ склонен со временем работы котла ТП-67 снижаться. Разницы между тепловыми эффективностями топок котлов ТП-67 и ТП-101 нет.

На рис. 3 приведены зависимости удельных воспринятых тепловых потоков топочных поверхностей нагрева q и температуры на выходе из топки $\vartheta_т''$ котлов ТП-17 и ТП-17 НТВ от времени при нагрузках 48,6–51,3 кг/с. Видно, что среднее значение q для топочных ширм и экранов котлов ТП-17 НТВ и ТП-17 при нагрузках 48,6–51,3 кг/с составляет 55 кВт/м^2, а температура газов на выходе из топки котла ТП-17 НТВ в среднем на 50 $^{\circ}$С меньше, чем на котле ТП-17.

Приведенные выше результаты показывают, что интенсивность теплообмена в топке котла ТП-17 с угловым расположением горелок и в топке котла ТП-17 НТВ существенно выше, чем в топках котлов ТП-67 и ТП-101 с фронтальным расположением горелок. Опираясь на исследования [1], можно сделать вывод, что установленная разность в интенсивностях теплообмена обусловлена в основном разницей интенсивности турбулентного массообмена между центральной частью потока и термическим пограничным слоем около экранов в топках котлов ТП-17, ТП-17 НТВ и ТП-67, ТП-101.

Литература

1. Отс А.А. Процессы в парогенераторах при сжигании сланцев и канско-ачинских углей. М.: Энергия, 1977. 312 с.

2. Тепловой расчет котельных агрегатов. М.: Энергия, 1973. 296 с.

A. Ots, H. Tallermo, A. Siirde

Influence of Furnace Wall Slagging on Heat Transfer when Burning Oil Shale

Abstract

This paper deals with results achieved while testing heat transfer in furnaces of oil shale fired boilers as ТП-17, ТП-67, ТП-101 and ТП-17 operation under conditions of low temperature vortical (LTV) burning. The evidence characterizes the intensity of heat transfer in furnaces, depending on the boiler operation time.

A. Ots, H. Tallermo, A. Siirde

Tuhasadestiste mõju ekraanküttepindade soojusvahetusele põlevkivil töötavates aurukateldes

Kokkuvõte

Artiklis esitatakse tööstuslike katsete baasil saadud uurimistulemused põlevkivil töötavate aurukatelde kollete soojusvahetuse kohta. Tööstuslikes katsetustes kasutati aurukatlaid ТП-17, ТП-67 ja ТП-101 ning madalatemperatuurilise keerispõletamisega katelt ТП-17. Tuuakse ära kolde ekraanküttepindade soojusvahetuse intensiivsust iseloomustavate näitajate sõltuvused katelagregaadi tööajast.

№ 672

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 620.193

А.А. Отс, А.В. Прикк, Э.Л. Томанн,
Р.В. Тоуарт, Т.П. Бояринова

РОЛЬ ВЮСТИТА В КИНЕТИКЕ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОЙ КОРРОЗИИ ПЕРЛИТНЫХ СТАЛЕЙ

Введение

Применяемые наиболее часто в практике формулы прогноза различных количественных характеристик высокотемпературной коррозии сталей учитывают обычно лишь некоторые основные параметры, определяющие интенсивность процесса. Эти аналитические формулы позволяют для конкретных сталей и условий окисления прогнозировать, например, глубину коррозии (Δs) в зависимости от температуры металла (T) и времени (τ):

$$\mathrm{Ln}\,\Delta S = \mathrm{Ln}(K_0 \rho_м^{-1}) - E/RT + n\,\mathrm{Ln}\,\tau, \qquad (I)$$

где $\rho_м$ – плотность металла;
E – кажущаяся энергия активации окисления;
R – универсальная газовая постоянная;
K_0 – предэкспоненциальный множитель;
n – показатель степени окисления.

В реальных условиях кроме упомянутых параметров на металл воздействуют многочисленные факторы, учет которых описываемой методикой без ввода дополнительных ограничений и коэффициентов невозможен. В число таких факторов необходимо включить в первую очередь общеизвестные изменения в микроструктуре металла и в фазовом строении окалины на перлитных сталях при температурах 570–580 °С и выше.

Изменения в микроструктуре приводят к уменьшению сопротивляемости этих сталей к коррозионно-эрозионному износу, а изменения в структуре окалины (образование вюстита в нижнем слое) – к уменьшению ее стабильности и защитных свойств.

В настоящей работе изучение этих процессов базируется на анализе данных из литературы, на результатах лабораторного исследования кинетики коррозии и фазового состава окалины и на математических обработках на ЭВМ экспериментальных данных по интенсивности коррозии.

Микроструктура металла

Изменения в микроструктуре металла выражаются в сфероидизации и дифференциации перлита и коагуляции карбидных частиц, что является наиболее часто встречающейся формой нестабильности перлитных сталей. Скорость перечисленных процессов определяется, в основном, временем выдержки и химическим составом стали [I]. Такие изменения зафиксированы у сталей I2XIMФ, I2X2MФCP и I2X2MФБ (ЭЙ-53I) в исследованиях лабораторией теплоэнергетики Таллинского политехнического института (ТПИ) образцов, отработавших 800-3500 часов на воздухе, а также в продуктах сгорания газа как под воздействием поташа, так и под воздействием зол различных твердых топлив. В диапазоне температур металла 580-620 °С наблюдались сфероидизация перлита, выделение карбидов и их коагуляция, а при 620 °С микроструктура этих сталей переходила в карбидную [2-4].

Перечисленные изменения оказывают сильное влияние на сопротивление ползучести и длительную прочность металла, снижают пределы прочности и текучести, а также коррозионную сопротивляемость.

Роль вюстита в фазовой структуре окалины

Изменения в структуре окалины при 560-580 °С связаны со значительным ростом содержания вюстита (FeO) в нижнем ее слое. Считается, что вюстит устойчив при температурах выше 570 °С, а при более низкой температуре разлагается на Fe и Fe_3O_4 [5-II]. Появление незначительного количества вюстита на границе фаз металл-окалина в виде тонкой пленки возможно уже начиная с температуры 400-450 °С. При этом нижний предел образования FeO зависит от толщины окалины и по мере утолщения смещается в область более высоких температур (к 570 °С) [5, 6, 9].

По общему мнению исследователей, при температурах ниже 560–570 °С на железе образуется двухслойная окалина, состоящая, в основном, из магнетита (Fe_3O_4), над которым образуется тонкий слой из α- и γ-Fe_2O_3. При такой структуре окалины скорость окисления определяется практически только скоростью роста Fe_3O_4.

При температурах выше 560–570 °С образуется трехслойная окалина $FeO/Fe_3O_4/Fe_2O_3$. Отношение толщин отдельных слоев такой окалины зависит от скорости роста каждого из них, которая в свою очередь определяется диффузией кислорода через окалину. На основе сказанного наиболее быстро нарастающим слоем является оксид с максимальной концентрацией дефектов кристаллической решетки. В то же время известно, что максимальную концентрацию дефектов имеет оксид металла с минимальной степенью окисления. Следовательно, скорость нарастания оксида на границе фаз металл–окалина существенно превышает скорость роста остальных оксидов, т.е. при высоких температурах основную часть многослойной окалины составляет оксид с минимальной степенью окисления. При этом подчеркивается, что фазовый состав многослойной окалины является функцией температуры [12].

Другими словами, в рассматриваемой выше трехслойной окалине на границе металл–окалина располагается FeO с минимальным содержанием кислорода, а внешний слой из Fe_2O_3 является самым обогащенным кислородом. Это значит, что для формирования на металле стабильного слоя вюстита диффузионное сопротивление внешних слоев из Fe_3O_4 и Fe_2O_3 должно доходить до определенного значения, т.е. толщина окалины должна доходить до определенной величины. Из сказанного ясно, что помимо температуры образование вюстита является и функцией времени выдержки.

Среди окислов на перлитных сталях высокие защитные свойства имеют шпинели типа $FeO{\cdot}Me_2O_3$ и $Fe_2O_3{\cdot}MeO$. Также обладают шпинельной структурой образующиеся на железе Fe_3O_4 и γ-Fe_2O_3. Защитные свойства шпинелей определяются их плотной упаковкой, т.е. малым расстоянием между ионами и небольшим количеством вакансий в кристаллической решетке, что является причиной уменьшения диффузий через них кислорода и железа по сравнению с другими окислами. В то же вре-

мя присутствие FeO , как отмечалось выше, является крайне нежелательным, так как резко понижает защитные свойства окалины.

Приведенное выше подтверждается результатами исследований фазового строения окалины, образовавшейся в различных средах:

– В продуктах сгорания газа окалина на образцах из сталей I2XIMФ и I2X2MФCP, отработавших 800 часов под воздействием поташа при 540 и 580 °С однослойная. При 620–650 °С оставшаяся окалина многослойная, неплотная, легко отшелушивающаяся от основного металла. Исследования фазового состава окалины показали отсутствие при температурах выше 580 °С стабильного плотного слоя из Fe_2O_3. Очевидно при высоких температурах доля Fe_2O_3 незначительная ввиду быстрого роста слоев из FeO и Fe_3O_4 [2, I6].

– После I200 часов работы этих же сталей в продуктах сгорания газа под воздействием зол углей канско-ачинского бассейна при 550 °С окалина однослойная, толщиной 0,05 мм. При 600 °С окалина многослойная общей толщиной 0,2–0,3 мм в среде золы назаровского угля и 0,I2 мм в золе березовского угля. При 650 °С окалина многослойная с максимальной толщиной I,34 мм в золе березовского угля. При всех рассматриваемых температурах окалина легко отшелушивалась от основного металла [3].

В I200-часовых опытах на воздухе на образцах из сталей I2XIMФ,и I2XIMФCP и I2X2MФБ при 540 °С наблюдалась двухслойная окалина толщиной 0,03–0,06 мм, а при 620 °С трехслойная окалина толщиной до 0,3 мм, неплотно прилегающая к поверхности металла. Толщина верхнего слоя не превышала 0,05 мм в то время, как толщина нижнего слоя доходила до 0,09–0,26 мм [4].

Воздействие вюстита на кинетику высокотемпературной коррозии

На появление FeO в нижнем слое окалины при температурах выше 560–570 °С обращают внимание большинство исследователей, изучавших процесс высокотемпературной коррозии перлитных сталей в различных условиях. Образованием FeO объясняют главным образом, большой разброс экспериментальных то-

чек и в меньшей мере, перегиб кинетических кривых коррозии в диапазоне 550–600 °С [II]. К сожалению, при дальнейшей математической обработке экспериментальных данных, в полученных кинетических уравнениях коррозии и в пределах их применимости все это, как правило, не учитывается. Этим недостатком страдают также материалы, представленные в РТМ 24.030.49-75.

В большинстве работах, проводимых в лаборатории теплоэнергетики ТПИ по высокотемпературной коррозии перлитных сталей на воздухе и в продуктах сгорания газа под воздействием зол различных твердых топлив и мазутов, а также поташа, обращают внимание на появление вюстита в диапазоне температуры 550–580 °С. Последнее выражается в значительном скачкообразном увеличении показателя степени окисления, т.е. скорости коррозии, и в заметном увеличении разброса экспериментальных точек в районах появления в нижнем слое окалины вюстита. При этом можно наблюдать, что время выдержки до появления перегиба коррозионных характеристик по мере роста температуры сильно уменьшается.

В настоящей работе помимо кинетики коррозии в ходе опытов на воздухе рентгено-структурными анализами окалины проверялись температурно-временные пределы образования вюстита. Результаты этих анализов окалины представляются в таблице I и на рис. I.

Таблица I

Результаты рентгено-структурных анализов окалины на образцах из стали I2XIMФ при коррозии на воздухе

Температура металла, °С	Время выдержки, ч	Фазовый состав окалины
I	2	3
650	I	Fe_3O_4, Fe_2O_3 (следы)
	5	Fe_3O_4, Fe_2O_3
	10	FeO (следы), Fe_3O_4, Fe_2O_3
	30	FeO, Fe_3O_4, Fe_2O_3
	50	FeO, Fe_3O_4, Fe_2O_3
620	5	Fe_3O_4, Fe_2O_3 (слабые линии)
	20	FeO (оч. слабый след), Fe_3O_4, Fe_2O_3

I	2	3
	50	FeO (слабый след), Fe_3O_4, Fe_2O_3
	I20	FeO, Fe_3O_4, Fe_2O_3
600	50	Fe_3O_4, Fe_2O_3
	96	FeO (оч. слабый след), Fe_3O_4, Fe_2O_3
	I93	FeO (оч. слабый след), Fe_3O_4, Fe_2O_3
580	I89	Fe_3O_4, Fe_2O_3
	500	Fe_3O_4, Fe_2O_3

Температурно-временные точки проведения анализов отмечены стрелочками также на кинетической диаграмме на рис. 2. На основе полученных результатов ниже линий перегиба кинетических характеристик коррозии (линия 7 – 7 на рис. 2) окалина при коррозии стали I2XIMФ на воздухе является двухслойной и состоит из Fe_3O_4 и Fe_2O_3. Выше линий перегиба кинетических характеристик по мере роста толщины окалины (средней глубины коррозии при соответствующих температурах) в ней появляется FeO, содержание которого увеличивается по мере роста толщины трехслойной окалины во времени (см. рис. I–2). На кинетической диаграмме коррозии на рис. 2 рост относительного содержания FeO в трехслойной окалине изображается линиями, параллельными линиям перегиба кинетических характеристик коррозии. Для обнаружения FeO на границе перелома кинетических характеристик используемый нами рентгеноструктурный анализ является малочувствительным.

Попытка учета появления FeO сделана нами в [I3, I5] при математической обработке экспериментальных данных по кинетике коррозии сталей I2XIMФ и I2X2MФCP в продуктах сгорания газа под воздействием поташа. Математическая обработка на ЭВМ производилась различными массивами экспериментальных данных до и после точки перелома кинетических характеристик, т.е. для зон с температурами ниже и выше 580–600 °С. Были получены раздельные обобщенные температурно-временные зависимости типа (I), характеризующие процесс коррозии до и после появления FeO в окалине.

Кроме того, при математической обработке опытных данных условие наиболее точной экстраполяции, используемой в РТМ I08.030.II6-78, заменялось на условие наиболее точной

интерполяции. Одинаковая относительная точность аппроксимирования экспериментальных данных достигалась заменой условия минимума суммы отклонений всех точек от расчетной кривой, применяемой в РТМ, на условие минимума суммы относи-

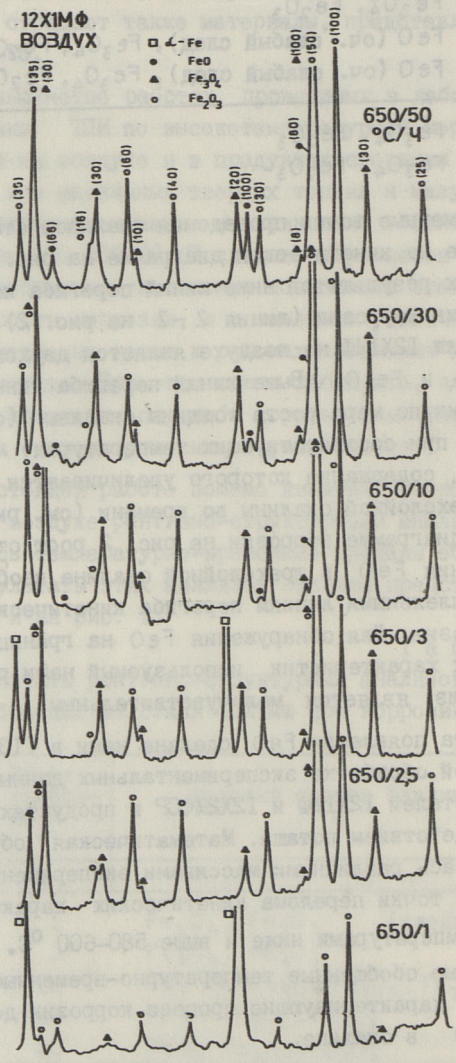


Рис. 1. Дифрактограммы окалины на образцах из стали 12Х1МФ, отработавших при 650 °С на воздухе 1–50 часов. В скобках дается интенсивность линий чистого вещества по каталогу.

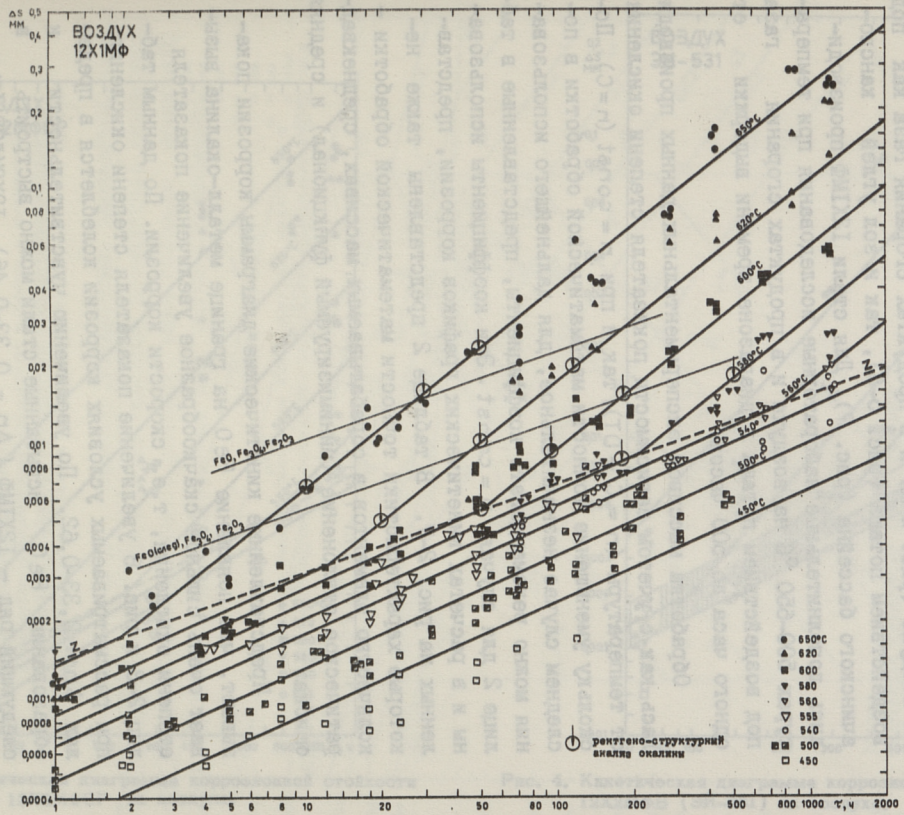


Рис. 2. Кинетическая диаграмма коррозионной стойкости стали 12Х1МФ на воздухе.

тельных отклонений всех опытных точек. То есть, в уравнении определения среднеквадратического отклонения применяется величина $(\Delta S_{опыт} - \Delta S_{расч}) / \Delta S_{опыт}$.

В настоящей работе по описанной методике производилась новая математическая обработка экспериментальных данных по кинетике коррозии сталей I2XIMФ, I2X2MФCP и I2X2MФБ на воздухе (рис. 2-4) и в продуктах сгорания газа как под воздействием поташа (рис. 5-6), так и зол углей канско-ачинского бассейна (рис. 7). Для стали I2XIMФ производились дополнительные лабораторные исследования при температурах 500-650 °С на воздухе и в продуктах сгорания газа под воздействием поташа в диапазоне времени выдержки от одного часа до 500 часов.

Обработка массивов экспериментальных данных производилась как с учетом зависимости показателя степени окисления от температуры ($n = C + DT$), так и при $n = const$ ($n = C$). Поскольку уменьшение точности математической обработки в последнем случае незначительное, для дальнейшего использования можно рекомендовать коэффициенты, представленные в таблице 2 для случая $n = const$. Эти коэффициенты использованы и в расчетах кинетических графиков коррозии, представленных на рис. 2-7. В таблице 2 представлены также некоторые характеристики точности математической обработки - количество элементов в обрабатываемых массивах, среднеквадратическое отклонение (минимизируемый функционал) и средняя ошибка.

Представленные кинетические диаграммы коррозии показывают, что появление FeO на границе металл-окалина вызывает очень сильное скачкообразное увеличение показателя степени окисления, т.е. скорости коррозии. По данным таблиц 2-3 и рис. 8 увеличение показателя степени окисления при рассматриваемых условиях коррозии колеблется в пределах $\Delta n = 0{,}33-0{,}62$. По увеличению чувствительности к образованию FeO испытанные стали можно выстроить в следующий ряд - I2XIMФ ($\Delta n = 0{,}33-0{,}46$), I2X2MФCP ($\Delta n = 0{,}41-0{,}48$) и I2X2MФБ ($\Delta n = 0{,}62$). На рис. 8 видно, что наиболее сильный рост показателя степени окисления имеет место при коррозии в продуктах сгорания газа под воздействием поташа, а максимальные абсолютные значения при трехслойной окалине на воздухе ($n_2 = 1-1{,}14$).

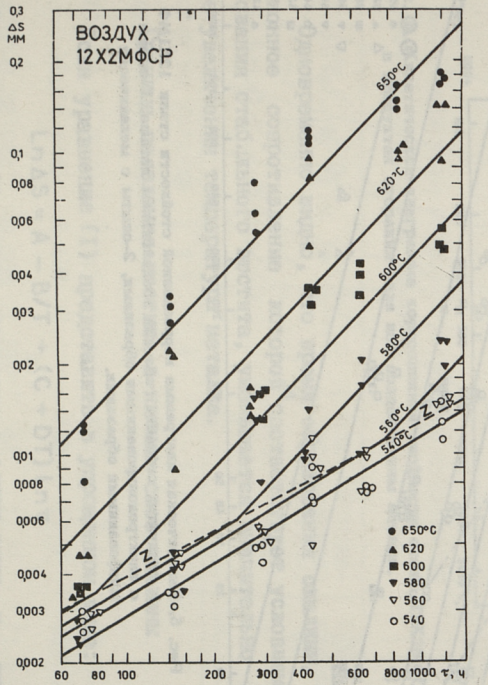


Рис. 3. Кинетическая диаграмма коррозионной стойкости стали 12Х2МФСР на воздухе.

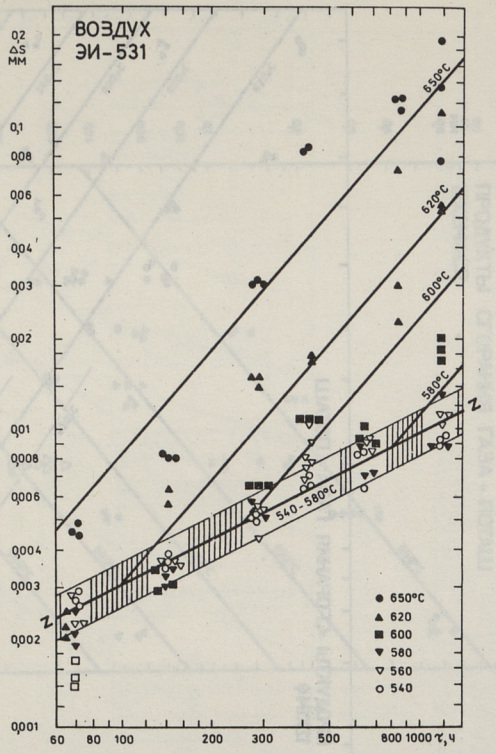


Рис. 4. Кинетическая диаграмма коррозионной стойкости стали 12Х2МФБ (ЭИ-531) на воздухе.

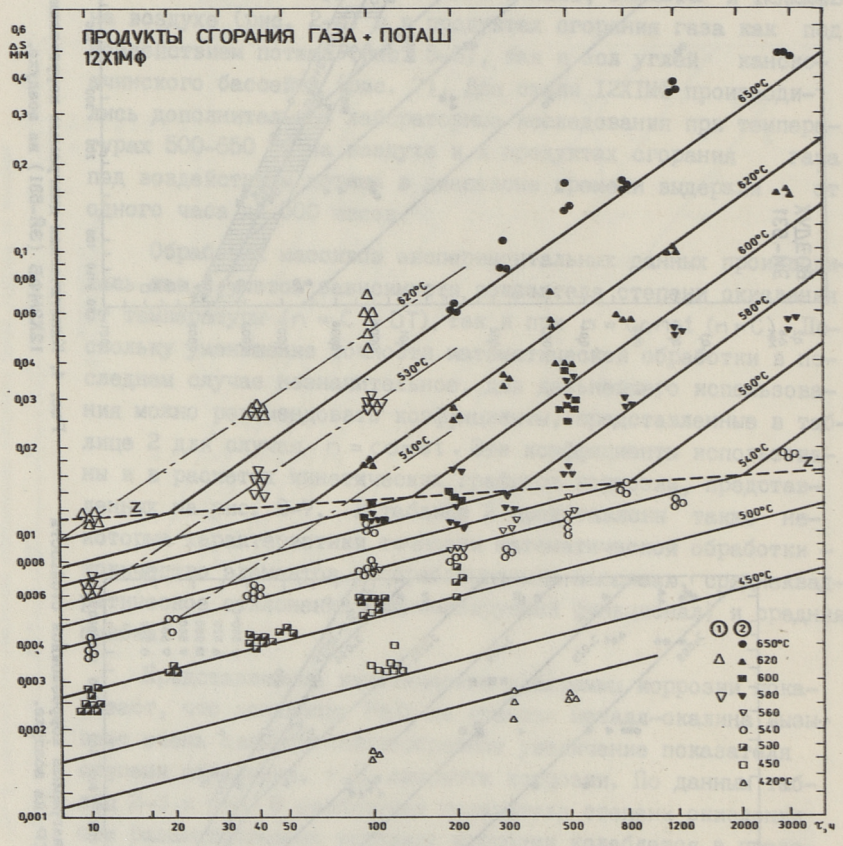


Рис. 5. Кинетическая диаграмма коррозионной стойкости стали 12Х1МФ в продуктах сгорания газа под воздействием поташа. 1–опыты с электрополированными образцами, 2–опыты с механически шлифованными образцами.

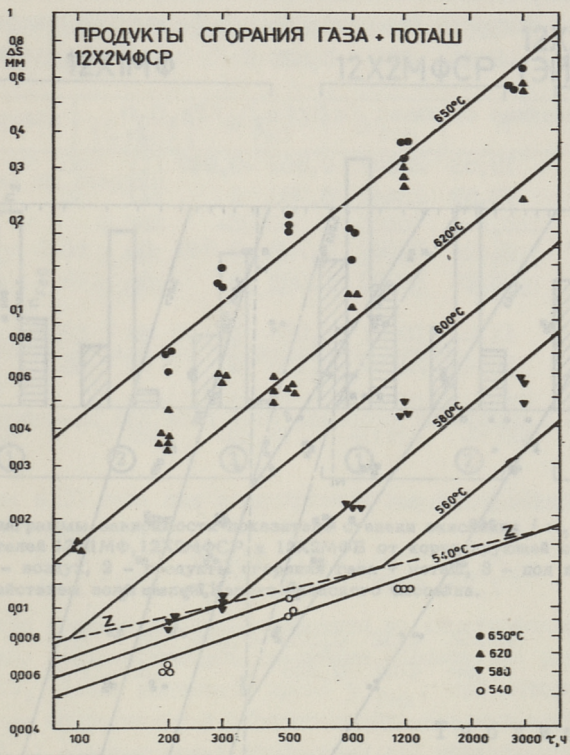


Рис. 6. Кинетическая диаграмма коррозионной стойкости стали 12Х2МФСР в продуктах сгорания газа под воздействием поташа.

Одновременно видно, что время образования окалины, диффузионное сопротивление которой соответствует условиям образования стабильного вюстита, уменьшается значительно по мере увеличения температуры металла.

Граница появления вюстита в нижнем слое окалины

Если уравнение (I) представить в упрощенном виде:

$$\mathrm{Ln}\,\Delta S = A - B/T + (C + DT)\,\mathrm{Ln}\,\tau \qquad (2)$$

и обозначить коэффициенты уравнения в зонах двух- и трехслойной окалины соответственно через I и 2, то температурно-

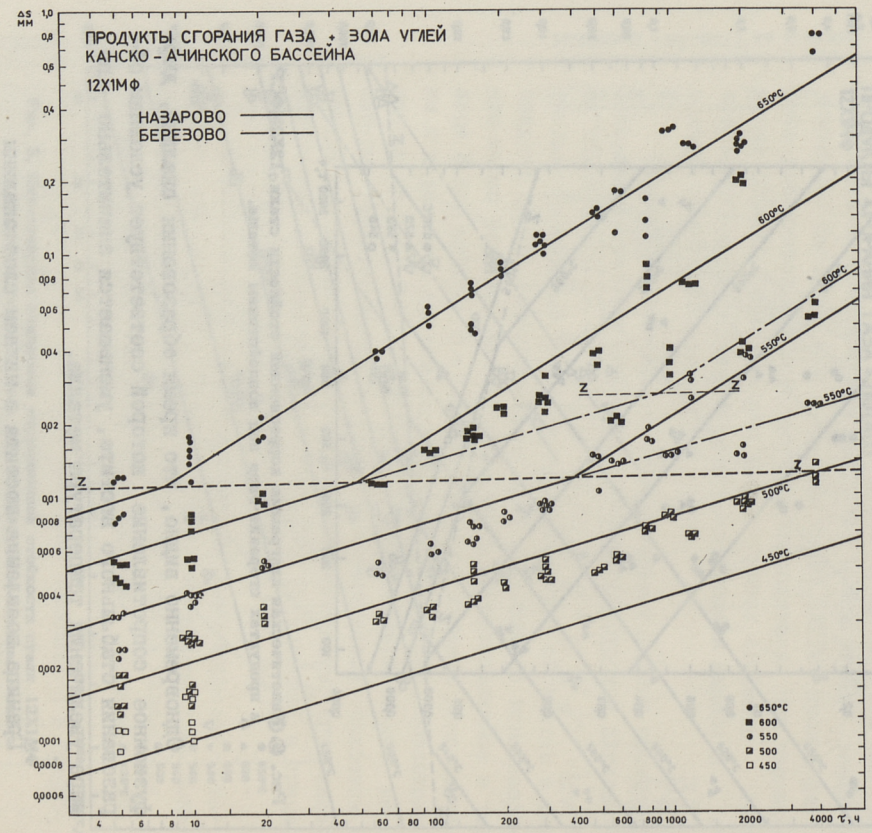


Рис. 7. Кинетическая диаграмма коррозионной стойкости стали 12Х1МФ под воздействием золы углей Канско-ачинского бассейна.

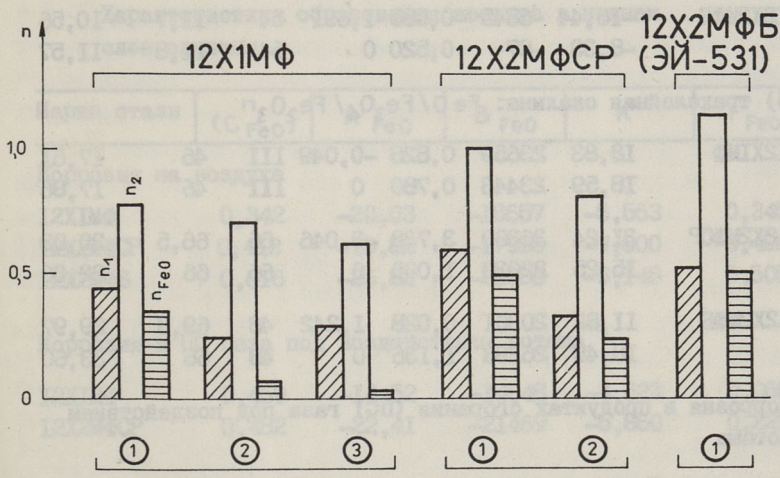


Рис. 8. Диаграммы зависимости показателя степени окисления (n_1 и n_2) сталей 12Х1МФ, 12Х2МФСР и 12Х2МФБ от корродирующей среды. 1 – воздух, 2 – продукты сгорания газа + поташ, 3 – под воздействием золы углей Канско-ачинского бассейна.

Таблица 2

Характеристики коррозии перлитных сталей при двух- и трехфазной окалине

Марка стали	$Ln(K_0\rho_M^{-1})$ (A)	E/R (B)	(C)	(D)	Кол. элем. шт.	Среднеквадрат. отклон. *10	Средн. ошибка %
I	2	3	4	5	6	7	8
Коррозия на воздухе							
а) двухслойная окалина: Fe_3O_4/Fe_2O_3							
I2XIMФ	-2,I8	4I79	0,I49	0,353	228	I2,8	I8,25
	-I,44	4786	0,438	0	228	I3,0	I8,58
I2X2MФCP	-8,32	I22	-0,368	I,I57	44	II,8	II,44
	-3,57	4044	0,588	0	44	II,3	II,76

I	2	3	4	5	6	7	8
I2X2МФБ	-I6,44	-6845	-0,885	I,69I	54	II,7	I0,56
	-8,33	-87	0,520	0	54	II,8	II,57

б) трехслойная окалина: $FeO/Fe_3O_4/Fe_2O_3$

I2XIМФ	I8,83	23659	0,828	-0,049	III	46	I7,6I
	I8,59	23443	0,780	0	III	46	I7,86
I2X2МФСР	3I,24	36300	3,738	-3,046	66	66,5	30,03
	I5,25	22030	I,000	0	66	66	32,06
I2X2МФБ	II,82	2036I	0,028	I,242	48	69,3	29,97
	I8,49	26298	I,I36	0	48	68	33,60

Коррозия в продуктах сгорания (ПС) газа под поздействием поташа

а) двухслойная окалина

I2XIМФ	3,74	7938	0,774	-0,648	I3I	II,3	I0,69
	I,30	6982	0,249	0	I3I	II,5	II,3I
I2X2МФСР	-0,62	4962	0,373	-0,055	I5	6,5	5,67
	-0,88	475I	0,328	0	I5	6,5	5,66

б) трехслойная окалина

I2XIМФ	-4,33	2727	-2,472	3,573	75	7I,7	22,6I
	I5,82	20630	0,708	0	75	78,0	23,4I
I2X2МФСР	4I,44	44OI9	3,9II	-3,453	60	II4	24,55
	2I,53	26220	0,8I0	0	60	II6	26,80

Коррозия в ПС газа под воздействием зол углей канско-ачинского бассейна

а) двухслойная окалина

I2XIМФ	0,II	5267	0,608	I,II	I6I	I5	I4,I6
	3,83	8257	0,294	0	I6I	I9	I6,66

б) трехслойная окалина

I2XIМФ	2I,07	24708	I,923	-I,43	I08	82	I6,96
	I3,82	I8086	0,6I9	0	I08	82	I7,78

Таблица 3

Характеристики образования вюстита в нижнем слое окалины

Марка стали	$(C^{П}_{FeO})$	A_{FeO}	B_{FeO}	K	$П_{FeO}$
Коррозия на воздухе					
I2XIMФ	0,342	-20,03	-I8657	-6,563	0,345
I2X2MФCP	0,4I2	-I8,82	-I7986	-7,800	0,495
I2X2MФБ	0,6I6	-26,82	-26385	-8,I48	0,505
Коррозия в ПС газа под воздействием поташа					
I2XIMФ	0,459	-I4,52	-I4648	-4,623	0,060
I2X2MФCP	0,482	-22,4I	-2I469	-5,860	0,225
Коррозия в ПС газа под воздействием зол углей Канско-ачинского бассейна					
I2XIMФ	0,325	-9,99	-9829	-4,560	0,025

временную границу появления вюстита на кинетических диаграммах можно характеризовать следующим образом. Из равенства $\Delta S_1 = \Delta S_2$ можно высчитать время τ_{FeO}, при котором диффузионное сопротивление образовавшейся окалины (Fe_3O_4 + + Fe_2O_3) соответствует требуемому для образования стабильного вюстита:

$$Ln\tau_{FeO} = (A_{FeO} - B_{FeO}/T)/(C_{FeO} + D_{FeO}T), \qquad (3)$$

где

$$A_{FeO} = A_1 - A_2,\ B_{FeO} = B_1 - B_2,\ C_{FeO} = C_2 - C_1 \text{ и } D_{FeO} = D_2 - D_1.$$

Здесь $\Delta П = C_{FeO} + D_{FeO}T$ характеризует увеличение показателя степени окисления из-за образования вюстита.

Среднюю глубину коррозии, соответствующей требуемой для образования вюстита толщине окалины можно теперь, используя τ_{FeO}, найти из уравнения (2) через любой из комплектов коэффициентов в таблице 2:

$$Ln\Delta S_{FeO} = A - B/T + (C + DT)\, Ln\tau_{FeO}, \qquad (4)$$

Результаты расчетов для представленных в таблице 2 вариантов при $n = const$ приведены в таблице 3. На основе высчитанных τ_{FeO} и S_{FeO} на кинетических диаграммах (см. рис. 2-7) штриховыми линиями представлены графики, изображающие границу начала образования FeO, т.е. трехслойной окалины. Видно, что в координатах $Ln\Delta S - Ln\tau$ начало образования стабильного вюстита является степенной функцией времени:

$$Ln\Delta S_{FeO} = K + n_{FeO} Ln\tau. \qquad (5)$$

Множители уравнения (5) для рассматриваемых в таблице 2 случаев при $n = const$ представляются в таблице 3.

Данные, представленные на кинематических диаграммах, на рис. 8 и в таблицах 2-3, свидетельствуют о том, что показатели степени окисления n_1 и n_2 и показатель n_{FeO} характеризуют коррозионную активность среды (продукты сгорания/отложения), ускоряющее действие трехслойной окалины на интенсивность коррозии, коррозионную стойкость стали, а также степень (темп) изменения защитных свойств окалины во времени.

На основе представленных данных в числе рассматриваемых коррозионных сред наиболее активным является воздух – n_1 = = 0,44-0,59 и n_2 = 0,78-I,I4. Среди используемых сталей наиболее коррозионностойким является сталь I2XIMФ с минимальными значениями – n_1 = 0,25-0,44 и n_2 = 0,62-0,78. Максимальное уменьшение защитных свойств трехслойной окалины наблюдается при коррозии в продуктах сгорания газа под воздействием поташа – n = 0,46-0,48 при минимальных n_1 = 0,25--0,33 для сталей I2XIMФ и I2X2MФCP.

В то же время можно заметить, что изменение защитных свойств окалины определяется, в основном, свойствами корродирующей среды. На кинетических диаграммах изменение защитных свойств окалины во времени характеризует $\Delta S_{FeO} = f(\tau)$, т.е. n_{FeO}. В опытах на воздухе при увеличении времени выдержки от I0 до I000 ч ΔS_{FeO} у испытуемых сталей возрос от 0,00I-0,003 до 0,0I мм (при n_{FeO} = 0,35-0,5I). В то же время в опытах под воздействием поташа и зол углей Канско-ачинского бассейна средняя глубина коррозии стали I2XIMФ, при которой диффузионное сопротивление формирующейся на металле окалины соответствует требованиям начала появления

вюстита, практически не зависит от времени и составляет ~0,01 мм при Π_{FeO} = 0,025-0,06. Одновременно видно, что по мере падения коррозионной стойкости стали значение Π_{FeO} увеличивается (Π_{FeO} = 0,23 для стали I2X2МФСР в продуктах сгорания газа под воздействием поташа).

Помимо параметров, перечисленных выше, граница появления стабильного вюстита определяется такими факторами, как физико-механические свойства поверхности металла, диффузионные свойства отложений и воздействие отложений на состав образующейся окалины.

Экспериментальные данные, представленные на рис. 2-7, получены при использовании механически отшлифованных перед началом опытов образцов. Для сравнения на рис. 5 дополнительно нанесены данные по интенсивности коррозии электрополированных образцов из стали I2XIMФ в продуктах сгорания газа под воздействием поташа при 580 и 620 °С. Как известно, при электрохимическом полировании происходит снятие поверхностного слоя наклепа, т.е. снятие центров концентрации напряжений, сопровождающееся снижением скорости коррозии. На основе приведенного выше анализа отмеченное снижение скорости коррозии объясняется увеличенным диффузионным сопротивлением двухслойной окалины на электрополированных образцах при температурах ниже 570-580 °С. С другой стороны, как это видно на рис. 5, ввиду такого относительного роста диффузионного сопротивления окалины появление стабильного FeO происходит при более тонкой окалине и при более коротких временах выдержки.

Воздействие покрывающих поверхность металла различных отложений на образование FeO на стали I2XIMФ иллюстрирует рис. 7. На этот рисунок наряду с кинетическими графиками коррозии под воздействием золы угля назаровского месторождения нанесен также график коррозии под воздействием золы угля березовского месторождения Канско-ачинского угольного бассейна при 550 °С. Как видно, скорость коррозии (показатель степени окисления) при двухслойной окалине одинаковая при обоих углях в то время, как FeO при березовском угле появляется заметно позднее по времени выдержки при толщине окалины, соответствующей $\Delta S_{FeO} \approx 0,025$ мм.

Согласно графикам образования стабильного FeO на кинетических диаграммах коррозии время до начала образования последнего при уменьшении температуры металла ниже 580 °С значительно растет. Для сталей I2XIMФ и I2X2MФCP при 560 °С τ_{FeO} составляет 800–I000 часов при опытах на воздухе и в продуктах сгорания газа под воздействием поташа и 200 часов при опытах под воздействием зол углей Канско-ачинского бассейна. При 540 °С для всех рассматриваемых случаев τ_{FeO} превышает уже 2000 часов. Это говорит о том, что при эксплуатации котлов в условиях периодической очистки поверхностей нагрева от золовых отложений вероятность образования стабильного FeO в нижнем слое окалины при температуре ниже 570–580 °С сильно уменьшается, а при 540 °С образование вюстита уже маловероятно.

На основе представленных выше данных высокотемпературная коррозия перлитных сталей при двухслойной окалине Fe_3O_4 / Fe_2O_3 протекает, в основном, в диффузионной области в то время, как при трехслойной окалине $FeO/Fe_3O_4/Fe_2O_3$ процесс коррозии приближается к кинетической области с максимально-возможной скоростью коррозии. Вышесказанное необходимо учитывать как при выборе стали для проектируемых котлов, так и при их дальнейшей эксплуатации.

Результаты настоящей работы не исчерпывают поднятый в статье вопрос, а указывают на необходимость продолжения работ по изучению роли вюстита в процессе высокотемпературной коррозии котельных сталей.

Выводы

I. В процессе высокотемпературной коррозии перлитных сталей важную роль играет фазовое строение окалины на металле.

2. Образование трехслойной окалины $FeO/Fe_3O_4/Fe_2O_3$ сопровождается значительным скачкообразным ростом скорости коррозии, зависящей от свойств металла, окисляющей атмосферы и натрубных золовых отложений. Отмеченное имеет важное значение при определении предельных температур использования металла.

3. Учет образования трехслойной окалины с FeO в нижнем слое особо важен при разработке основ для выбора схемы и режимов периодической очистки поверхностей нагрева от натрубных золовых отложений.

Литература

I. Приданцев М.Б., Ланская К.А. Стали для котлостроения. М.: Гос. научно-иссл. издат. литературы по черной и цветной металлургии. 1959. 303 с.

2. Отс А.А., Таллермо Х.И., Прикк А.В. Исследование коррозионного износа котельных сталей под воздействием поташа в продуктах сгорания газа // Труды VIII Междунар. конф. по МГД-преобразованию энергии. М., 12-18 сент. 1983 г. Т. 4. С. 31-34.

3. Пайст А.А. Коррозионная стойкость котельных сталей в продуктах сгорания березовского угля // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. 1981. № 502. С. 9-17.

4. Томанн Э.Л. Кинетика высокотемпературной коррозии котельных сталей в продуктах сгорания эстонских сланцев и назаровского угля. Автореферат диссерт. на соискание уч. степ. к.т.н., Таллин, 1981. 22 с.

5. Кубашевский О., Попкинс Б. Окисление металлов и сплавов. М.: Металлургия, 1965. 428 с.

6. Хауффе К. Реакции в твердых телах и на их поверхности. М.: Изд-во иностр. лит. 1963. 273 с.

7. Кофстад П. Высокотемпературное окисление металлов. М.: Мир, 1969. 392 с.

8. Никитин В.И. Расчет жаростойкости металлов. М.: Металлургия. 1975. 207 с.

9. Оше Е.К., Зимина Г.Ю. и др. Дефектообразование в поверхностных оксидах железа при термоокислении на воздухе // Защита металлов. Т. XXIII. № 3. 1987. С. 406-411.

10. Рачев Х., Стефанова С. Справочник по коррозии. М.: Мир, 1982. 519 с.

11. Отс А.А. Коррозия и износ поверхностей нагрева котлов. М.: Энергоатомиздат, 1987. 272 с.

I2. Моовец С., Вербер Т. Современные жаростойкие материалы // Справочник. М.: Металлургия, 1986. 359 с.

I3. Отс А.А., Прикк А.В., Тоуарт Р.В. Расчет скорости коррозии котельных сталей под влиянием отложений поташа применительно к парогенераторам МГДЭС // Междунар. научно-техн. совещ. "Физико-техн. проблемы создания МГДЭС", 2-8 сент. I984. Киев.

I4. Отс А.А., Томанн Э.Л., Тоуарт Р.В. Некоторые результаты изучения коррозионно-стойкости котельных сталей в воздушной атмосфере // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. I977. № 4I6. С. I25-I30.

I5. Отс А.А., Прикк А.В., Тоуарт Р.В., Эйвак Ю.Э. Износ перлитных сталей в условиях работы парогенератора МГД электростанции // Юбилейная научная сессия "Современное энергетическое машиностроение". Варна (НРБ), 23-26 марта I988 г.

I6. Таллермо Х.И., Прикк А.В., Ансон Г.П., Кукк А.Э. Исследование высокотемпературной коррозии сталей под влиянием отложений поташа при сжигании газа // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. I982. № 522. С. 4I-58.

A. Ots, A. Prikk, E. Tomann,
R. Touart, T. Boyarinova

The Role of Wustite in the Perlitic Steels High-Temperature Corrosion Kinetics

Abstract

A survey of perlitic steel metal microstructure and oxide film phase construction studies is presented here.

The calculating equations of the high-temperature corrosion depth for the two-layer (Fe_3O_4/Fe_2O_3) or three-layer ($FeO/Fe_3O_4/Fe_2O_3$) oxide film based on the laboratory corrosion kinetics and oxide film phase composition investigations and on the new mathematical treatment of experimental data depending on temperature and time has been obtained. The kinetic coefficients of corrosion for perlitic steels 12Cr1MoV, 12Cr2MoVSiB and 12Cr2MoVNb high-temperature

corrosion in air and in gas combustion products under the influence of potash or Kansk-Atschinsk brown coal fly ash are expressed.

The formula for calculating the level of transition from two-layer oxide film to the three-layer one, that is the wustite appearance level in oxide film depending on temperature and time is presented.

A. Ots, A. Prikk, E. Tomann,
R. Touart, T. Bojarinova

Vüstiidi osatähtsus perliitteraste kõrgetemperatuurilisel korrosioonil

Kokkuvõte

Artiklis antakse ülevaade perliitteraste mikrostruktuuri ja oksiidikihi faasilise ehituse uurimustest.

Korrosiooni kineetika ja oksiidi faasilise koostise laboratoorsete uuringute ja katseandmete uue matemaatilise töötluse tulemusena on saadud üldistatud temperatuurilis-ajalised seosed korrosiooni sügavuse arvutamiseks kahe- (Fe_3O_4/Fe_2O_3) ja kolmekihilise oksiidi (FeO/Fe_3O_4/Fe_2O_3) korral. Esitatakse vastavad kineetiliste võrrandite kordajad perliitteraste 12Cr1MoV, 12Cr2MoVSiB ja 12Cr2MoV kõrgetemperatuurilise korrosiooni sügavuse arvutamiseks õhus ja gaasi põlemisproduktides potaase ning Kansk-Atšinski basseini pruunsöetuha juuresolekul.

Esitatakse kahekihiliselt oksiidilt kolmekihilisele ülemineku temperatuurilis-ajalise piiri, s.o. FeO ilmumise piiri arvutusvõrrand.

№ 672

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 620.193.53; 621.181.8

Х.Х. Суйк, Т.Н. Сууркууск, Ю.Э. Каск

ЭКСПЛУАТАЦИОННАЯ НАДЕЖНОСТЬ ТРУБ ИЗ СТАЛИ 12Х1МФ С ХРОМОВЫМ ПОКРЫТИЕМ В ЭКРАНЕ КОТЛА, СЖИГАЮЩЕГО ЭКИБАСТУЗСКИЙ УГОЛЬ

В ряде случаев при работе при температурах, значительно ниже допустимых, но в условиях переменной теплонапряженности трубы из традиционных котельных низколегированных сталей не обладают достаточной прочностью и коррозионной стойкостью. Нанесением на их наружную поверхность защитного покрытия можно с незначительными материальными затратами существенно увеличить их надежность. В настоящей работе представлены некоторые результаты испытания опытных участков мембранного экрана с хромовым покрытием в экранах нижней радиационной части (НРЧ) топки котла П-57, сжигающей экибастузский уголь.

Опытные мембранные панели были изготовлены из стандартных плавниковых труб из стали 12Х1МФ, на наружную поверхность которых после сварки в трехтрубные вставки наносилось диффузионное хромовое покрытие по методике УКРНИИспецстали [1].

До испытания с обоих концов каждой опытной панели были отрезаны эталонные участки для сопоставления с участками, прошедшими испытания различной длительности в котле. Параллельно с опытными панелями с хромовым покрытием в тех же условиях испытывались и аналогичные контрольные панели без покрытия.

Опытные – с покрытием и контрольные – без покрытия панели были смонтированы около оси фронтового экрана НРЧ котла П-57 несколько выше второго яруса горелок в центре зоны, в которой в наружной поверхности труб в предшествующей эксплуатации после 25-30 тыс. часов работы котла появились усталостные повреждения в виде поперечных трещин.

Подробными исследованиями разных организаций [2, 3] было установлено, что причиной этих усталостных повреждений служила переменная напряженность металла труб из-за нестационарности их локального тепловосприятия. Нестационарность локального тепловосприятия связана с периодической самопроизвольной очисткой рассматриваемой точки экрана от золовых отложений. Такие самоочистки свойственны для экранов котлов, сжигающих подобные экибастузские угли с высоким содержанием химически пассивной, тугоплавкой золы. При работе котла с неизменной нагрузкой и режимом устанавливается динамическое равновесие между количествами золы, осевшей за определенный промежуток времени на экраны в целом и отпавшей с них суммарно в результате локальных самоочисток за тот же промежуток времени. Так как оседание золы происходит постепенно, а отпадают отложившиеся слои внезапно, то локальное тепловосприятие поверхности нагрева изменяется во времени по пилообразной зависимости, т.е. с течением времени происходит плавное снижение локального тепловосприятия с последующим скачкообразным его восстановлением в цикле самоочистки.

Аналогично тепловосприятию меняются и термические напряжения в стенке труб, а их скачкообразные изменения в циклах самоочистки и являются причиной усталостных повреждений труб НРЧ. Для установления количественных характеристик вышеуказанного процесса у опытных вставок, вместе с ними на том же месте экрана НРЧ была смонтирована специальная измерительная вставка, позволяющая фиксировать температуру наружной поверхности металла мембранного экрана и его локальное тепловосприятие. Статистическая обработка данных периодических измерений позволила установить, что опытные вставки во время испытания подвергались, в среднем, скачкообразному изменению термических напряжений через каждые 30 минут. При этом в наружной поверхности металла лобовой образующей трубы скачок напряжений при среднестатистическом цикле самоочистки составлял 80 МПа, а в экстремальных условиях - 150 МПа [2]. В остальных точках сечения экрана скачки напряжения были несколько ниже.

Скачкообразные изменения локального восприятия теплового потока сопровождались аналогичными скачкообразными изменениями температуры наружной поверхности металла труб.

При среднестатистическом цикле самоочистки при разных периодических опытах скачок температуры составлял от 32 до 52 °С, а максимальный - соответственно от 52 до 101 °С. Второй особенностью температурного режима опытных вставок (и экранов НРЧ) было постоянное увеличение среднего уровня температуры металла труб вследствие накопления в них внутренних отложений. Такой процесс, свойственный для экранов НРЧ прямоточных котлов, и его темп определяются особенностями водного режима и теплонапряженностью поверхности нагрева. На рис. 1 представлена зависимость температуры металла труб мембранных опытных вставок от времени их работы после монтажа.

Как видно из представленных данных, процесс прироста средней рабочей температуры металла имеет ускоряющийся характер, так, например, за первые 10 тыс. часов температура возросла на 20 °С, а уже за следующие 10 тыс. часов - на 45 °С, т.е. больше чем в 2 раза. Хотя вместе с увеличением средней температуры металла скачки термических напряжений в циклах самоочистки не возрастают, поскольку они определяются лишь величинами скачков воспринятого теплового потока, они постепенно становятся более опасными, так как с увеличением температуры металла снижается его усталостная прочность.

Пока из опытных вставок выполнено две вырезки соответственно после 21,9 и 28 тыс. часов работы котла. В таблице 1 представлены основные условия испытания опытных вставок за указанные периоды. В этот период котел, на котором были смонтированы вставки, работал, в основном, в базовом режиме при номинальной нагрузке с неглубокими разгружениями в ночные часы.

Вырезки из хромированных опытных участков и из соседних участков из труб без покрытия, а также все эталоны, не прошедшие испытания, подвергались металлографическим исследованиям и микроисследованиям состояния наружной поверхности. Металлографические исследования показали, что микроструктура основного металла всех опытных участков и их эталонов одинаковая и рекомендуемая для стали 12Х1МФ.

Исследование толщины структурных зон хромового покрытия опытных образцов и их эталонов показало, что у обеих вырезок они практически идентичны соответствующим значениям у эталонов.

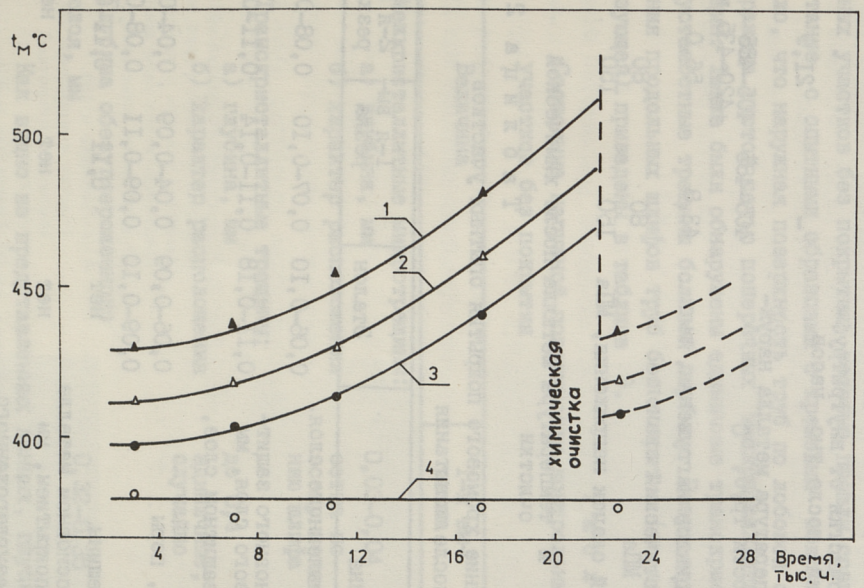


Рис. 1. Зависимость температуры наружной поверхности труб со времени работы котла.
1 – средняя температура металла после цикла самоочистки, 2 – средняя температура металла,
3 – средняя температура металла перед циклами самоочистки, 4 – температура среды.

Таблица I

Условия испытания опытных участков в котле П-57

Величина	I-я вырезка	2-я вырезка
№ вырезки	I	2
Продолжительность испытания, тыс. часов	2I,9	28,0
Химические очистки от внутритрубных отложений, после тыс. часов работы	-	2I,9
Средняя температура металла наружной поверхности труб, °С	405-485	405-485 + +420-435 *
Количество циклов нагружения, тыс.	43,8	56,0
Среднестатистический скачок напряжения, МПа	80	80
Максимальный скачок напряжения, МПа	I50	I50

Примечание: * температура металла после химической очистки

Таблица 2

Состояние хромового покрытия опытных участков до и после испытания

Величина	Эталон	I-я вырезка	2-я вырезка
Толщина напыленного слоя, мм	0,06-0,I0	0,07-0,I0	0,08-0,I3
Толщина основного защитного хромового слоя, мм	0,II-0,I8	0,II-0,I4	0,II-0,I5
Дефекты в защитном слое, мм:			
а) пустоты, поры	0,06-0,09	0,04-0,09	0,04-0,05
б) язвы	0,09-0,I0	0,09-0,II	0,08-0,I7
в) микротрещины	нет	0,II	0,II-0,I3
Дефекты в основном металле трубы под покрытием, мм	нет	нет	нет
Глубина обезуглероженного слоя под хромовым слоем, мм	0,48-0,72	0,65-0,76	0,53-0,9I

В то же время количество различных микродефектов в хромовом защитном слое возросло и несколько увеличилась их глубина. Развития каких-либо повреждений (язвы, пустоты, по-

ры, трещины) через защитный хромовый слой в основном металле труб ни у одного из исследованных образцов не обнаружено. Результаты микроисследований наружной поверхности опытных образцов с хромовым покрытием представлены в таблице 2.

Исследование состояния наружной поверхности контрольных участков без покрытия, которые прошли совместное испытание с опытными образцами с хромовым покрытием, показало, что наружная поверхность труб по лобовой образующей поражена густой сетью поперечных межкристаллитных микротрещин. Также были обнаружены единичные транскристаллитные усталостные трещины большей глубины. Результаты исследования продольных шлифов труб без покрытия (по лобовой образующей) приведены в таблице 3.

Таблица 3

Состояние наружной поверхности контрольных участков без покрытия

Величина	I-я вырезка	2-я вырезка
Межкристаллитные микротрещины:		
а) глубина, мм	0,03-0,04	0,05-0,06
б) характер расположения	сетка по всему сечению шлифа	сетка по всему сечению шлифа
Транскристаллитные трещины:		
а) глубина, мм	до 0,4	до 0,69
б) характер расположения	единичные, случайно	редкие с шагом I-5 мм по всей длине шлифа
Глубина обезуглероженного слоя, мм	0,32-0,35	0,27-0,37

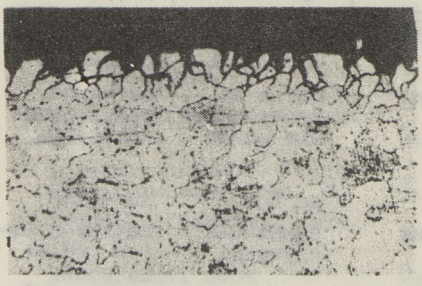
Как видно из представленных данных, глубина межкристаллитных и транскристаллитных трещин в поверхности труб с увеличением продолжительности испытания возрастает, так, например, после 21,9 тыс. часов испытания глубины трещин были соответственно 0,03-0,04 и 0,4 мм, а после 28 тыс. часов уже 0,05-0,06 и 0,2-0,69 мм.

Следует ожидать, что со временем глубина и количество трещин продолжает расти, но прогнозировать темп этого про-

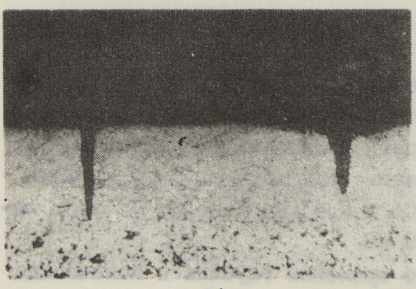
цесса достоверно, затруднительно в результате сложного температурного режима металла (рис. I). Известно, что с повышением рабочей температуры металла резко снижаются показатели его усталостной прочности, следовательно одинаковые скачки напряжений в циклах самоочистки по-разному воздействуют на металл в разных стадиях периода работы котла между химическими очистками труб НРЧ от внутренних отложений. Наиболее опасной является работа котла непосредственно перед очередной химической очисткой, когда температура металла максимальная.



А)



Б)



В)

Рис. 2. Характерное состояние наружной поверхности труб из опытного участка с хромовым покрытием и без него после 28 тыс. часов испытания в котле.

А) Увеличение х 100. Участок с хромовым покрытием (поперечный шлиф).

Б) Увеличение х 300. Участок без защитного покрытия (продольный шлиф).

В) Увеличение х 50. Характерные транскристаллитные усталостные микротрещины в поверхности трубы без покрытия.

На рис. 2 представлены характерные шлифы наружной поверхности из опытного участка с хромовым покрытием и без него после 28 тыс. часов работы в котле.

Из проведенного исследования видно, что нанесение хромового диффузионного защитного покрытия на трубы из стали I2ХIМФ увеличивает их стойкость к усталостным повреждениям при работе в условиях переменной теплонапряженности.

Особенно перспективны трубы с хромовым покрытием в поверхностях нагрева экранов НРЧ котлов СКД, где относительно низкая температура металла создает условия для длительного сохранения покрытия.

Литература

I. А.с. № I888I8 (СССР). Способ получения биметаллического материала / Бородулин Т.М., Деханов Н.М., Кравченко В.А., Плышевский А.И. Опубл. в Б.И. I966. № 22.

2. Суркуусk Т.Н., Тоуарт Р.В. Исследование напряженного состояния металла экранов НРЧ топки котла СКД при сжигании экибастузского угля // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. I985. № 600.С. 55–63.

3. Беляков Н.И., Сотников И.А., Рудыка А.В., Суркуусk Т.Н. Результаты исследования причин коррозионно-усталостных повреждений экранных труб котлов СКД, сжигающих экибастузский уголь // Сб. "Надежность котельных поверхностей нагрева и актуальные вопросы теплообмена и гидравлики". Ленинград-Подольск. I984.

H. Suik, T. Suurkuusk, Ü. Kask

Maintenance Reliability of the 12Cr1MoV Tubes with Chrome Coating in the Furnace Screen of the Boiler Burning Ekibastuz Coal

Abstract

Comparasion of fatique crack resistance of the 12Cr1MoV tubes with chrome coating and without coating is given in this paper. Test panel probes have been erected in the furnace screen of the boiler burning Ekibastuz coal. The temperature of the screen tubes varied in a large range. After 28 thousand hour operation tubes without coating developed fatique cracks, while under the same conditions the tubes with chrome coating remained unharmed.

H. Suik, T. Suurkuusk, Ü. Kask

Kroomkattega terasest 12Х1МФ torude ekspluatatsiooniline töökindlus Ekibastuzi söel töötavate katelde ekraanküttepindades

Kokkuvõte

Käesolevas artiklis on vaadeldud difusiooniliste kroomkatete korrosioonikindlust ja vastupidavust pikemaajalisel ekspluatatsioonil. Vaatamata tsüklilistele temperatuuri kõikumistele, mille on tinginud torude isepuhastumine sadestistest ja leegi intensiivsuse muutustest, ei esinenud kroomkattega torudel katet läbivaid mikropragusid ja haavandeid. Kroomikihi paksus jääb ekspluatatsiooni käigus praktiliselt muutumatuks. Kroomkattega torude kasutamine suurendab katla ekraanküttepindade tööiga.

№ 672

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 621.784

М.А. Аронов, Т.М. Лаусмаа

НЕРАВНОМЕРНОСТЬ ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ КРУПНЫХ ВАЛКОВ ПРИ ИХ ВОДОВОЗДУШНОЙ ЗАКАЛКЕ

Современный этап развития термической обработки крупных прокатных валков характеризуется переходом на новые, более современные методы, такие как дифференцированная закалка изделий, основанная на градиентном нагреве и воздушном охлаждении. Новые виды термической обработки имеют ряд преимуществ перед традиционными, главным из которых является существенное увеличение ресурса работы изделий.

Одной из возникших при этом проблем является выполнение требований к равномерности температуры обрабатываемых изделий. Дело в том, что при применении новых методов термической обработки зоны с более интенсивным теплообменом (зоны водяного тумана или действия атакующих струй) часто не охватывают всю поверхность обрабатываемого изделия, а только некоторую ее часть. В результате на поверхности изделия возникает неравномерное температурное поле, что является с технологической точки зрения крайне нежелательным.

В данной работе исследовали математическим моделированием неравномерность температуры по окружности (НТО) крупных валков при водовоздушной закалке. Температурное поле вращающегося валка определили методом конечных разностей при заданных граничных условиях второго или третьего рода. Для сокращения продолжительности расчета применили изменяющийся по закону геометрической прогрессии пространственный шаг конечно-разностной сетки.

В расчетах для выявления неравномерности температуры по периметру вращающегося валка при водовоздушной закалке рассматривали три диаметра валка – 800, 1450 и 2100 мм и три скорости вращения 2, 5 и 10 об/мин.

При выборе начальных данных исходили из конкретных параметров специального термоагрегата СТАРТ-I-МКМЗ, разработанного ВНИПИ теплопроект, в котором будет реализовываться градиентный нагрев и водовоздушное охлаждение прокатных валков. Конструкция этого агрегата описана в работе [I]. В системе охлаждения сопла расположены двумя секторами на перекидных устройствах.

При разных диаметрах валка углы охвата участков водовоздушного (ВВ) охлаждения отличаются друг от друга. Для диаметра 800 мм из-за перекрытия образуется один участок с ВВ охлаждением. При других диаметрах образуются два участка с более интенсивным охлаждением (рис. I).

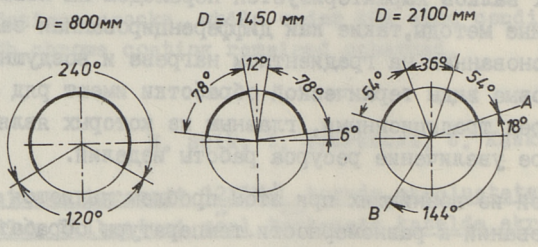


Рис. 1. Расположение и угловые размеры участков испарительного охлаждения (отмечены толстой линией) при разных диаметрах валка.

В пределах одного участка условия теплопередачи взяты постоянными.

Предполагается, что в пределах участков с более интенсивным охлаждением происходит испарительное охлаждение, при котором около обрабатываемой поверхности создают туман из мелких капель (50-300 мкм). Поверхность обрабатываемого изделия контактирует с отдельными каплями жидкости, которые испаряются, не образуя стойкой пленки. Поэтому интенсивное охлаждение происходит только в пределах водяного тумана.

Тепловой режим на участках вне ВВ охлаждения оказывает заметное влияние на НТО. Поэтому рассматривали несколько термических режимов на этих участках. Продолжающееся, но с меньшей интенсивностью, остывание поверхности валка вне испарительного охлаждения скорее всего соответствует охлаждению валка в пространстве цеха. При моделировании этого слу-

чая температура окружающей среды в цехе и степень черноты поверхности валка взяты соответственно 30 °С и 0,85. Тепловой поток от поверхности определили по формуле

$$q = \alpha(T - T_r) + \varepsilon\sigma_0\left[\left(\frac{T}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_r}{100}\right)^4\right], \qquad (I)$$

где α – коэффициент теплоотдачи, кВт/(м^2·К);

T – температура поверхности валка, К;

ε – степень черноты поверхности валка;

σ_0 – коэффициент излучения абсолютно черного тела 0,0056693 кВт/(м^2·К^4);

T_r – температура окружающей среды, К.

Коэффициент теплоотдачи от поверхности валка рассматривали состоящим из двух компонентов: коэффициента теплоотдачи свободного движения воздуха и коэффициента теплоотдачи вследствие вращения. По прикидочным расчетам значение суммарного коэффициента теплоотдачи изменяется в пределах 7,0–9,9 Вт/(м^2·К) в зависимости от температуры поверхности и скорости вращения валка. В настоящей работе коэффициент теплоотдачи на воздухе округлен до верхнего предела и принят 0,0I кВт/(м^2·К).

Поскольку достоверные экспериментальные данные об изменении температуры поверхности стенок специального термоагрегата отсутствуют, то рассмотрены два варианта. В первом предполагается, что стены остывают в одинаковом темпе с валком и никакого теплообмена вне участков с ВВ охлаждением не происходит. Для сравнения рассмотрен и самый жесткий с точки зрения неравномерности температуры вариант, при котором стенки специального термоагрегата и воздушный слой около валка сохраняют в течение рассматриваемого времени первоначальную температуру I050 °С. Тепловой поток с поверхности валка определяется в последнем случае по формуле (I).

В работе приняты следующие средние значения теплофизических свойств в интервале температур 300–I050 °С: коэффициент теплопроводности λ = 0,03I кВт/(м·К), удельная теплоемкость C_p = 0,675 кДж/(кг·К), плотность ρ =7730 кг/м^3 [2].

В интересах получения более реального результата сперва определили температурное поле валка после градиентного нагрева. Для этого смоделировали нагрев валка с равномерной

исходной температуры 300 °С до температуры поверхности 1050 °С со скоростями подъема средней температуры поверхности валка 700, 400 и 200 К/час соответствующим диаметрам валка 800, 1450 и 2100 мм.

Рассмотрен режим закалки, разработанный во ВНИПИ теплопроект, который состоит из понижения средней температуры поверхности валка в течение 5 минут от 1050 до 375 °С и последующей выдержки на этом температурном уровне. Указанный режим термообработки смоделировали заданием соответствующих тепловых потоков на участках ВВ охлаждения. В случае существования теплообмена вне участков ВВ охлаждения заданный тепловой поток меняется на первом этапе закалки во времени, чтобы компенсировать изменение теплового потока из участков с менее интенсивным охлаждением из-за понижения температуры поверхности валка и обеспечить заданный темп понижения средней температуры поверхности. При отсутствии теплообмена вне участков ВВ охлаждения заданный тепловой поток постоянен до начала выдержки. При выдержке сохранение средней температуры поверхности валка на уровне 375 °С достигается соответствующим уменьшением теплового потока на участках с ВВ охлаждением.

С самого начала воздушного охлаждения по окружности вращающегося валка возникает неравномерное температурное поле, так как точки поверхности в разных условиях теплообмена остывают с разными скоростями. Максимальная разность температур по окружности в общем случае зависит от количества, расположения и размеров участков с разными интенсивностями теплообмена и угловой скорости, но всегда колеблется за определенный период между какой-то максимальной и минимальной величинами. Этот период зависит от количества и симметричности расположения участков с разными условиями теплообмена. Для рассматриваемых в данной работе схем периодом является один оборот. В дальнейшем под неравномерностью температуры понимается максимальная разность температур по окружности за один оборот.

Неравномерность температуры по окружности и ее изменение во времени при водовоздушной закалке зависит от разных режимных и конструктивных параметров. Основными конструктивными параметрами являются отношение суммарных размеров уча-

стков с более и менее интенсивным охлаждением, количество и равномерность расположения названных участков. Из режимных параметров можно назвать в первую очередь: I – отношение интенсивностей теплообмена на участках с более и менее интенсивным охлаждением; 2 – скорости вращения валка.

В условиях рассматриваемого конкретного режима термообработки и конструкции установки средняя температура поверхности монотонно падает от 1050 до 375 °С и стабилизируется на этом уровне. Локальная температура поверхности снижается немонотонно. После каждого выхода из зоны с более интенсивным охлаждением температура точки поверхности валка начинает за счет тепла, поступающего из более глубоких слоев валка, подниматься (рис. 2).

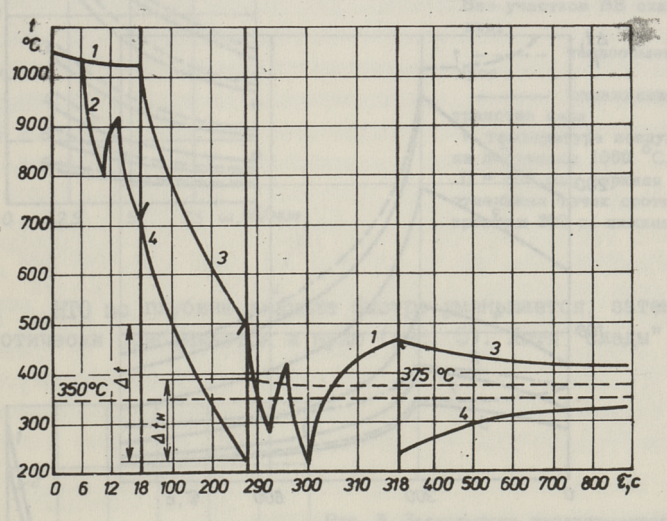


Рис. 2. Зависимость температуры поверхности валка диаметром 2100 мм от времени при угловой скорости 2 об/мин. Вне участков водовоздушного охлаждения теплообмен отсутствует.
1 – изменение температуры точки А (рис. 1),
2 – изменение температуры точки В (рис. 1),
3 – максимальная температура по окружности,
4 – минимальная температура по окружности.

Величина и длительность скачка температуры вверх зависят при заданной угловой скорости от расположения и размеров участ-

ков с разными условиями теплообмена, а также от отношения интенсивностей теплообмена на этих участках. Названными причинами и объясняется зависимость НТО от диаметра валка в данной установке (рис. 3).

Поведение неравномерности температуры по окружности валка перед выдержкой и ее величина зависят от условий теплообмена на участках вне испарительного охлаждения. Если тепловой поток от этих участков зависит от температуры поверхности, то для сохранения темпа понижения средней температуры поверхности придется увеличивать тепловой поток на участках испарительного охлаждения. В результате НТО во времени растет. В случае отсутствия теплообмена на участках вне испарительного охлаждения изменение НТО носит более стабильный характер (рис. 3).

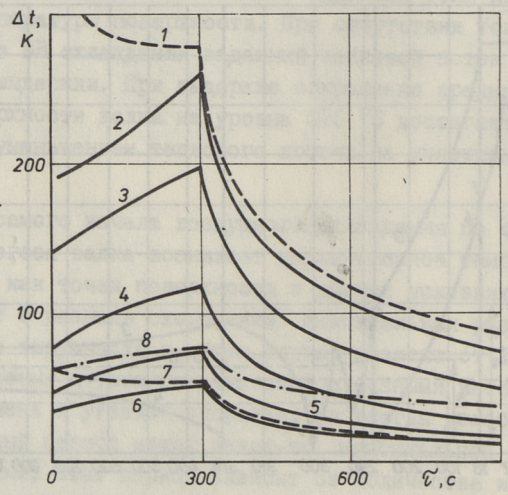


Рис. 3. Зависимость неравномерности температуры поверхности вращающегося валка от времени.
1. D = 2100 мм, ω = 2 об/мин, вне участков испарительного охлаждения теплообмен отсутствует.
2. D = 2100 мм, ω = 2 об/мин.
3. D = 1450 мм, ω = 2 об/мин.
4. D = 800 мм, ω = 2 об/мин.
5. D = 800 мм, ω = 5 об/мин.
6. D = 800 мм, ω = 10 об/мин.
7. D = 800 мм, ω = 10 об/мин, вне участков испарительного охлаждения теплообмен отсутствует.
8. D = 800 мм, ω = 10 об/мин, вне участков испарительного охлаждения температура окружающей среды постоянна 1050 °С.

Наиболее равномерно из рассмотренных вариантов валок охлаждается на воздухе в пространстве цеха. Отсутствие теплообмена на участках вне испарительного охлаждения увеличивает НТО поверхности в начале выдержки примерно на 7 % и на десятой минуте выдержки в среднем на 20 %. Сохранение окружающей среды при температуре 1050 °С увеличивает НТО поверхности соответственно на 50 % и в 3 раза.

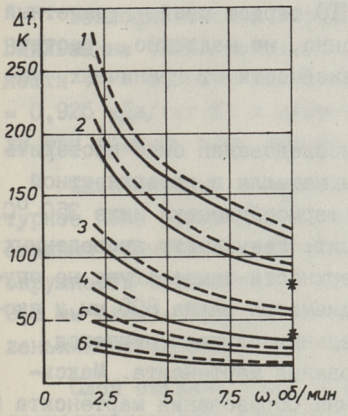


Рис. 4. Зависимость НТО поверхности вращающегося валка от скорости вращения.
Обозначение кривых:

Диаметр/время	300 с	900 с
2100 мм	1	4
1450 мм	2	5
800 мм	3	6

Вне участков ВВ охлаждения:
– – – – – теплообмен отсутствует
——— охлаждение в пространстве цеха
* температура воздуха и кладки постоянны 1050 °С,
D = 800 мм, верхняя позиция отдельных точек соответствует времени 300 с, нижняя – 900 с.

НТО по глубине вначале быстро уменьшается, затем асимптотически приближается к нулю (рис. 5). Хотя "следы" НТО мо-

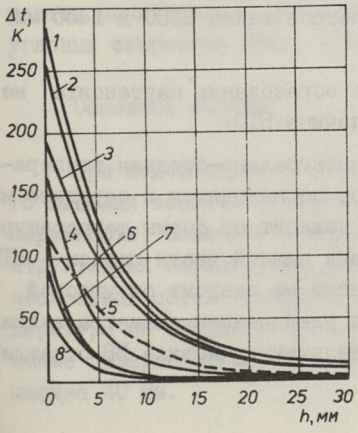


Рис. 5. Зависимость неравномерности температуры вращающегося валка от глубины в начале выдержки.
1. D = 2100 мм, ω = 2 об/мин – вне участков испарительного охлаждения теплообмен отсутствует; 2. D = 2100 мм, ω = 2 об/мин;
3. D = 1450 мм, ω = 2 об/мин;
4. D = 2100 мм, ω = 5 об/мин;
5. D = 800 мм, ω = 2 об/мин;
6. D = 2100 мм, ω = 10 об/мин;
7. D = 1450 мм, ω = 10 об/мин;
8. D = 800 мм, ω = 10 об/мин.

гут проникнуть довольно глубоко, практически учитываемая НТО охватывает только самые поверхностные слои. Даже в самых неблагоприятных случаях НТО не превышает 14 К на глубине 30 мм и 10 К на глубине 40 мм. Как на поверхности, так и по глубине НТО заметно зависит от скорости вращения валка.

С увеличением глубины наступление максимума разности температуры по окружности опаздывает все больше и больше. Начиная с определенной глубины НТО теряет свой заметный максимум за один оборот и монотонно, но медленно, растет или уменьшается во времени в зависимости от граничных условий на поверхности.

Одной из целей настоящего исследования было проверить возможность снижения температуры металла в поверхностной зоне валка при описанном режиме термообработки ниже 350 °С, когда в стали образуется мартенсит. Результаты проведенных расчетов показывают, что на поверхности температура не опускается ниже 350 °С только при диаметре валка 800 мм и скорости вращения 10 об/мин. В остальных случаях придется только определить глубину образования мартенсита. Максимальной величины достигает глубина образования мартенсита в начале выдержки. Там ее значение при скорости вращения 2 об/мин колеблется в пределах 1,3–4 мм в зависимости от диаметра валка. С увеличением скорости вращения валка глубина образования мартенсита быстро уменьшается, не превышая при угловой скорости 5 об/мин 2,1 мм и составляя при угловой скорости 10 об/мин для диаметров валка 2100 и 1450 мм соответственно 1,35 и 0,85 мм.

Надо отметить, что глубина образования мартенсита не обязательно пропорциональна величине НТО.

Объясняется это тем, что интегрально-средняя температура по окружности, как правило, не находится в середине интервала НТО, а ее расположение зависит от формы температурного скачка. Относительная ширина нижней части полосы НТО ($\Delta t_н/\Delta t$ на рис. 2) практически не зависит от угловой скорости валка, но повышается с увеличением диаметра валка, т.е. зависит от относительной величины участков ВВ охлаждения и их расположения.

В реальных условиях термической обработки (нагрева) поверхность изделия всегда покрывается слоем окалины, толщина и свойства которой зависят от конкретных условий. Поэтому сделана попытка оценить влияние окалины на процесс закалки и в первую очередь на НТО. Расчеты при наличии окалины произведены при таких же граничных и режимных условиях, что и для чистой поверхности. Предполагается идеальный контакт окалины с металлом.

Теплофизические свойства окалины по данным Тийкма и Вийльманна (ТПИ) взяты следующие: коэффициент теплопроводности λ = 0,00275 кВт/(м·К), удельная теплоемкость C_p = = 0,925 кДж/(кг·К) и плотность ρ = 4400 кг/м^3. Рассматривали три толщины слоя окалины I, 3 и 5 мм.

Слой окалины толщиной до I мм мало влияет на температурное поле вращающегося валка. Однако уже в тонком слое окалины возникает заметный температурный напор, который по окружности колеблется в широких пределах (от I5 до 200 К для 0,5 мм слоя). Перепад температуры в слое окалины самый маленький перед участками испарительного охлаждения.

Слой окалины толще I,5–2 мм станет заметно увеличивать продолжительность остывания металла до температуры поверхности 375 °С. Слой толщиной 5 мм может при больших диаметрах валка увеличивать продолжительность охлаждения металла до 30 минут вместо 5 минут для чистой поверхности.

Неравномерность температуры по окружности в металле с ростом слоя окалины уменьшается, не превышая при больших угловых скоростях валка и толщине слоя окалины 5 мм I0 К.

Основные выводы

При водовоздушной закалке на поверхности обрабатываемого изделия возникает заметная неравномерность температуры по окружности, величина которой зависит от ряда режимных и конструктивных параметров, достигая в неблагополучных случаях нескольких сотен градусов. По глубине неравномерности температуры по скружности быстро уменьшается, охватывая только самые поверхностные слои обрабатываемого изделия, не превышающие 40 мм.

С точки зрения избежания получения мартенсита в поверхностных слоях валка требуется угловая скорость не ниже 4–5 об/мин при условии, что после термообработки с поверхности обрабатываемого изделия удаляется слой толщиной 3 мм.

Слой окалины начинает заметно влиять на температурное поле вращающегося валка с толщины I–I,5 мм. Но уже на сверхтонком слое окалины возникает существенный температурный напор, что надо учитывать при измерении температуры поверхности валка бесконтактным методом.

Литература

I. Принципы создания спецтермооборудования для обработки крупных изделий // Г.Г. Немзер, И.К. Энно, М.А. Аронов, Е.Е. Бащун // Сб. тр. ВНИПИ теплопроект. 1985. С. I2–23.

2. Немзер Г.Г. Тепловые процессы производства крупных поковок. Л.: Машиностроение, 1979. 270 с.

M. Aronov, T. Lausmaa

Temperature Field in Great Diameter Shafts during Fog-Quenching

Abstract

The temperature variation along the perimeter of great diameter shafts in the process of fog-quenching was studied by computer modelling. The maximum temperature difference on the surface of shafts cooled by the air and pulverized water mixture not in the full extent of the perimeter depends on various regime and constructional parameters and exceeds under unfavourable conditions 200 K. The temperature uniformity increases rapidly along the radius. Considerable temperature variation along the perimeter reaches only the depth of 40 mm.

The dross will begin to influence the rotating shaft temperature field if its thickness exceeds 1–15 mm. But already a thin layer of dross causes considerable temperature drop.

M. Aronov, T. Lausmaa

Suuremõõduliste võllide temperatuurivälja ebaühtlus nende vesi-õhkkarastamisel

Kokkuvõte

Matemaatilise modelleerimise teel uuriti suuremõõduliste võllide vesi-õhkkarastamisel tekkivat ümbermõõdusuunalist temperatuuri ebaühtlust sõltuvalt reast režiimilistest ja konstruktsioonilistest näitajatest. Temperatuuri ebaühtlus karastatava võlli pinnal võib ebasoodsas olukorras ulatuda mõnesaja kraadini, kuid sügavuse suurenedes ühtlustub võlli temperatuur ümbermõõdu ulatuses kiiresti. Arvestatav perimeetrisuunaline temperatuurivälja ebaühtlus ei ulatunud vaadeldud tingimustes sügavamale kui 40 mm.

Tagikiht hakkab märgatavat mõju pöörleva võlli temperatuurivälja avaldama alates paksusest 1–1,5 mm, kuid juba õhukeses tagikihis tekib märgatav temperatuuri hüpe.

№ 672

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 539.30:621.438

И.А. Клевцов, Х.А. Кяар,
Т.М. Лаусмаа

КРИЗИС КИПЕНИЯ ВТОРОГО РОДА: МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУР И НАПРЯЖЕНИЙ В СТЕНКЕ ПАРОГЕНЕРИРУЮЩЕГО КАНАЛА В ТРЕХМЕРНОМ ПРИБЛИЖЕНИИ

Двухмерная ручейковая модель кризиса кипения второго рода [1, 2] представляет зону кризиса в виде симметрично размещенных на парогенерирующей поверхности трубы n ручейков бесконечной длины и стольких же сухих пятен. Для проверки обоснованности двухмерного приближения и исследования состояния металла парогенерирующей трубы на границе жидкость-пар (ручеек-сухое пятно) разработана трехмерная модель, в данной работе приведены ее основные отличия от двухмерной [1, 2] и некоторые результаты моделирования кризиса.

Описание модели. Температурное поле в стенке трубы определяется из решения дифференциальных уравнений теплопроводности методом конечных разностей, за исключением осесимметричного варианта, когда используется метод конечных элементов. Термические напряжения во всех случаях определяются по методу конечных элементов, причем применяются четырехугольные квадратичные изопараметрические элементы.

Характеристика расчетных вариантов. Учитывая, что с переходом к трехмерной модели объем вычислений резко возрастает, ограничились анализом 45° сектора трубы с 15° ручейком (что соответствует восьмиручейковому режиму кризиса при доле смоченной части 0,33). Длина анализируемого сектора в различных вариантах составляла 30 мм ("короткий" ручеек, длина ручейка 10 мм) и 60 мм ("длинный" ручеек, длина ручейка 30 мм), рис. 1. По сечению сектор разбит на 12 элементов, причем по радиусу шаг сетки принят неравно-

мерным, со сгущением к парогенерирующей поверхности, рис.I. (Этот прием обеспечивает, как известно, увеличение разрешающей способности модели без увеличения продолжительности расчетов). Таким образом, по длине сектора выделено три зоны: первая постоянно смочена жидкостью, третья паром, во второй на трети окружности по всей длине зоны периодически возникает ручеек. Омывание жидкостью моделируется заданием условий пузырькового кипения, паром - ухудшенного теплообмена, причем на границе жидкость-пар этот переход принят скачкообразным. По времени граничные условия меняются только в зоне ручейка: первые 4 с зона омывается паром, затем треть окружности - жидкостью, изменение условий теплоотдачи принимается мгновенным.

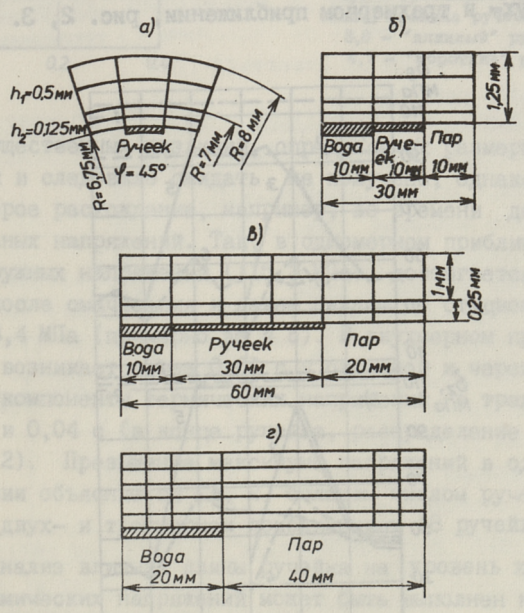


Рис. 1. Конечноэлементная расчетная сетка:
а - по сечению расчетного сектора; б-г - по длине (б - короткий ручеек, в - длинный, г - осесимметричные элементы).

Условия теплопередачи в расчетах приняты следующие: температура греющей среды (гелий) 637 °С, коэффициент тепло-

отдачи (КТО) I,65 кВт/(м^2·К); температура пароводяной смеси (насыщения) 3I0,4 °С, КТО пузырькового кипения I2I;9 кВт/(м^2·К), КТО ухудшенного теплообмена II,8 $\frac{\text{кВт}}{(\text{м}^2 \cdot \text{К})}$. Труба ∅ I6xI,25 мм, сталь I2XIМФ, коэффициент теплопроводности 35,I Вт/(м·К), удельная теплоемкость 0,59 кДж/(кг·К), плотность 7690 кг/м^3, модуль упругости I,93·I0^5 МПа, коэффициент Пуассона 0,4, коэффициент линейного расширения I,32·I0^{-5} К$^{-I}$.

Основные результаты работы, полученные с применением трехмерной модели.

I. Выполнено сравнение (при одинаковых условиях теплообмена) температур и термических напряжений, определенных в одно-, двух- и трехмерном приближении, рис. 2, 3. Сколько-

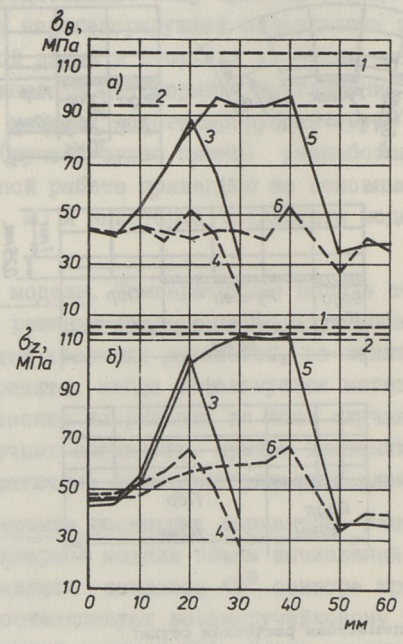


Рис. 2. Окружные (а) и осевые (б) напряжения на парогенерирующей поверхности трубы вдоль оси. 1 – одно-, 2 – двух-, 3–6 – трехмерное приближение; 1–3,5 – через 0,02 с после образования ручейка, 2,4 – через 4 с, 3,4 – длина ручейка 10 мм, 5,6 – 30 мм.

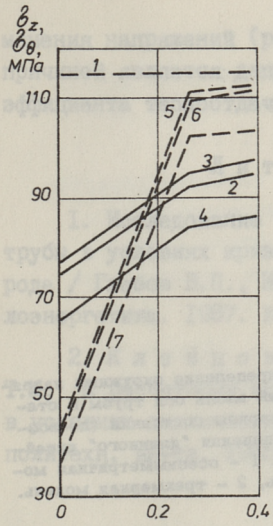


Рис. 3. Распределение окружных (1–4) и осевых (5–7) напряжений по окружности трубы через 0,02 с после образования ручейка. 1 – одно-, 2,5 – двух-, 3,4, 6,7 – трехмерное приближения, граница ручеек-пар; 3,6 – "длинный" ручеек, 4,7 – "короткий" ручеек.

нибудь существенных различий, определяемых размерностью модели, как и следовало ожидать, не получено, однако отмечается некоторое расхождение, например, во времени достижения максимальных напряжений. Так, в одномерном приближении максимум окружных напряжений (II5,3 МПа) достигается через 0,02 с после смачивания и далее падает до стационарного уровня 43,4 МПа (примерно за 4 с). В двухмерном приближении максимум возникает через 0,0I с у окружной и через 0,02 с – у осевой компоненты термических напряжений, в трехмерном через 0,02 и 0,04 с (в конце ручейка, распределение по длине см. рис. 2). Превышение максимума напряжений в одномерном приближении объясняется [I, 2] большим числом ручейков в принятых двух- и трехмерном приближениях (8 ручейков).

2. Анализ влияния длины ручейка на уровень и распределение термических напряжений может быть выполнен на основе сравнения результатов расчета "короткого" и "длинного" ручейков, рис. I–3. Видно, что по длине "короткого" ручейка (отношение длины к ширине I0:I,77 = 5,66) стабилизации напряжений не происходит и уровень двухмерного приближения не достигается (рис. 2). На большей части "длинного" ручейка (относительная длина I7) напряжения стабилизированы и соответствуют уровню двухмерного приближения.

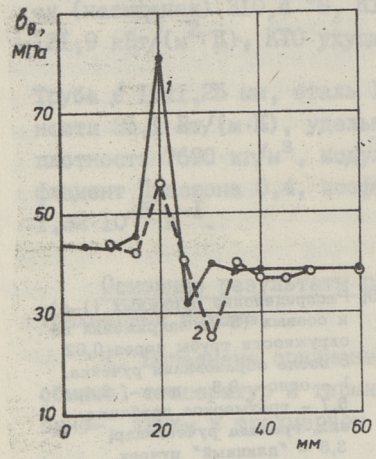


Рис. 4. Распределение окружных напряжений вдоль оси трубы в стационарном состоянии (до возникновения "длинного" ручейка). 1 – осесимметричная модель, 2 – трехмерная модель.

3. Анализ распределения напряжений на фронтальной границе (вдоль оси трубы) ручеек-пар. Необходимость такого анализа возникла при попытке объяснить причины скачкообразных подъема и снижения напряжений на фронтальной границе ручеек-пар на рис. 2. Для исключения расчетных эффектов конечноэлементная сетка была уплотнена в осевом направлении. Сравнение уплотненной осесимметричной двухмерной модели в стационарном состоянии с трехмерной на границе жидкость-пар приведено на рис. 4, распределение напряжений на границе в зависимости от осевого шага осесимметричной модели – на рис. 5. Видно, что отмеченные выше скачки напряжения на границе жидкость-пар при уплотнении расчетной сетки стабилизируются, таким образом их нельзя объяснить расчетными эффектами. Анализ формы кривой из-

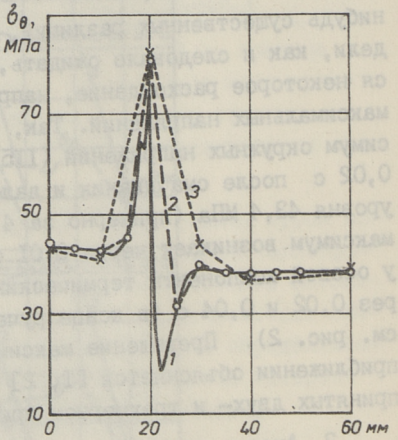


Рис. 5. Влияние осевого шага на расчетные значения окружных напряжений. Осесимметричная модель, осевой шаг: 1 – 1 мм, 2 – 5 мм, 3 – 10 мм.

менения напряжений (рис. 5) позволяет сделать вывод, что причиной является допущение о скачкообразном изменении коэффициента теплоотдачи на границе жидкость-пар.

Литература

I. Исследование работы прямоточной парогенерирующей трубы в условиях кризиса теплоотдачи при кипении второго рода / Глебов В.П., Клевцов И.А., Кяар Х.А. и др. // Теплоэнергетика. 1987. № 12. С. 30-34.

2. Клевцов И.А., Кяар Х.А., Лаусмаа Т.М. К расчетному исследованию работы труб парогенератора в условиях циклических пульсаций температур // Тр. Таллинск. политехн. ин-та. 1985. № 599. С. 81-94.

I. Klevtsov, H. Kāär, T. Lausmaa

Departure from Nucleate Boiling: 3-dim Computer Modelling of Steam Generator Tubing under Temperature Oscillations

Abstract

Analytical 3-dim. model is used for the determination of thermal stress field in the heat transfer tubing under oscillatory transition boiling. Stress variation due to models' characteristics and boundary conditions have been analysed.

I. Klevtsov, H. Kāär, T. Lausmaa

Teist liiki keemiskriis: kolmemõõtmeliste temperatuuriväljade ja termiliste pingete matemaatiline modelleerimine auru-genereeriva kanali seinas

Kokkuvõte

Ojalisel struktuuril põhineva kolmemõõtmelise matemaatilise mudeli abil analüüsitakse termilisi pingeid auru genereeriva toru seinas teist liiki keemiskriisi piirkonnas. Tulemusi võrreldakse ühe- ja kahemõõtmeliste lähendustega.

Содержание

I. Роотамм Р.Э., Ыйспуу Л.М. О возможностях увеличения выпуска электрофильтровой золы для цементной промышленности..... 3

2. Энник Х.Я., Рипс А.Х. Основные числовые характеристики и формулы расчета для математического описания гранулометрического состава сыпучего материала распределением Вейбулла, Розина-Раммлера..... I4

3. Йыгер В.Э., Круус Р.А., Кяар Х.А. Эффективная теплопроводность графитовой пыли в среде гелия и воздуха..... 22

4. Отс А.А., Таллермо Х.И., Сийрде А.Э. Влияние загрязнения экранов на теплообмен в топках при сжигании сланцев..... 32

5. Отс А.А., Прикк А.В., Томанн Э.Л., Тоуарт Р.В., Бояринова Т.П. Роль вюстита в кинетике высокотемпературной коррозии перлитных сталей... 40

6. Суйк Х.Х., Сууркууск Т.Н., Каск Ю.Э. Эксплуатационная надежность труб из стали I2XIMФ с хромовым покрытием в экране котла, сжигающего экибастузский уголь..... 62

7. Аронов М.А., Лаусмаа Т.М. Неразномерность температурного поля крупных валков при их водовоздушной закалке..... 7I

8. Клевцов И.А., Кяар Х.А., Лаусмаа Т.М. Кризис кипения второго рода: математическое моделирование температур и напряжений в стенке парогенерирующего канала в трехмерном приближении..... 82

Цена 90 коп.

EESTI AKADEEMILINE RAAMATUKOGU
1 0200 00082434 6