

Академия наук
Эстонской ССР
Институт
термофизики
и электрофизики

**и
ТОПЛИВО
КОТЕЛЬНЫЕ
УСТАНОВКИ**

Таллин 1964

180813

А-10920

АКАДЕМИЯ НАУК ЭСТОНСКОЙ ССР
ИНСТИТУТ ТЕРМОФИЗИКИ И ЭЛЕКТРОФИЗИКИ

ТОПЛИВО И КОТЕЛЬНЫЕ УСТАНОВКИ

Сборник статей

518.081

Таллин 1964

Печатается по постановлению Редакционно-издательского совета
Академии наук Эстонской ССР

x

РИСО № 488

Под редакцией Р.Н.Уузоо и Э.К.Ландра

Tartu Riikliku Ülikooli
Raamatukogu
180813

ARHIIVKOGU

ПРЕДИСЛОВИЕ

В Программе партии, принятой на XIII съезде КПСС, много внимания уделяется вопросам развития энергетики, которая играет большую роль в создании материально-технической базы коммунизма. В энергетике решающее значение принадлежит топливу во всех его видах. Борьба за его экономное использование является важнейшей задачей как потребителей топлива, так и соответствующих научно-исследовательских учреждений.

Изучению возможностей более эффективного использования топлива в Институте энергетики Академии наук Эстонской ССР посвящена значительная часть научно-исследовательских трудов. В первую очередь следует отметить работы по острому дутью, результаты которых успешно применяются в практике при организации топочных процессов. В настоящем сборнике помещена статья о методе расчета характеристик турбулентной струи в движущейся среде.

Важное значение имеет энерготехнологическое использование топлива, в том числе горючего сланца. Наиболее перспективным является энергоклинкерное сжигание этого местного топлива. Этот вопрос рассматривается с различных точек зрения в четырех статьях сборника. Предлагается упрощенный метод тепло-технического анализа режимов сжигания топлива, которым можно пользоваться и при энергоклинкерном сжигании горючего сланца. Рассматриваются также вопросы работы топок с жидким шлакоудалением, в которых получается энергоклинкер. В эту же группу входит и статья о методе определения кальция и магния в

сланце-кукерсите.

Несколько статей посвящено проблемам эксплуатации местных котельных установок. Приводятся данные об эксплуатационных показателях котельных установок центрального отопления г. Таллина, о применении магнитных водоподготовительных установок в республике, о численности обслуживающего персонала небольших котельных. Рассматривается также влияние вида топлива при прерывистой работе котельных установок.

Материалы этого сборника могут представить интерес для теплотехников и научных работников, занимающихся вопросами энергетического и энерготехнологического использования топлива.

РАСЧЕТ ХАРАКТЕРИСТИК ТУРБУЛЕНТНОЙ СТРУИ В ПОТОКЕ
С ПОМОЩЬЮ АНАЛИТИЧЕСКОГО ИНТЕГРАЛЬНОГО МЕТОДА

Э.П.Тимма

Несмотря на многочисленные экспериментальные и аналитические работы по турбулентным струям, некоторые задачи, особенно в области развития струй в движущейся среде, до сих пор не решены. Как показано в работах [1,2], имеются существенные расхождения между аналитическими решениями задачи о развитии струи в спутном потоке, полученными различными авторами. Главной причиной этих расхождений является отсутствие в настоящее время общей физически строго обоснованной теории турбулентности, которая помогла бы аналитическим путем решить проблему свободной турбулентности. Так как из-за сложности пульсационного движения чисто теоретический расчет турбулентного течения жидкости еще невозможен, то ищутся закономерности лишь для осредненных по времени величин, характеризующих турбулентное течение. Соответствующие уравнения для определения осредненных характеристик турбулентного течения выводятся из уравнений ламинарного течения при помощи осреднения. Связь между пульсациями и осредненными величинами определяется на основании известных полуэмпирических теорий, таких как теории пути турбулентного перемешивания Прандтля, теория переноса вихрей Тейлора и др. Найденные таким образом дифференциальные уравнения в частных производных для турбулентного пограничного слоя являются в общем случае слишком сложными, и решение их возможно только при помощи упрощающих

предположений в частных случаях. Поэтому в случае свободной турбулентности используются следующие два метода. По первому методу стараются, несмотря на математические трудности, решить дифференциальные уравнения турбулентного пограничного слоя с использованием упрощающих предположений; по второму используются некоторые интегральные соотношения с заданными профилями безразмерных скорости, температуры и концентрации. Так как осредненные дифференциальные уравнения турбулентного пограничного слоя в частных производных являются приближенными, то полученные при помощи первого метода решения часто не дают хорошего совпадения с экспериментальными данными [I,8].

Одним из важнейших свойств турбулентных струй является подобие профилей безразмерных избыточных скорости, температуры и концентрации [3-10]. Принимая во внимание это свойство, можно использовать более простой, с математической точки зрения, метод. Найденные по этому методу решения в случае свободной турбулентности лучше совпадают с экспериментом, что оправдывает использование метода в практических целях.

Из работ [I,2] мы знаем, что при решении с использованием заданных профилей безразмерной избыточной скорости лучшие результаты получены Г.Н.Абрамовичем [3-6]. Успешно использовали интегральные соотношения с заданными профилями скорости в случае проблемы свободной турбулентности В.Я.Бородачев [8], Сквайр и Троунсер [II] и др. Ниже рассматривается интегральный метод, при помощи которого можно успешно решить некоторые задачи свободной турбулентности.

I. Установление метода решения задач, связанных с развитием турбулентной струи в подвижной среде

Даже в случае ламинарного течения жидкости аналитическое решение системы дифференциальных уравнений в частных производных, описывающих течение жидкости в пограничном слое, можно найти лишь для отдельных частных случаев. Поэтому очень часто для решения проблемы пограничного слоя используется более простой метод, состоящий в решении интегральных уравнений количества движения, массы, энергии и диффузии с заданным профилем скорости. Последний в случае движения жидкости в трубе определяется при помощи полиномиального метода.

Сущность предлагаемого нами метода заключается в следующем.

1. Для решения проблемы свободной турбулентности используются интегральные уравнения количества движения, массы, энергии и диффузии, которые можно вывести при помощи интегрирования соответствующих дифференциальных уравнений или иным путем, как это сделано ниже, — вывести их для наиболее подходящего элемента жидкости в каждом конкретном случае.

2. На основании экспериментальных данных делается допущение, по которому профили скорости, температуры и концентрации в поперечных сечениях пограничного слоя как осесимметричной, так и плоско-параллельной турбулентной струи подобны.

Под подобием понимается возможность выразить соответствующие профили одной и той же зависимостью во всех поперечных сечениях:

$$\frac{u - u_H}{u_m - u_H} = f(\eta),$$

$$\frac{T - T_H}{T_m - T_H} = g(\eta),$$

$$\frac{x - x_H}{x_m - x_H} = h(\eta),$$
(I)

где u, u_H, u_m - скорость соответственно в произвольной точке струи, в потоке и на оси струи;

T, T_H, T_m - абсолютная температура там же;

x, x_H, x_m - концентрация там же;

f, g, h - универсальная функция безразмерных избыточных скорости, температуры и концентрации соответственно.

Можно отметить, что в некоторых случаях эти универсальные функции имеют различный вид в начальном и основном участках струи.

В начальном участке струи безразмерная ордината

$$\eta = \frac{y_2 - y}{y_2 - y_1},$$
(2)

а в переходном и основном участках

$$\eta = \frac{y}{\delta},$$
(3)

где y, y_1, y_2 - ординаты соответственно произвольной точки и внутренней и внешней границы зоны смещения;

δ - полуширина струи в переходном и основном участках струи.

3. Вид универсальных функций f, g, h можно определить на основании экспериментальных данных или при помощи поли-

ном метода, как это показано ниже.

4. Используются соотношения между осредненными и пульсационными величинами, которые можно получить из соответствующих полуэмпирических теорий свободной турбулентности, например соотношения для определения турбулентных касательных напряжений, приведенные в работах [12,13].

5. Для решения струевых задач используется схема турбулентной струи (рис.1), состоящей из трех участков, которая позволяет применить для каждого участка дополнительные условия, облегчающие решение, особенно для струи во встречном потоке. По этой схеме турбулентная струя состоит из

- 1) начального участка, на котором имеется потенциальное ядро течения,
- 2) основного участка, на котором струя приобретает структуру, позволяющую считать, что она развивается из точечного источника или из источника бесконечно малого размера и
- 3) заключенного между начальным и основным переходного участка, на котором заканчивается перестройка структуры струи.

Описанный метод позволяет решать проблемы свободной турбулентности, используя только одну экспериментальную константу, которая зависит от степени турбулентности κ :

$$\kappa = \frac{\sqrt{(\varphi')^2}}{\bar{\varphi}}, \quad (4)$$

где $\bar{\varphi}, \sqrt{(\varphi')^2}$ - значения осредненной характеристики струи и ее среднеквадратичной пульсации соответственно.

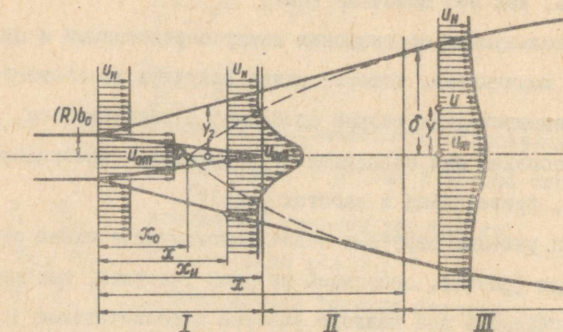
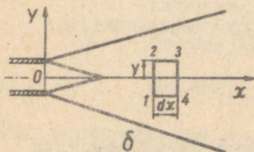
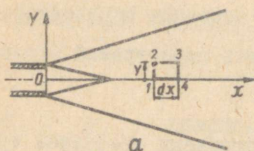


Рис. I. Схема струи

Уравнения количества движения и массы

I) Для того чтобы вывести уравнение количества движения плоской струи, рассмотрим контрольную поверхность I-2-3-4-I (рис. 2а). Допустим, что отрезок контура I-4 равен dx а



линейный размер контрольной поверхности в направлении, перпендикулярном к плоскости чертежа - единице. Отрезки контура I-2 и 3-4 проведены по нормальям к плоскости, на которой находится ось струи; в то же время эта плоскость параллельна плоскости сопла.

Рис. 2. а - схема плоско-параллельной струи; б - схема осесимметричной струи.

Будем считать, что по всей толщине струи режим движения является ламинарным и неустановившимся, а жидкость — несжимаемой. Из теоремы Эйлера об изменении количества движения, пренебрегая объемными силами, после простых преобразований получим:

$$\int_0^y \rho \frac{\partial u}{\partial t} dy + \frac{\partial}{\partial x} \int_0^y \rho u^2 dy + \rho v u = \tau_n - \frac{\partial}{\partial x} \int_0^y p dy, \quad (5)$$

где ρ — плотность жидкости;

u — проекция вектора скорости на ось x в произвольной точке;

v — проекция вектора скорости на ось y в произвольной точке;

τ_n — касательное напряжение;

p — статическое давление.

Количество массы, проходящее через рассматриваемую контрольную поверхность I-2-3-4-I, постоянное, т.е. изменение массы

$$dm = 0$$

или

$$\frac{\partial}{\partial x} \int_0^y \rho u dy + \rho v = 0. \quad (6)$$

При турбулентном режиме уравнения (5) и (6) остаются справедливыми. Расчет турбулентного потока, как известно, производится по осредненным величинам. Поэтому в уравнения (5) и (6) необходимо ввести осредненные скорости и давление. Для описания турбулентного движения Рейнольдс [14] предложил рассматривать его как совокупность осредненного по времени и

пульсационного движений. Так, действительные (актуальные) мгновенные скорости u и v и мгновенное давление p в данной точке можно определить следующим способом:

$$\left. \begin{aligned} u &= \bar{u} + u', \\ v &= \bar{v} + v', \\ p &= \bar{p} + p', \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

где $\bar{u}, \bar{v}, \bar{p}$ - осредненные во времени скорости и давление;
 u', v', p' - пульсационные скорости и давление.

Для квазистационарного турбулентного движения осредненные значения величин u, v, p являются только функциями координат. На основании правила осреднения Рейнольдса из соотношений (5) и (6) получим для описания квазистационарного турбулентного течения следующие уравнения:

$$\frac{\partial}{\partial x} \int_0^y \rho \bar{u}^2 dy + \rho \bar{v} \bar{u} - \tau_n + \tau_\tau - \frac{\partial}{\partial x} \int_0^y \bar{p} dy, \quad (5a)$$

$$\frac{\partial}{\partial x} \int_0^y \rho \bar{u} dy + \rho \bar{v} = 0, \quad (6a)$$

где

$$\tau_\tau = -\rho \overline{u'v'} - \frac{\partial}{\partial x} \int_0^y \overline{(u')^2} dy. \quad (8)$$

На основании уравнения (6a) получим из (5a):

$$\frac{\partial}{\partial x} \int_0^y \rho \bar{u}^2 dy - \bar{u} \int_0^y \rho \bar{u} dy = \bar{\tau}_n + \tau_\tau - \frac{\partial}{\partial x} \int_0^y \bar{p} dy. \quad (9)$$

2) В случае круглой струи рассмотрим контрольную поверхность цилиндра, ось которого совпадает с осью круглой

струи. Длина цилиндра равна dy , а торцевой радиус его равен ординате y (см. рис. 2б).

Так как поток жидкости в струе осесимметричный, то целесообразно использовать цилиндрические координаты x и y .

Здесь x - расстояние произвольной точки по оси от начального сечения струи;

y - расстояние точки от оси.

Используя выкладки, аналогичные предыдущим, можно вывести уравнения количества движения и массы для круглых струй в следующем виде:

$$\frac{\partial}{\partial x} \int_0^y \rho \bar{u}^2 y dy - \bar{u} \frac{\partial}{\partial x} \int_0^y \rho \bar{u} y dy - y (\bar{\tau}_n + \tau_r) - \frac{\partial}{\partial x} \int_0^y \rho y dy, \quad (10)$$

$$\frac{\partial}{\partial x} \int_0^y \rho \bar{u} y dy + \rho y \bar{v} = 0, \quad (11)$$

где

$$\tau_r = -\rho \overline{u'v'} - \frac{1}{y} \frac{\partial}{\partial x} \int_0^y \rho \overline{(u')^2} y dy. \quad (12)$$

В дальнейшем для простоты мы не будем писать знаков осреднения.

Для турбулентных неизотермических струй необходимо, используя элементы рис. 2а и 2б, вывести еще и уравнение энергии.

Определение скоростного профиля в сечениях
струи при помощи полиномметода

В работах Г.Н.Абрамовича [3-7], Ю.В.Иванова и Х.Н.Суня [9,10] и других авторов показано, что профили безразмерной избыточной скорости в поперечных сечениях струи могут быть выражены одной и той же зависимостью, т.е.

$$\frac{\Delta u}{\Delta u_m} = f(\eta), \quad (13)$$

где η - безразмерная ордината турбулентной струи в пограничном слое, определяемая из формулы (2) или (3), и

$$\Delta u = u - u_H,$$

$$\Delta u_m = u_m - u_H.$$

Используя такое свойство струи, мы можем преобразовать дифференциальные уравнения турбулентного пограничного слоя в частных производных в обычные дифференциальные уравнения и решить последние для отдельных частных случаев. Таким образом мы можем определить скоростной профиль в сечениях струи. Полученные формулы в общем виде очень сложны, но разница между этими формулами и найденными на основании эксперимента - небольшая. Это обстоятельство оправдывает определение скоростного профиля при помощи полиномметода с использованием граничных условий струи.

На основании условий:

$$1) \text{ при } y = \delta \text{ или } \eta = \frac{y}{\delta} = 1$$

$$u = u_H \text{ или } \frac{\Delta u}{\Delta u_m} = 0,$$

$$\frac{\partial u}{\partial y} = 0 \quad \text{или} \quad \frac{d \frac{\Delta u}{\Delta u_m}}{d \eta} = 0, \quad (14)$$

$$\frac{\partial^2 u}{\partial y^2} = 0 \quad \text{или} \quad \frac{d^2 \frac{\Delta u}{\Delta u_m}}{d \eta^2} = 0;$$

$$2) \text{ при } y = 0 \quad \text{или} \quad \eta = 0$$

$$u = u_m \quad \text{или} \quad \frac{\Delta u}{\Delta u_m} = 1,$$

$$\frac{\partial u}{\partial y} = 0 \quad \text{или} \quad \frac{d \frac{\Delta u}{\Delta u_m}}{d \eta} = 0, \quad (14)$$

требуя, чтобы полином

$$\frac{\Delta u}{\Delta u_m} = \sum_{\kappa=0}^{\kappa=4} A_{\kappa} \eta^{\kappa} \quad (15)$$

удовлетворял граничным условиям, получим после простой подстановки следующую систему уравнений для определения констант A_0, A_1, A_2, A_3, A_4 полинома четвертой степени:

$$\begin{cases} A_0 + A_1 + A_2 + A_3 + A_4 = 0 \\ A_1 + 2A_2 + 3A_3 + 4A_4 = 0 \\ 2A_2 + 6A_3 + 12A_4 = 0 \\ A_0 = 1 \\ A_1 = 0 \end{cases} \quad (16)$$

Определим константы, получим формулу

$$\frac{\Delta u}{\Delta u_m} = 1 - 6\eta^2 + 8\eta^3 - 3\eta^4. \quad (17)$$

На основании граничных условий

1) при $y = \delta$

$$u = u_n \quad \text{или} \quad \frac{\Delta u}{\Delta u_m} = 1, \quad (18)$$

$$\frac{\partial u}{\partial y} = 0 \quad \text{или} \quad \frac{d \frac{\Delta u}{\Delta u_m}}{d \eta} = 0;$$

2) при $y = 0$

$$u = u_m \quad \text{или} \quad \frac{\Delta u}{\Delta u_m} = 1, \quad (18)$$

$$\frac{\partial u}{\partial y} = 0 \quad \text{или} \quad \frac{d \frac{\Delta u}{\Delta u_m}}{d \eta} = 0$$

можно аналогичным путем определить значения коэффициентов полинома

$$\frac{\Delta u}{\Delta u_m} = \sum_{\kappa=0}^{\kappa=3} A_{\kappa} \eta^{\kappa} \quad (19)$$

и получить формулу

$$\frac{\Delta u}{\Delta u_m} = 1 - 3\eta^2 + 2\eta^3. \quad (20)$$

Приведенная формула почти точно, как видно из рис.3, совпадает с формулой Сквайра - Троунсера

$$\frac{\Delta u}{\Delta u_m} = \frac{1}{2} (1 + \cos \pi \eta), \quad (21)$$

использованной в работе [II] для определения скоростных профилей в основном участке круглой струи, развивающейся в спутном потоке. На рис.3 сравниваются между собой следующие формулы:

1) формула Сквайра - Троунсера (21),

2) формула Шлихтинга

$$\frac{\Delta u}{\Delta u_m} = \left(1 - \eta^{\frac{3}{2}}\right)^2, \quad (22)$$

3) экспоненциальная формула

$$\frac{\Delta u}{\Delta u_m} = e^{-\kappa \eta^2}, \quad (22a)$$

где $\kappa = 3,58$,

4) полином (20) и

5) полином (17).

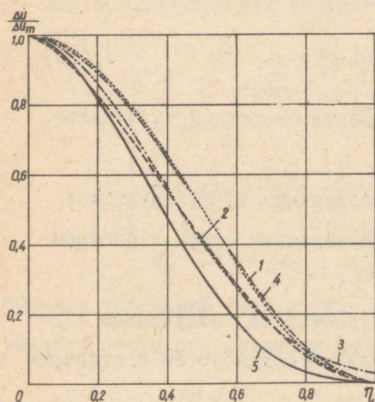


Рис.3. Сравнение функций, использованных различными авторами для определения универсального скоростного профиля в поперечных сечениях струи в зависимости от η . 1 — по формуле Сквайра-Троунсера (21); 2 — по формуле Шлихтинга (22); 3 — по экспоненциальной зависимости (22a); 4 — по полиному (20); 5 — по полиному (17).

Можно видеть, что некоторая разница между ними имеется в основном и переходном участках струи, развивающейся в спутном потоке, но, как показано в работе [10], лучше всего совпадает с экспериментальными данными полином (17).

Изложенный выше метод позволяет решать задачи о развитии турбулентной струи в движущейся среде. Покажем использование этого метода на примере решения задачи о развитии плоской и круглой струй в спутном потоке.

2. Плоско-параллельная и осесимметричная изотермические струи, развивающиеся в спутном потоке

Для того чтобы аналитически решить задачу о струе при помощи описанного выше метода, надо знать, для определения турбулентного касательного напряжения, связи между осредненными и пульсационными величинами турбулентного течения. Их можно получить на основании теории свободной турбулентности.

Используем для этой цели формулу

$$\tau_T = \alpha \rho \delta (u_m - u_n) \frac{\partial u}{\partial y}, \quad (23)$$

полученную на основании новой теории свободной турбулентности Прандтля.

Здесь α - экспериментальная постоянная турбулентности;

δ - полуширина зоны перемешивания струи в поперечном сечении.

Решения задач свободной турбулентности, полученные с помощью этой теории, удовлетворительно согласуются с экспериментальными данными.

В дальнейшем предположим, что жидкость является несжимаемой ($\rho = const$), давление во всем объеме струи - постоянным ($p = const$) и процесс развития струи - изотермическим ($T = const$).

Касательным напряжением трения ламинарного движения мы пренебрегаем вследствие его незначительности.

На основании отмеченных предположений из формул (I), (2), (3), (6a), (9), (10), (11), (23) получим для определения

осредненных характеристик струи следующие системы уравнений:

для плоско-параллельной струи

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial}{\partial x} \int_0^y \rho u^2 dy - u \frac{\partial}{\partial x} \int_0^y \rho u dy = \tau_T, \\ \frac{\partial}{\partial x} \int_0^y \rho u dy + \rho v = 0, \\ \tau_T = \alpha \rho \delta (u_m - u_H) \frac{\partial u}{\partial y}; \end{array} \right. \quad (24)$$

для осесимметричной струи

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial}{\partial x} \int_0^y \rho u^2 y dy - u \frac{\partial}{\partial x} \int_0^y \rho u y dy = y \tau_T, \\ \frac{\partial}{\partial x} \int_0^y \rho u y dy + \rho r y = 0, \\ \tau_T = \alpha \rho \delta (u_m - u_H) \frac{\partial u}{\partial y}. \end{array} \right. \quad (25)$$

Системы уравнений (24) и (25) решим отдельно для начального участка струи при заданном профиле скорости:

$$\frac{u - u_H}{u_m - u_H} = F(\eta), \quad (26)$$

где

$$\eta = \frac{y_2 - y}{y_2 - y_1},$$

и для основного участка струи при заданном профиле скорости

$$\frac{u - u_H}{u_m - u_H} = f(\eta), \quad (27)$$

где

$$\eta = \frac{y}{\delta},$$

на двух характерных линиях струи, т.е. на внешней границе

струи и на линии, в точках которой значение безразмерной избыточной скорости $\frac{u - u_H}{u_m - u_H}$ равно 0,5, аналогично методу Сквайра - Троунсера [II] и автора [I7].

Опуская для краткости описание решения, запишем расчетные формулы в общем виде.

а) Расчетные формулы для определения осредненных характеристик плоско-параллельной струи.

Для определения осредненных характеристик начального участка струи получим следующие формулы:

$$\left. \begin{aligned} \frac{y_1}{\delta_0} &= \frac{\kappa_1 \kappa_3 \frac{x}{\delta_0} + \kappa_0 \kappa_2 - \kappa_1 C}{\kappa_2 - \frac{1}{2} \kappa_1}, \\ \frac{y_2 - y_1}{\delta_0} &= \frac{\kappa_3 \frac{x}{\delta_0} + \frac{\kappa_0}{2} + C}{\frac{1}{2} \kappa_1 - \kappa_2}, \\ \frac{y_2}{\delta_0} &= \frac{\kappa_3 (1 - \kappa_1) \frac{x}{\delta_0} - \kappa_0 (\kappa_2 - \frac{1}{2}) - (1 - \kappa_1) C}{\frac{1}{2} \kappa_1 - \kappa_2}, \\ \frac{x_H}{\delta_0} &= \frac{\kappa_1 C - \kappa_0 \kappa_2}{\kappa_1 \kappa_3}, \end{aligned} \right\} (28)$$

где

$$\left. \begin{aligned} \kappa_0 &= \int_0^1 \left(\frac{u}{u_{om}} \right)_0 \frac{\left(\frac{u}{u_{om}} \right)_0^{-\mu}}{1 - \mu} d \left(\frac{y}{\delta_0} \right)_0, \\ \kappa_1 &= \int_0^1 F^2 d\eta + \mu \left(\int_0^1 F d\eta - \int_0^1 F^2 d\eta \right), \\ \kappa_2 &= \int_{\eta_{0,5}}^1 \left[\left(F^2 - \frac{1}{2} F \right) + \mu \left(-F^2 + \frac{3}{2} F - \frac{1}{2} \right) \right] d\eta, \\ \kappa_3 &= \alpha (1 - \mu) \left(\frac{dF}{d\eta} \right)_{\eta = \eta_{0,5}} \end{aligned} \right\} (29)$$

Здесь δ_0 - полуширина плоского сопла;
 u_{om} - максимальная скорость струи;
 x_H - длина начального участка струи.

Индекс 0 у величин $(\frac{u}{u_{om}})_0$ и $(\frac{y}{\delta_0})_0$ означает, что они изменяются только в пределах начального сечения струи. $\eta_{0,5}$ определяется из уравнения

$$F(\eta_{0,5}) = 0,5.$$

Определяя константу интегрирования C из условия, что

$$\text{при } x = 0 \quad \frac{y_2}{\delta_0} = 1, \quad (30)$$

т.е. поле скоростей потока у среза сопла струи равномерное, получаем:

$$C = \frac{\kappa_2 - \frac{1}{2} \kappa_1 - \kappa_0 \left(\kappa_2 - \frac{1}{2} \right)}{1 - \kappa_1}. \quad (31)$$

Из формул (29) следует, что границы струи y_1 и y_2 и ширина зоны перемешивания $y_2 - y_1$ в начальном участке плоскопараллельной турбулентной струи, развивающейся в спутном потоке, являются прямыми.

В случае равномерного скоростного поля в начальном сечении струи, т.е. если

$$\left(\frac{u}{u_{om}} \right)_0 = 1 \quad \kappa_0 = 1, \quad (30a)$$

формулы (28) значительно упрощаются.

Для определения границы и скорости на оси основного участка струи получим следующие формулы:

$$\frac{\delta}{\delta_0} = \frac{\kappa_0}{\kappa_5 z^2 + \kappa_4 z}, \quad (31a)$$

$$\frac{(2\alpha_3 - \alpha_5)\kappa_4\kappa_5 - (2\alpha_4 - \alpha_6)\kappa_5^2}{\kappa_4^3} \ln \frac{z + \frac{\kappa_4}{\kappa_5}}{z} + \frac{(\alpha_5 - \alpha_3)\kappa_4 + (\alpha_4 - \alpha_6)\kappa_5}{\kappa_4^2} \left(z + \frac{\kappa_4}{\kappa_5}\right)^{-1} -$$

$$- \frac{\alpha_3\kappa_4 - \alpha_4\kappa_5}{\kappa_4^2 z} - \frac{\alpha_6}{2\kappa_4 z^2} = \frac{\alpha\alpha_2}{\kappa_0} \frac{x}{\delta_0} + C', \quad (32)$$

где

$$z = \frac{u_m - u_H}{u_{0m} - u_H}, \quad (33)$$

$$\left. \begin{aligned} \kappa_4 &= \mu \int_0^1 f d\eta, \\ \kappa_5 &= (1 - \mu) \int_0^1 f^2 d\eta, \\ \alpha_2 &= \left(\frac{df}{d\eta} \right)_{\eta = \eta_{0,5}}, \\ \alpha_3 &= \int_0^{\eta_{0,5}} f^2 d\eta, \\ \alpha_4 &= \frac{\mu}{1 - \mu} \int_0^{\eta_{0,5}} f d\eta, \\ \alpha_5 &= \frac{1}{2} \int_0^{\eta_{0,5}} f d\eta, \\ \alpha_6 &= \frac{1}{2} \frac{\mu}{1 - \mu} \eta_{0,5}. \end{aligned} \right\} \quad (34)$$

Здесь $\eta_{0,5}$ — безразмерная ордината точки, где безразмерная скорость равна 0,5, и значение ее определяется в основном участке струи из уравнения

$$f(\eta_{0,5}) = 0,5.$$

Константу интегрирования C' можно определить из следующего условия:

$$\text{при } \frac{x}{\delta_0} = \frac{x_n}{\delta_0} \quad z \approx 1, \quad (35)$$

где x_n — расстояние от среза сопла до конца переходного участка. Это уравнение говорит о том, что скорость на оси струи в переходном участке изменяется мало.

Для определения длины переходного участка и скорости на оси струи в переходном участке можно использовать метод Г.Н. Абрамовича [4-6].

На основании этого метода для определения длины переходного участка получим следующую формулу:

$$\frac{x_{\Pi}}{x_H} = \frac{\frac{\kappa_0}{\kappa_5 + \kappa_4} - 1}{\frac{\kappa_0}{\kappa_1} - 1} \quad (36)$$

б) Расчетные формулы для определения осредненных характеристик осесимметричной струи.

Для определения границы начального участка осесимметричной струи получены следующие формулы:

$$\alpha_1 \left(\frac{y_1}{R} \right)^2 - \alpha_2 \frac{y_1 y_2}{R^2} + \alpha_3 \left(\frac{y_2}{R} \right)^2 = \alpha_0 \quad (37)$$

$$\frac{\gamma_1 \frac{y_1}{y_2} + \gamma_2}{\sqrt{\alpha_1 \left(\frac{y_1}{y_2} \right)^2 + \alpha_2 \frac{y_1}{y_2} + \alpha_3}} + \gamma_3 \ln \left\{ \frac{2 \left(c + \sqrt{c \left[\alpha_1 \left(\frac{y_1}{y_2} \right)^2 + \alpha_2 \frac{y_1}{y_2} + \alpha_3 \right]} \right)}{\alpha_8 \frac{y_1}{y_2} + \alpha_7} + \delta \right\} = - \frac{1}{\sqrt{\alpha_0}} \frac{x}{R} + C'' \quad (38)$$

где

$$\left. \begin{aligned} \alpha_0 &= \int_0^1 \left(\frac{u}{u_{om}} \right)_0 \frac{\left(\frac{u}{u_{om}} \right)_0^{-\mu}}{1-\mu} \left(\frac{y}{R} \right)_0 d \left(\frac{y}{R} \right)_0, \\ \alpha_1 &= \frac{1}{2} - \int_0^1 [F^2 + \mu(F-F^2)] \eta d\eta, \\ \alpha_2 &= 2 \int_0^1 [F^2 + \mu(F-F^2)] \eta d\eta - \int_0^1 [F^2 + \mu(F-F^2)] d\eta, \end{aligned} \right\}$$

$$\begin{aligned}
 \alpha_3 &= \int_0^1 [F^2 + \mu(F-F^2)] d\eta - \int_0^1 [F^2 + \mu(F-F^2)] \eta d\eta, \\
 \alpha_4 &= \frac{1}{4} - \int_0^1 [F^2 + \mu(F-F^2)] \eta d\eta + \frac{1}{2} \int_0^1 [F + \mu(1-F)] \eta d\eta, \\
 \alpha_5 &= 2 \int_{\eta_{0,5}}^1 [F^2 + \mu(F-F^2)] \eta d\eta - \int_{\eta_{0,5}}^1 [F + \mu(1-F)] \eta d\eta + \\
 &\quad + \frac{1}{2} \int_{\eta_{0,5}}^1 [F + \mu(1-F)] d\eta - \int_{\eta_{0,5}}^1 [F^2 + \mu(F-F^2)] d\eta, \\
 \alpha_6 &= - \int_{\eta_{0,5}}^1 [F^2 + \mu(F-F^2)] \eta d\eta + \frac{1}{2} \int_{\eta_{0,5}}^1 [F + \mu(1-F)] \eta d\eta + \\
 &\quad + \int_{\eta_{0,5}}^1 [F^2 + \mu(F-F^2)] d\eta - \frac{1}{2} \int_{\eta_{0,5}}^1 [F + \mu(1-F)] d\eta, \\
 \alpha_7 &= -\alpha(1-\mu) \left(\frac{dF}{d\eta} \right)_{\eta=\eta_{0,5}} (1-\eta_{0,5}), \\
 \alpha_8 &= -\alpha(1-\mu) \eta_{0,5} \left(\frac{dF}{d\eta} \right)_{\eta=\eta_{0,5}};
 \end{aligned}
 \tag{39}$$

$$\begin{aligned}
 \gamma_1 &= \frac{2}{\alpha_8 c} \left[\alpha_3 \alpha_4 - \alpha_1 \alpha_6 - (\alpha_2 \alpha_4 - \alpha_1 \alpha_5) \frac{\alpha_7}{\alpha_8} \right], \\
 \gamma_2 &= \frac{2}{\alpha_8 c} \left[\alpha_3 \alpha_5 - \alpha_2 \alpha_6 + (\alpha_1 \alpha_6 - \alpha_3 \alpha_4) \frac{\alpha_7}{\alpha_8} \right], \\
 \gamma_3 &= -\frac{1}{\alpha_8 c^{3/2}} \left\{ \alpha_3 \alpha_5 - \alpha_2 \alpha_6 - \frac{\alpha_7}{\alpha_8} \left[2(\alpha_3 \alpha_4 - \alpha_1 \alpha_6) - (\alpha_2 \alpha_4 - \alpha_1 \alpha_5) \frac{\alpha_7}{\alpha_8} \right] \right\},
 \end{aligned}
 \tag{40}$$

$$b = -2 \frac{\alpha_1 \alpha_7}{\alpha_8^2} + \frac{\alpha_2}{\alpha_8},$$

$$c = \alpha_1 \left(\frac{\alpha_7}{\alpha_8} \right)^2 - \alpha_2 \frac{\alpha_7}{\alpha_8} + \alpha_3.$$

Здесь R - радиус сопла.

Константу интегрирования C можно определить при равномерном распределении скорости в начальном сечении струи из условия

$$\text{при } x = 0 \quad \frac{y_1}{y_2} = 1. \quad (41)$$

Для определения границы осесимметричной струи и скорости на оси получены следующие формулы:

$$\frac{\delta}{R} = \sqrt{\frac{a_0}{\beta_2 z^2 + \beta_1 z}} \quad (42)$$

$$\frac{b_1 z - b_2}{\beta_1^2 \sqrt{\beta_2 z^2 + \beta_1 z}} - \frac{\beta_6 \sqrt{\beta_2} (\sqrt{\beta_2 z^2 + \beta_1 z} + \sqrt{\beta_2 z}) + \frac{1}{3} \beta_1 \beta_6}{\sqrt{\beta_2 z^2 + \beta_1 z} + \sqrt{\beta_2 z}} = \frac{\beta_7}{2\sqrt{a_0}} \frac{x}{R} + K \quad (43)$$

$$\beta_1 = \mu \int_0^1 f \eta d\eta,$$

$$\beta_2 = (1-\mu) \int_0^1 f^2 \eta d\eta,$$

$$\beta_3 = \int_0^{\eta_{05}} f^2 \eta d\eta,$$

$$\beta_4 = \frac{\mu}{1-\mu} \int_0^{\eta_{05}} f \eta d\eta,$$

$$\beta_5 = \frac{1}{2} \int_0^{\eta_{05}} f \eta d\eta,$$

(44)

$$\beta_6 = \frac{\mu}{4(1-\mu)} \eta_{0,5}^2, \quad \beta_7 = \alpha \eta_{0,5} \left(\frac{df}{d\eta} \right)_{\eta=\eta_{0,5}}$$

и

$$\sigma_1 = \beta_1 \beta_2 \beta_5 - 2\beta_2 (\beta_1 \beta_3 - \beta_2 \beta_4 + \beta_2 \beta_6), \quad (45)$$

$$\sigma_2 = \beta_4 (\beta_1 \beta_3 - \beta_2 \beta_4 + \beta_2 \beta_6).$$

Константу интегрирования K можно определить из условия (35).

По методу Г.Н.Абрамовича [4-6] можно определить длину переходного участка и скорость на оси струи в этом участке.

На основании этого метода получена следующая формула для длины переходного участка:

$$\frac{x_{II}}{x_H} = \frac{\sqrt{\frac{\alpha_0}{\beta_1 + \beta_2}} - 1}{\sqrt{\frac{\alpha_0}{\alpha_3}} - 1} \quad (46)$$

При равномерном начальном распределении скорости получим

$$\alpha_0 = \frac{1}{2} \quad (47)$$

В частном случае, когда скорость потока $u_H = 0$, приведенные формулы существенно упрощаются, и формулы для определения скорости на оси практически совпадают с соответствующими формулами Г.Н.Абрамовича [3, 7].

При помощи указанного метода получены также формулы для определения осредненных характеристик турбулентной плоскопараллельной и осесимметричной струй, развивающихся во встречном потоке.

3. Сравнение экспериментальных данных с полученными расчетными формулами

Как показано в работе [10], подходящими формулами для определения профилей безразмерной избыточной скорости являются следующие:

1) в основном и переходном участках плоской и круглой струи, развивающейся в спутном потоке, — полином (17),

2) в начальном участке плоской струи, развивающейся в спутном потоке, — формула Шлихтинга в виде

$$F(\eta) = 1 - \left(1 - \eta^{3/2}\right)^2, \quad (48)$$

3) в начальном участке круглой струи, развивающейся в спутном потоке, — полином (17) в виде

$$F(\eta) = 1 - 6(1 - \eta)^2 + 8(1 - \eta)^3 - 3(1 - \eta)^4. \quad (49)$$

На основании формул (17), (48) и (49) определены значения констант в формулах (29), (34), (39), (41) и (44) и получено для плоско-параллельной струи:

$$\left. \begin{aligned} \kappa_1 &= 0,4156 + 0,1344\mu, \\ \kappa_2 &= 0,1573 + 0,0193\mu, \end{aligned} \right\} \kappa_3 = 1,409\alpha(1 - \mu); \quad (29a)$$

$$\left. \begin{aligned} \alpha_2 &= -1,747, \\ \alpha_3 &= 0,2586, \\ \alpha_5 &= 0,1551, \\ \kappa_4 &= 0,4\mu, \end{aligned} \right\} \begin{aligned} \alpha_4 &= 0,3101 \frac{\mu}{1 - \mu}, \\ \alpha_6 &= 0,1929 \frac{\mu}{1 - \mu}, \\ \kappa_5 &= 0,2857(1 - \mu); \end{aligned} \quad (34a)$$

для осесимметричной струи:

$$\left. \begin{aligned} \alpha_1 &= 0,2667 - 0,06679 \mu, & \alpha_5 &= 0,07771 + 0,00753 \mu, \\ \alpha_2 &= 0,1810 + 0,01929 \mu, & \alpha_6 &= 0,01294 + 0,00305 \mu, \\ \alpha_3 &= 0,05238 + 0,04750 \mu, & \alpha_7 &= -0,6737 \alpha (1 - \mu), \\ \alpha_4 &= 0,1593 - 0,01059 \mu, & \alpha_8 &= -1,0729 \alpha (1 - \mu); \end{aligned} \right\} (39a)$$

$$\left. \begin{aligned} \beta_1 &= 0,1 \mu, & \beta_5 &= 0,02660, \\ \beta_2 &= 0,05250 (1 - \mu), & \beta_6 &= 0,03720 \frac{\mu}{1 - \mu}, \\ \beta_3 &= 0,03954, & \beta_7 &= -0,6737 \alpha. \\ \beta_4 &= 0,05320 \frac{\mu}{1 - \mu}, \end{aligned} \right\} (44a)$$

Используя значения констант (29а), (34а), (39а) и (44а),

с помощью выведенных выше формул можно определить значения характеристик струи, определив предварительно значение экспериментальной константы α .

Для этого α путем сравнения формул Г.Н.Абрамовича [4,5]

$$\frac{y_2 - y_1}{\beta_0} = \frac{cx}{\beta_0} \frac{1 - \mu}{1 + \mu} \quad (50)$$

и формулы (28) можно получить в случае равномерного начального распределения скорости $c = 27,9 \alpha$,

а при сравнении с другими экспериментальными данными, приведенными в той же работе, в начальном участке плоско-параллельной струи $c = 0,27$ и в основном участке $c = 0,22$. Следовательно, в начальном участке плоско-параллельной струи

$$\alpha = 0,0097 \quad (51)$$

и в основном участке струи

$$\alpha = 0,0079 \quad (52)$$

Используя в начальном участке плоско-параллельной струи

профили распределения скорости в виде

$$\frac{u - u_H}{u_{от} - u_H} = 6\eta^2 - 8\eta^3 + 3\eta^4, \quad (53)$$

$$\frac{u - u_H}{u_{от} - u_H} = 3\eta^2 - 2\eta^3 \quad (54)$$

или формулу (48) и формулу Сквайра - Троунсера, получим для определения ширины зоны перемешивания следующие соотношения:

а) по формуле Сквайра - Троунсера [II] и полиному (34)

$$\frac{y_2 - y_1}{b_0} = c \frac{1 - \mu}{1 + \mu} \frac{x}{b_0}; \quad (55)$$

б) по формуле Шлихтинга (48)

$$\frac{y_2 - y_1}{b_0} = c \frac{1 - \mu}{1 + 0,95\mu} \frac{x}{b_0} \quad (56)$$

и полиному (53)

$$\frac{y_2 - y_1}{b_0} = c \frac{1 - \mu}{1 + 0,90\mu} \frac{x}{b_0} \quad (57)$$

Аналогично предыдущему можно определить экспериментальную константу α .

Для начального участка плоско-параллельной струи $\alpha = 0,0078$ по формуле Сквайра - Троунсера [II]; $\alpha = 0,0084$ по полиному (54); $\alpha = 0,0097$ по формулам Шлихтинга (48); $\alpha = 0,0067$ по полиному (53). Из сравнений формул (55), (56) и (57) видно, что разница между ними небольшая, но разница между значениями α , полученными по разным профилям скоростей, заметная.

Изменение границы плоско-параллельной струи в зависимости от значений параметра μ показано на рис.4. Кривые получены

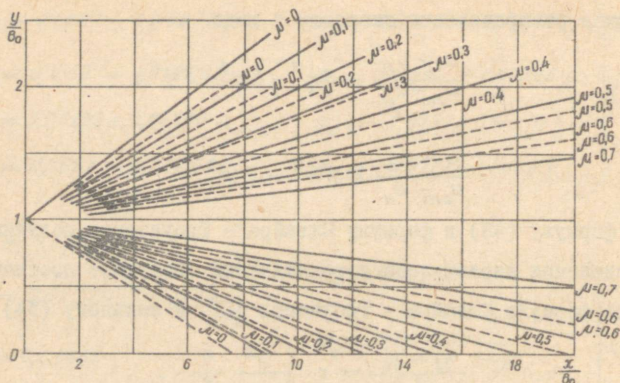


Рис. 4. Изменение границы плоско-параллельной струи в зависимости от значений параметра μ при равномерном скоростном профиле в начальном сечении.

по расчетным формулам (28) для равномерного скоростного поля в начальном сечении, константы определены по формуле Шлихтинга (48) – сплошная линия и по полиному (53) – пунктирная линия. Можно видеть, что ширина зоны перемешивания в начальном участке плоско-параллельной струи мала, но длина начального участка существенно зависит от вида заданного скоростного профиля.

На рис. 5 и 6 приведено сравнение экспериментальных данных Ю.В.Иванова и Х.Н.Суя [1,9] и автора согласно формулам (31) и (42), при равномерном скоростном поле в начальном сечении соответственно ($\kappa_0 = 1$) и ($\alpha_0 = \frac{1}{2}$). Значение констант определено из формул (34а) и (44а). Видно, что экспериментальные данные удовлетворительно совпадают с расчетной кривой.

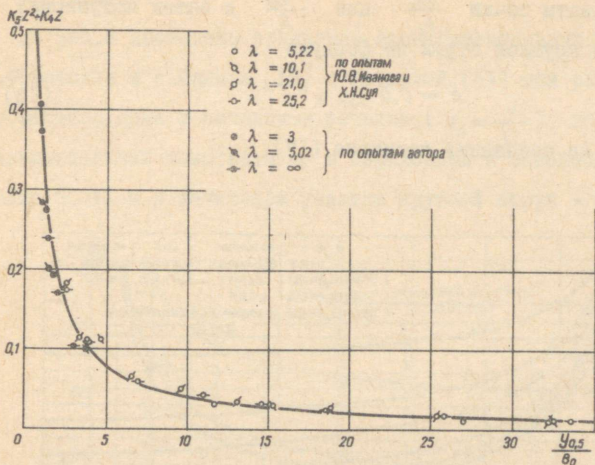


Рис.5. Сравнение экспериментальных данных Ю.В.Иванова, Х.Н.Суя и автора с формулой (31).

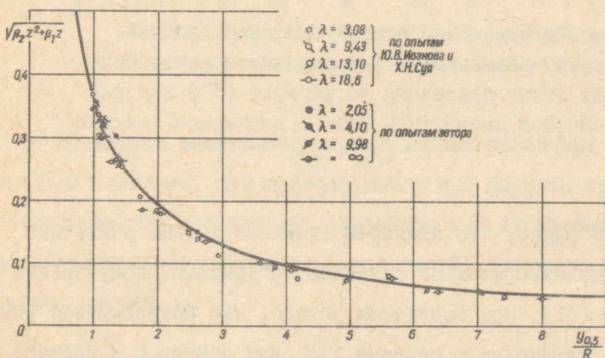


Рис.6. Сравнение экспериментальных данных Ю.В.Иванова, Х.Н.Суя и автора с формулой (42).

На основании рис.5 или 6 при заданных значениях параметра μ и безразмерной осевой скорости z можно определить безраз-

мерные ординаты точки $\frac{y_{0,5}}{b_0}$ или $\frac{y_{0,5}}{R}$ и затем полуширину плоской или круглой струи по формуле

$$\delta = 2,6 y_{0,5}, \quad (58)$$

полученной на основании полинома (I7).

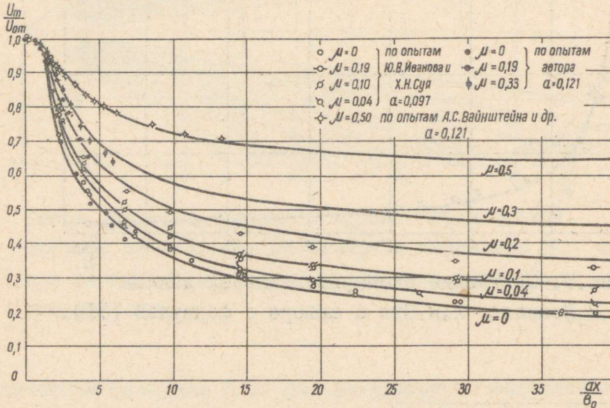


Рис.7. Изменение осевой скорости плоской струи, развивающейся в слутном потоке. Сплошная линия проведена по формуле (32) при равномерном скоростном поле в начальном сечении ($\kappa_0 = 1$).

Из рис.7 видно, что экспериментальные данные различных авторов удовлетворительно совпадают с кривыми, полученными по формуле (32). При сравнении учтено, что безразмерное расстояние до переходного сечения $\frac{x_H}{b_0}$ для опытов Ю.В.Иванова и Х.Н.Суя и автора равняется: $\alpha x_H / b_0 = 1,21$,

а для опыта А.С.Вайнштейна и др. [18] $\alpha x_H / b_0 = 2,42$.

По опытам Иванова и Суя экспериментальная константа турбулентности $\alpha = 0,0114$, а по опытам Вайнштейна и автора

$$\alpha = 0,0142.$$

На рис.8 проведено сравнение экспериментальных данных В.Форстола и А.Шапиро [19] с формулой (43) при равномерном скоростном поле в начальном сечении ($\alpha_0 = \frac{1}{2}$); значение экспериментальной константы α в переходном и основном участках равно 0,011 и в начальном участке круглой струи - 0,015.

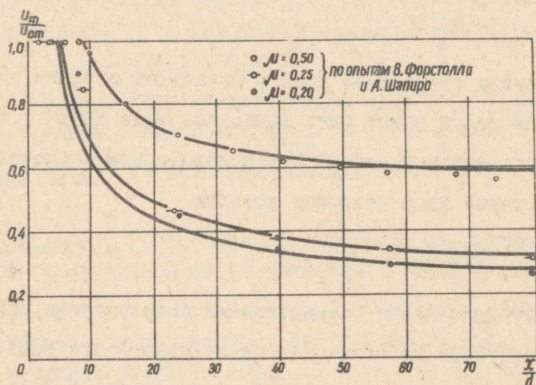


Рис.8. Сравнение формулы (43) с опытными данными В.Форстола и А.Шапиро.

Из сравнения экспериментальных данных различных авторов (рис.5-8) следует, что приведенные в п.2 формулы применимы для определения осредненных характеристик турбулентных плоско-параллельной и осесимметричной струй, развивающихся в спутном потоке.

Выводы

I. Установлен метод для решения некоторых задач проблемы свободной турбулентности.

При помощи предложенного метода получены аналитические формулы для определения характеристик всех участков турбулентной плоско-параллельной и осесимметричной струй, развивающихся в спутном и встречном потоках.

2. Показано, что формула Г.Н.Абрамовича [4,5]

$$\frac{y_2 - y_1}{b_0} = c \frac{1 - \mu}{1 + \mu}$$

при равномерном скоростном поле в начальном сечении плоско-параллельной струи может быть точно получена также с помощью предложенного автором метода с использованием скоростного профиля F , который удовлетворяет условию

$$F\left(\frac{1}{2}\right) = \frac{1}{2},$$

т.е. на полуширине зоны перемешивания безразмерная избыточная скорость равняется половине ее максимального значения. В случае использования других профилей зависимость Г.Н.Абрамовича мало отличается от формул, полученных по указанному методу.

3. Длина начального и переходного участков турбулентной струи и значение константы турбулентности α существенно зависят от вида универсальной функции скоростного поля, но изменение толщины зоны перемешивания практически не зависит от выбора этой функции.

ЛИТЕРАТУРА

1. Ю.В.Иванов, Х.Н.Суй. Исследование развития струи в спутном потоке. Изв. АН ЭССР, т.УП, серия техн. и физ-мат.наук, № 2, 1958.
2. Ю.В.Иванов, Х.Н.Суй, Э.П.Тимма. Турбулентная изотермическая струя в спутном потоке. Инженерно-физический журнал, т. I,

№ 5, 1958.

3. Г.Н.Абрамович. Свободные турбулентные струи жидкостей и газов. М. Госэнергоиздат, 1948.
4. Г.Н.Абрамович. Турбулентная струя в движущейся среде. Изв. АН СССР, ОТН, № 6, 1957.
5. Г.Н.Абрамович. О турбулентном смешении на границе двух плоско-параллельных потоков жидкости (при спутном и встречном движении). Сб.: Теоретическая гидродинамика, № 19, под ред. Л.И.Седова. Оборонгиз, 1956.
6. Г.Н.Абрамович. Турбулентная струя в потоке. Тр. совещания по прикладной газовой динамике. Алма-Ата, 1956.
7. Г.Н.Абрамович. Теория турбулентных струй. М., Физматгиз, 1960.
8. В.Я.Бородачев. Распространение в попутном потоке осесимметричной турбулентной струи сжимаемой жидкости. М., 1960.
9. Х.Н.Суй. Исследование развития круглой и плоской струи во встречном и спутном потоке. Изв. АН ЭССР, т.Х, серия физ.-мат. и техн.наук, № 3, 1961.
10. Э.П.Тимма, Ю.В.Иванов. Круглая и плоская турбулентная струя, развивающаяся в спутном потоке. Изв. АН ЭССР, т.ХI, серия физ.-мат. и техн.наук, № 3, 1962.
11. H.V.Squire and J.Trouncer. Round jets in a general stream. Aeronaut.Res.Comm.Rep. and Mem.,London.No.1974, 1944.
12. G.J.Taylor. The transport of vorticity and heat through fluids in turbulent motion. Proc. Roy. Soc. Series A, v. CXXXV, no.828, 1932.
13. L.Prandtl. Bemerkungen zur Theorie der freien Turbulenz. Z. angew.Math. u. Mech., Bd.22, Nr.5, 1942.
14. O.Reynolds. On the dynamical theory of incompressible Viscous fluids and the determination of the criterion. Phil. Trans. Roy. Soc., 1895.
15. А.С.Гиневский. Турбулентный след и струя в спутном потоке при наличии продольного градиента давления. Изв. АН СССР, ОТН. Механика и машиностроение, № 2, 1959.

16. H. Schlichting. Ueber das ebene Windschattenproblem. Ing. Arch., Nr. 5, 1930.
17. Э.П.Тимма. Аналитическое исследование плоской струи, развивающейся в спутном потоке. Изв. АН ЭССР, т.ХП, серия физ.-мат. и техн.наук, № I, 1962.
18. A.S.Weinstein, J.F.Osterle, W.Forstall. Momentum Diffusion from a slot jet into a moving secondary. J. of Appl.Mech., vol. 23, no.3, September 1956.
19. W.Forstall, A.H.Shapiro. Momentum and mass transfer in coaxial gas jets. J. Appl. Mech. 17, no.4, December 1950 (also references in discussion J.A.M., June 1951).

INTEGRAALNE LÄHENDMEETOD LIIKUVAS KESKKONNAS
LEVIVA TURBULENTSE JOA PROBLEEMI LAHENDAMISEKS

E. Timma

Resüme

Artiklis on formuleeritud liikuvast keskkonnast leviva turbulentsse joa probleemi lahendamiseks joa suhtelise kiiruse profiilide sarnasusel baseeruva integraalse lähendmeetodi alused. Joa suhtelise kiiruse profiilide määramiseks soovitatakse kasutada töös näidatud polünoommeetodit. Integraalse lähendmeetodi rakendamise näidetena on artiklis esitatud päriooluses leviva isotermilise tasapinnalise ja telgsummeetrilise turbulentsse joa füüsikaliste suuruste määramiseks analüütilised valemid, mida on võrreldud mitmete autorite eksperimentaalandmetega.

О ТЕПЛОТЕХНИЧЕСКОМ АНАЛИЗЕ РЕЖИМОВ СЖИГАНИЯ ТОПЛИВ

Р.Н.Ууэсоо

При энергетическом, а также энерготехнологическом использовании топлив часто одним из основных вопросов является правильный выбор режима сжигания, обеспечивающего необходимую температуру в топке. Это особенно важно, если сжигание связано с каким-нибудь технологическим процессом. Например, если сжигание твердого топлива происходит в топках с жидким шлакоудалением, то при этом температура в топке не должна падать ниже какой-то определенной, заранее заданной температуры. При сжигании многозольных эстонских сланцев ставится целью, кроме производства тепла, также и термическая обработка в топочном процессе минеральной части топлива для придания выделяющейся из топки золе свойств строительного вяжущего. И в этом случае решающее значение имеет точное соблюдение необходимого температурного режима. Особые трудности возникают при сжигании низкокалорийных многозольных или влажных топлив, когда качество топлива может меняться в широких пределах. В некоторых случаях, например при сжигании в какой-то технологической установке коксовых остатков, образовавшихся при термической обработке эстонского сланца, может создаться положение, когда из-за низкой теплотворности коксовых остатков организация процесса горения вообще невозможна [I].

Для достижения требуемого режима сжигания часто приходится прибегать к высокотемпературному подогреву воздуха, к добавлению высококалорийного топлива или обогащению воздуха кис-

лородом. При данном конкретном топливе требуемая температура воздуха, а также другие средства, необходимые для организации процесса горения, определяются для каждого топлива в каждом конкретном случае отдельно. Выполнение этой работы при помощи существующих методов теплотехнического расчета [2] довольно сложно и трудоемко, так как приходится для каждого топлива рассчитывать состав и теплосодержание продуктов горения, а затем графически определять необходимые условия сжигания. Даже небольшое изменение в составе топлива требует проведения нового трудоемкого расчета. Многочисленные исходные данные значительно затрудняют при этом использование современных счетно-решающих машин. Вследствие этого во многих исследовательских работах, в которых сравниваются условия использования топлив различного состава, большой объем занимают обыкновенные теплотехнические расчеты. Особенно сложным является систематический расчет при комбинированном способе сжигания, когда используется смесь различных топлив и в топку вводятся минеральные добавки, которые в свою очередь могут реагировать в ходе топочного процесса. Такое положение наблюдается, например, при сжигании эстонского сланца энергоклинкерным способом.

Для упрощения теплотехнических расчетов рядом авторов сделаны предложения, но они в основном ограничиваются несколькими общепринятыми и универсальными расчетными формулами для составления $J-t$ -диаграмм [3,4] и расчета отдельных теплотехнических показателей по упрощенным формулам [5]. Рекомендуемые формулы и диаграммы в основном пригодны при расчетах высококалорийных топлив, так как в случае многозольных топлив и особенно топлив, содержащих карбонаты, расчеты очень

трудоемки и неточные.

Приведенные выше обстоятельства указывают на необходимость разработки простого метода расчета, позволяющего систематически анализировать влияние состава топлива на показатели режима сжигания. При этом обычно основным условием является обеспечение в топке температуры, предусмотренной технологическим режимом. Из этого же условия мы исходили при составлении описываемого ниже метода расчета, позволяющего сравнительно быстро проводить систематический анализ.

При разработке упрощенного метода расчета за основу взято балансовое равенство, согласно которому количество тепла Q выходящих из топки продуктов сгорания должно равняться теплосодержанию J продуктов сгорания при температуре горячих газов t_T :

$$Q = J, \quad (1)$$

где

$$J = \sum V(ct_T). \quad (2)$$

Формула (2) не позволяет систематически производить сравнения в случае различного состава топлива, так как теплосодержание продуктов сгорания вычислено по объемам и теплосодержанию отдельных компонентов этих продуктов. Расчет объемов продуктов сгорания при различном составе топлива становится сложным. Целесообразнее выразить суммарное теплосодержание через теплосодержание продуктов, возникающих при сгорании отдельных составных частей топлива (Vct_T)_{*i*}, и через относительный вес этих частей g_i [1].

При этом формула (2) может быть записана в следующем виде:

Относительный вес отдельных составных частей топлива надо взять таким, чтобы изменение относительного количества одной составной части не влияло на количественное значение других составных частей. Для этого в настоящем методе расчета используются следующие характерные показатели состава топлива (в кг/кг): влажность рабочего топлива - W^p ; содержание горючей части в топливе на сухую массу - Γ^c , и содержание карбонатной углекислоты в минеральной части (в случае топлив, содержащих карбонаты) - $(CO_2)_{\kappa}^m$. Значение других компонентов минеральной части, реагирующих в топочном процессе, необходимо учитывать также относительно минеральной части топлива. Исходя из положения, что элементарный состав горючей части топлива всех видов можно считать постоянным, в методе расчета за характерные исходные данные горючей части топлива принимаются низшая теплотворность горючей части топлива - Q_H^r (ккал/кг); теоретический объем сухого воздуха, необходимого для полного сгорания 1 кг горючей части топлива - V^{Or} (нм³/кг) и суммарное теплосодержание $(Vct_T)_r'$ продуктов полного сгорания 1 кг горючей части топлива при температуре топочных газов t_T и при коэффициенте избытка воздуха $\alpha = 1,0$. Упомянутые выше величины могут быть рассчитаны по элементарному составу горючей части:

$$Q_H^r = 8100c^r + 24600H^r - 2600(O^r - S^r) \text{ ккал/кг}, \quad (4)$$

$$V^{Or} = 8,89(c^r + 0,375S^r) + 26,5H^r - 3,33O^r \text{ нм}^3/\text{кг}, \quad (5)$$

$$\begin{aligned} (Vct_T)_r' &= (c^r + 0,375S^r)(Vct_T)_C' + H^r(Vct_T)_H' + \\ &+ 0,8N^r(ct_T)_{N_2} - O^r(Vct_T)_O' \text{ ккал/кг}, \end{aligned} \quad (6)$$

где C^r, H^r, S^r, O^r - относительный вес углерода, водорода, серы и кислорода в горючей части топлива, кг/кг;

$(Vct_T)'_C, (Vct_T)'_H$ - суммарное теплосодержание продуктов сгорания 1 кг углерода и 1 кг водорода при температуре t_T , ккал/кг;

$(ct_T)_{N_2}$ - теплосодержание азота при температуре t_T , ккал/м³;

$(Vct_T)'_O$ - суммарное теплосодержание азота, уменьшающегося в продуктах сгорания за счет 1 кг кислорода, содержащегося в горючей части топлива, при температуре t_T , ккал/кг.

Для нахождения теплотворности горючей части топлива можно также использовать теплоту сгорания, определенную в бомбе в пересчете на горючую часть топлива.

Составляя формулу (6), мы исходили из того, что при горении содержащихся в топливе соответствующих количеств углерода и водорода всегда образуются продукты сгорания такого же объема, независимо от их соотношения между собой в топливе. Ввиду незначительной разницы между теплосодержанием CO_2 и SO_2 продукты сгорания серы были учтены вместе с продуктами сгорания углерода. За счет кислорода, содержащегося в горючей части топлива, уменьшается объем воздуха, необходимого для горения, и в связи с этим также количество азота, подаваемого с воздухом в процессе горения. Это учитывает в формуле (6) последний, отрицательный член. Для расчета суммарного теплосодержания продуктов сгорания горючей части по формуле (6)

Теплосодержания 1 м³ влажного воздуха, азота и
продуктов сгорания на 1 кг исходного вещества
и значения коэффициента K_T в зависимости от температуры

Тем- пера- тура	Продукты сгорания		Поп- равка на со- держа- ние кисло- рода ($V_{ct}'_O$)	Влаж- ный воз- дух ($V_{ct}'_{O_2}$)	Азот (ct'_{N_2})	Влага в то- пливе (ct'_{W})	Вода (ct'_{A})	Дву- окись угле- рода (ct'_{CO_2})	Кoeff- фици- ент K_T
	угле- рода ($V_{ct}'_C$)	води- рода ($V_{ct}'_H$)							
°C	ккал/кг		ккал/м ³			ккал/кг			
100	299	1062	83	31,6	31,1	44,8	19,3	20,7	0,089
200	607	2137	167	63,6	62,5	90,5	40,4	43,5	0,181
300	923	3228	252	96,2	94,2	137,5	63,0	68,1	0,274
400	1250	4352	338	129,4	126,6	186	86,0	94,0	0,3705
500	1585	5502	426	163,4	159,5	236	109,5	121,2	0,469
600	1929	6681	516	198,8	193,0	288	133,8	148,8	0,571
700	2282	7893	609	234	227,1	341	158,2	177,9	0,674
800	2640	9133	702	270	262,4	396	183,2	207,5	0,781
900	3006	10400	796	306,0	298,0	453	209	238	0,8895
1000	3380	11700	895	343	334,2	512	235	268	1,000
1100	3754	13000	993	381	371,1	572	262	299	1,112
1200	4132	14350	1092	419	408,0	633	288	330	1,224
1300	4514	15700	1191	457	444,9	693	325	362	1,338
1400	4903	17080	1293	496	482,9	760	378	394	1,453
1500	5290	18470	1394	535	520,8	826	420	426	1,569
1600	5682	19870	1496	574	558,3	892	448	459	1,686
1700	6076	21290	1598	613	596,3	959	493	491	1,803
1800	6470	22720	1700	652	635,3	1028	522	524	1,922
1900	6868	24170	1804	692	673,2	1096	570	558	2,040
2000	7266	25640	1907	732	712,2	1169	600	590	2,160

в таблице приведены теплосодержания их отдельных компонентов и значения поправок на учитываемое содержание кислорода в зависимости от температуры. В случае какого-нибудь топлива с

определенным составом горючей части для проведения расчетов целесообразно сперва составить вспомогательную таблицу в пределах рассматриваемой температуры. Однако такую таблицу можно и не составлять, если использовать эмпирическую зависимость между теплосодержанием продуктов сгорания топлива и температурой в виде степенной зависимости [6]:

$$\frac{(ct_r)'}{(ct_o)'} = \frac{t_r}{t_o}^n, \quad (7)$$

где (8)

$$(ct_r)' = (ct_o)' \cdot K_T,$$

если (9)

$$K_T = \left(\frac{t_r}{t_o} \right)^{\frac{1}{n}}.$$

В формуле (7) значение показателя степени n для продуктов сгорания горючей части топлив меняется в зависимости от соотношения углерода, водорода и кислорода в горючей части топлива в пределах от 0,898 до 0,902. Вполне удовлетворительную точность дает почти при всех топливах в пределах температуры от 700 до 2000°C среднее значение показателя степени $n = 0,9$. При температурах ниже 700°C необходимо в значение показателя степени ввести поправку. В таблице приведены значения коэффициента K_T в зависимости от температуры, при которых $n = 0,9$ и $t_o = 1000^\circ\text{C}$. Для расчета суммарного теплосодержания продуктов сгорания горючей части топлива нужно рассчитать по формуле (6) теплосодержание при температуре 1000°C и умножить на значение коэффициента K_T , соответствующее рассматриваемой температуре, согласно формуле (8).

В случае необходимости при помощи приведенного выше способа можно быстро составить также полную $J-t$ - диаграмму.

Таким образом, для характеристики состава топлива предла-

гается использовать следующие показатели: $W^P, \Gamma^c, (CO_2)_K^M$ и соответствующие составу горючей части O_H^r, V^{Or} и $(Vct_T)_r^i$, причем количественные значения последнего зависят от температуры топочных газов t_T .

При анализе сжигания твердых топлив, у которых в минеральной части отсутствуют карбонаты и другие реагирующие в топочном процессе соединения, используем в общем случае следующие показатели режима: температуру топочного процесса t_r ; коэффициент избытка воздуха в процессе горения α ; температуру воздуха для горения t_{β_3} ; физическое тепло топлива i_{TL} ; коэффициент κ_A , который учитывает количество уходящей из топки золы, рассчитанное на теплосодержание золы при температуре уходящих газов, и коэффициент η'_T , учитывающий долю передаваемого продуктам сгорания тепла из общего количества вводимого в топку тепла.

Используя приведенные выше обозначения, можно определить количество переданного выделяющимся из топки продуктам сгорания тепла Q и суммарную энтальпию продуктов сгорания при температуре t_T :

$$Q = O_H^r \eta'_r \Gamma^c + V^{Or} \alpha \eta'_T (ct_{\beta_3})_{\beta_3} \Gamma^c + i_{TL} \eta'_T - 800 \eta'_T \frac{W^P}{1 - W^P}, \quad (I0)$$

$$J = (Vct_T)_r^i \Gamma^c + (\alpha - 1) V^{Or} (ct_T)_{\beta_3} \Gamma^c + \kappa_A (ct_T)_A^i (1 - \Gamma^c) + (ct_T)_W^i \frac{W^P}{1 - W^P} \quad (II)$$

где $(ct_{\beta_3})_{\beta_3}$ — теплосодержание подаваемого в топку воздуха для горения при температуре t_{β_3} , ккал/м³;

$(ct_T)_{\beta_3}$ — теплосодержание воздуха при температуре топочных газов t_T , ккал/м³;

$(ct_T)_A^i$ — теплосодержание золы при температуре топочных газов t_T , ккал/кг;

$(ct_T)'_W$ - теплосодержание водяных паров при температуре топочных газов t_T , ккал/кг.

Для упрощения формул (IО) и (II) балансовые тепловые количества даны в расчете на I кг сухого вещества, содержащегося в топливе. Необходимые при расчетах и зависящие от температуры теплосодержания воздуха (ккал/м³) и золы, а также водяных паров (ккал/кг) приведены выше в таблице. Приравнивая формулы (IО) и (II), получаем искомые зависимости между характерными показателями состава отдельных топлив и режимом сжигания. Проще всего анализировать условия, необходимые для сжигания какого-нибудь топлива с постоянным элементарным составом горючего вещества при заданной температуре t_T . В качестве переменных величин в этом случае можно рассматривать показатели Γ^c , W^p , $i_{TЛ}$, η_T' , α и t_{β_3} .

Для наглядности целесообразно графически проанализировать соотношение трех или четырех показателей, задав заранее количественные значения остальных показателей. Обычно в практике сжигания топлив для регулирования необходимой температуры в топке используется подогретый воздух. Исходя из этого, после приравнивания формул (IО) и (II) t_{β_3} можно выразить в явном виде, при котором вид расчетной формулы довольно прост.

В качестве функции можно рассматривать и температуру топочных газов t_T . В этом случае придется составить несколько исходных формул при разных температурах и полученные данные проанализировать графически.

При предложенном методе расчета предполагается, что происходит полное сгорание. В случае же если имеются потери от механического и химического недожога, то при расчетах содержание

горючего вещества на сухую массу Γ^c придется принять соответственно меньшим. Получаются результаты удовлетворительной точности (ошибка не более $\pm 0,5\%$), если потери от неполного сгорания не превышают 7%.

Для топлив, минеральная часть которых содержит карбонаты, как, например, эстонский сланец, в формулах (I0) и (II) в дополнение к использованным показателям приходится учитывать еще и содержание карбонатной углекислоты в минеральной части топлива $(CO_2)_K^M$, а также среднюю степень разложения карбонатов в топочном процессе κ_{CO_2} . В особых случаях, когда для сжигания используется воздух, обогащенный кислородом, необходимо учитывать как дополнительную переменную величину, концентрацию кислорода в воздухе для горения r_{O_2} $\text{нм}^3/\text{нм}^3$. При использовании данного метода расчета эти факторы можно ввести в качестве дополнительных членов в формулы (I0) и (II), после чего расчетные формулы примут следующий вид:

$$Q' = Q - 970 \kappa_{CO_2} (CO_2)_K^M \eta_r' (1 - \Gamma^c) - 1,265 V^{Or} \alpha \eta_r' \vartheta_{O_2} (ct_{t_3})_{t_3} \Gamma^c, \quad (I2)$$

$$J' = J + \kappa_{CO_2} (CO_2)_K^M \left((ct_r)'_{CO_2} - \kappa_A (ct_r)'_A \right) (1 - \Gamma^c) - V^{Or} \alpha \vartheta_{O_2} (ct_r)'_{N_2} \Gamma^c, \quad (I3)$$

где $\vartheta_{O_2} = 1 - \frac{0,21}{r_{O_2}}$ — уменьшение объема азота в воздухе для горения при добавлении кислорода;

$(ct_r)'_{CO_2}$ — теплосодержание двуокиси углерода при температуре t_r , ккал/кг.

В формулах (I2) и (I3) разложение карбонатов минеральной части топлива учитывается по расходу тепла на этот процесс и по изменению теплосодержания продуктов сгорания при разложении возникшей углекислоты. Обогащение кислородом воздуха для горения учитывают члены, выражающие уменьшение объема подаваемого

в топку воздуха и уменьшение теплосодержания продуктов сгорания за счет уменьшения объема азота. При этом исходят из условия, что кислород подается в топку без подогрева.

При анализе режимов сжигания в высокотемпературной области, когда $t_T > 1600^\circ\text{C}$, приходится дополнительно учитывать диссоциацию CO_2 и водяного пара, содержащихся в продуктах сгорания. Для определения количества тепла, затрачиваемого на реакции диссоциации, необходимо знать объемы и парциальные давления соответствующих газовых компонентов во влажных продуктах горения. В соответствии с настоящим методом расчета получены формулы для определения объемов компонентов газа на 1 кг сухого топлива:

$$V_{\text{CO}_2} = 1,866 C^2 \Gamma^c + 0,509 K_{\text{CO}_2} (\text{CO}_2)_K (1 - \Gamma^c) \text{ нм}^3/\text{кг}, \quad (\text{I4})$$

$$V_{\text{H}_2\text{O}} = (11,11 H^r + (0,0161 - 0,0204 \vartheta_{\text{O}_2}) \alpha V^{\text{O}_r}) \Gamma^c + 1,245 \frac{W^p}{1 - W^p} \text{ нм}^3/\text{кг}, \quad (\text{I5})$$

$$V_{\text{бг}} = V_{\text{CO}_2} + V_{\text{H}_2\text{O}} + (0,75 \Gamma^r + 0,8 N^r) \Gamma^c + (\alpha (1 - \vartheta_{\text{O}_2}) - 0,21) V^{\text{O}_r} \Gamma^c \text{ нм}^3/\text{кг}. \quad (\text{I6})$$

В этих формулах учитываются продукты сгорания, образующиеся при полном сгорании топлива. Точное определение объемов продуктов сгорания при неполном сгорании связано с довольно большими трудностями, так как углерод и водород не сгорают в равных соотношениях. Эти соотношения зависят от условий организации процесса горения. С точки зрения анализа сравнения режимов сжигания, возникающая при этом ошибка небольшая. Расчет количества тепла, расходуемого на реакции диссоциации, надо производить по обычным расчетным схемам, и полученный результат следует вычесть из количества тепла, переданного в топке продуктам сгорания. Изменение теплосодержания продуктов сгорания под влиянием реакций диссоциации в настоящем методе расче-

та не учитывается, так как их влияние сравнительно небольшое.

При теплотехнических расчетах одним из труднейших заданий является определение режима сжигания смеси топлива и весовых соотношений топлив в смеси. Этот вопрос возникает главным образом в том случае, если при сжигании низкокалорийных топлив температура в топке падает ниже температур, предусмотренных соответствующими технологическими режимами. Это значит, что при заданной температуре t_T выбор режима сжигания основного топлива не обеспечивает равенства по формуле (I), и действует неравенство

$$Q_1 < J_1. \quad (I7)$$

Для покрытия возникшего недостатка тепла в топке приходится дополнительно сжигать высококалорийное топливо, и в этом случае при температуре t_T действительно неравенство

$$Q_2 > J_2. \quad (I8)$$

Для уравнивания теплового баланса процесса горения необходимо сжигать в топке определенное количество дополнительно-го топлива - δ кг. [При использовании настоящего метода расчета количества добавочного топлива вычисляется на I кг сухой массы основного топлива.] Тогда

$$Q_1 + \delta Q_2 = J_1 + \delta J_2. \quad (I9)$$

Из формулы (I9) следует:

$$\delta = \frac{J_1 - Q_1}{Q_2 - J_2}, \quad (20)$$

Обычно в качестве добавочного топлива используется жидкое топливо или газ, состав и режим сжигания которых при рассматриваемом топочном процессе можно считать неизменными.

Исходя из этого, можно принять, что разница между количеством тепла, получаемого при сжигании 1 кг добавочного топлива Q_2 и теплосодержанием его продуктов сгорания - I_2 при температуре t_T зависит только от температуры.

На основании вышеприведенного можно систематически определять для состава каждого основного топлива и режима расход δ соответствующих добавочных топлив, обеспечивающий в топке необходимую температуру t_T .

Аналогично учитывается и влияние на процесс сжигания минерального вещества подаваемого в топку основного топлива. При этом Q_2 - тепло эндо- или экзотермических реакций, проходящих в добавочном веществе, и I_2 - теплосодержание продуктов разложения добавочного вещества.

На основе принципов приведенного метода расчета можно в случае необходимости составить полные $J-t$ - диаграммы соответственно составу рабочего топлива. При этом исходят также из того, что зависимость суммарного теплосодержания продуктов горения рабочего топлива от температуры можно выразить степенной зависимостью [6], как это было отмечено выше для продуктов сгорания горючего вещества топлива. Рассчитать придется только теплосодержание продуктов сгорания топлива при температуре 1000°C . Для этого сперва рассчитывают суммарное теплосодержание J^{0r} продуктов сгорания горючего вещества при температуре 1000°C по формуле

$$J^{0r} = 3380(C^r + 0,375S^r) + 11700H^r + 266N^r - 895O^r \text{ ккал/кг(2I)}$$

Полученный результат можно использовать для расчета всех топлив, имеющих такой же состав горючего вещества. Расчетная формула суммарного теплосодержания продуктов горения J^0 в ра-

бочем топливе приведена ниже в таком виде, при котором учитывается также использование кислорода для обогащения воздуха для горения и разложение карбонатов в топочном процессе:

$$J^0 = J^{Or} \Gamma^P + 343(\alpha - 1 - 0,974 \alpha \frac{\beta}{O_2}) \Gamma^P V^{Or} + 235 \left[\kappa_A + \kappa_{CO_2} (CO_2)^M (1,14 - \kappa_A) A^P \right] (22) \\ + 512 W^P \quad \text{ккал/кг,}$$

где Γ^P ; W^P и A^P - весовые доли горючего вещества, влажности и общей золы (вместе с карбонатным CO_2) в рабочем топливе, кг/кг.

В случае, если в минеральной части топлива отсутствуют карбонаты, а использованный для горения воздух не обогащается кислородом, то расчетная формула примет очень простой вид:

$$J^0 = J^{Or} \Gamma^P + 235 \kappa_A A^P + 512 W^P + 343(\alpha - 1) \Gamma^P V^{Or} \quad \text{ккал/кг. (23)}$$

Для составления полной $J-t$ - диаграммы теплосодержание продуктов сгорания рассчитывают в зависимости от температуры:

$$J = \kappa_T J^0 \quad \text{ккал/кг,} \quad (24)$$

причем значения коэффициента κ_T находятся из приведенной выше таблицы. Следует отметить, что в таблице даны только те значения κ_T , которые соответствуют показателю степени $\eta = 0,9$, использованному в формуле (7). В действительности значение показателя степени η может изменяться в пределах от 0,892 до 0,908, в зависимости от влажности топлива, содержания золы, элементарного состава горючего вещества и коэффициента избытка воздуха. Обусловленная этим относительная ошибка при расчетах может колебаться в общих случаях в пределах $\pm 0,5\%$, что вполне отвечает точности, получаемой при нормативном методе расчета.

Для того чтобы объяснить, как практически использовать

предложенный метод расчета, ниже приведены решения двух задач по сжиганию эстонских сланцев.

В первой задаче рассматривается вопрос сжигания коксовых остатков, образовавшихся при термической обработке эстонских сланцев. При обработке этого топлива в камерных печах и возгонных устройствах сланцевый кокс и полукокс представляют довольно значительную потерю органической части (до 20%). Полное использование этих остатков возможно в случае дожигания их при температуре 850°C; полученную при этой температуре золу можно использовать для производства строительных материалов. В зависимости от технологического режима обработки сланца и использованных установок состав коксовых остатков может меняться в широких пределах, в отношении как содержания органической части, так и влажности, зависящей от способа горения. Целесообразно при решении задачи определить необходимую для горения температуру воздуха в зависимости от содержания горючего вещества, влажности и физического тепла в коксовом остатке, чтобы достигнуть в топке температуры $t_T = 850^\circ\text{C}$. За элементарный состав горючего вещества коксового остатка принят следующий состав: $C^r = 0,81$; $H^r = 0,053$; $S^r = 0,111$; $O^r = 0,02$ и содержание карбонатов в минеральной части $(\text{CO}_2)_{\text{к}}^m = 0,25$ кг/кг, которому соответствуют рассчитанные по формулам $Q_H^r = 8100$ ккал/кг, $V^{Or} = 8,90$ м³/кг и $(Vct_T)^r = 2905$ ккал/кг. При сжигании топлива в топке с кипящим слоем, в которой режим сжигания характеризуется показателями $\alpha = 1,1$, $\kappa_A = 0,9$, $\kappa_{\text{CO}_2} = 0,9$ и $\eta_T' = 0,9$, при помощи формул (12) и (13) получено простое выражение для расчета температуры воздуха:

$$t_{\text{вз}} = \frac{136 - 1605 \Gamma^c - 0,355 i_{\text{тл}} + 342 \frac{W^p}{1 - W^p}}{\Gamma^c} \text{ } ^\circ\text{C}$$

На основе этой формулы составлена диаграмма (рис. I), по которой можно непосредственно определить для каждого состава коксового остатка температуру воздуха, необходимую для обеспечения в топке температуры 850°C . Диаграмма позволяет оценить пригодность сжигания коксовых остатков при вышеприведенных условиях режима сжигания.

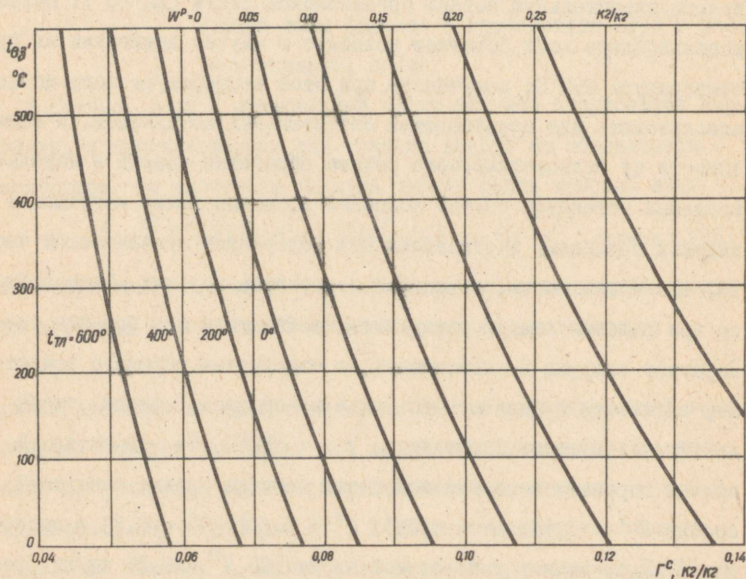


Рис. I. Диаграмма для определения условий, необходимых при сжигании коксового остатка эстонского сланца в топке с кипящим слоем при температуре $t_T = 850^{\circ}\text{C}$ $(\text{CO}_2)_K^M = 0,25 \text{ кг/кг}$, $\alpha = 1,1$, $\eta_T = 0,9$.

При решении второй задачи проанализированы возможности сжигания эстонских сланцев в топке с жидким шлакоудалением. В зависимости от способа добычи сланца содержание горючей части в

сланце может колебаться в довольно больших пределах, но элементарный состав ее практически не изменяется: $C^r = 0,747$; $H^r = 0,094$; $S^r = 0,046$ и $O^r = 0,1025$. В случае высокотемпературного процесса используется сухое (подсушенное) топливо с влажностью $W^p = 0,01$ кг/кг и $i_{Tn} = 0$ ккал/кг. Содержание карбонатов в минеральной части сланца $(CO_2)_k^M$ равно $0,26$ кг/кг, при котором жидкий шлак пригоден для производства строительного вяжущего. Для достижения нормального режима выделения жидкого шлака температура выделяющихся из топки продуктов сгорания должна быть $1600^\circ C$. В качестве показателей режима сжигания, характеризующих топочный процесс, взяты следующие: $\alpha = 1,15$; $\eta'_G = 0,85$; $\kappa_A = 0,9$ и $\kappa_{CO_2} = 0,9$. При сжигании предусмотрено обогащение воздуха для горения кислородом. Нужно определить необходимые температуры воздуха и концентрацию кислорода в воздухе в зависимости от содержания горючего вещества в эстонском сланце на сухую массу. Исходя из этого, решение настоящей задачи является ориентировочным, так как при составлении расчетной формулы не учтены тепловые реакции других компонентов, содержащихся в минеральной части сланца, и потери тепла под действием реакции диссоциации продуктов сгорания, влияющие друг на друга противоположно.

В данном случае также целесообразно выразить температуру воздуха горения в следующем виде:

$$t_{b3} = \frac{\frac{232}{\Gamma^c} - 281 - 2055 \delta_{O_2}}{1 - 1,265 \delta_{O_2}} \quad ^\circ C.$$

Составленная на основе этой формулы диаграмма (рис.2) дает наглядный обзор условий при сжигании эстонских сланцев в топке с жидким шлакоудалением. В случае, если предусмотрено сжигание

низкокалорийного сланца с определенным составом, то количество необходимого добавочного топлива можно рассматривать как одну из меняющихся величин.

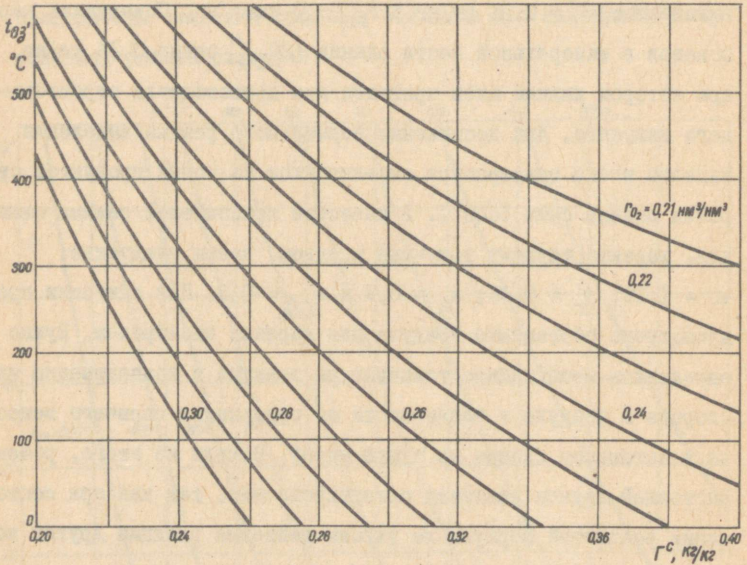


Рис.2. Диаграмма для определения условий, необходимых при сжигании эстонского сланца в топке с жидким шлакоудалением при температуре $t_T = 1600^\circ\text{C}$ $W^P = 0,01 \text{ кг/кг}$; $(\text{CO}_2)_K^M = 0,26 \text{ кг/кг}$; $\alpha = 1,15$; $\eta \frac{1}{T} = 0,85$.

Для нахождения результата в приведенном выше примере обычным, нормативным методом теплотехнического расчета потребовалось бы составить большое количество расчетных таблиц и $T-t$ -диаграмм, причем объем расчетных работ увеличился бы в несколько десятков раз.

Заключение и выводы

Приведенный в настоящей статье метод расчета заметно упрощает выбор режима сжигания для технологических сжигательных устройств и позволяет также оценить влияние состава и свойств топлива на работу топки.

Особенно целесообразно пользоваться этим методом при научных исследованиях, связанных с экспериментальным изучением процесса горения, так как он позволяет быстро решить, какие меры необходимо принять для достижения заданного режима сжигания. Настоящий метод может быть применен при решении экономических проблем, связанных с энергетическим и энерготехнологическим использованием топлив. Для примера можно указать на сжигание эстонских сланцев при высокотемпературном режиме, требующем высокого подогрева воздуха для горения, обогащения топлива или подачи в топку высококалорийных добавочных топлив. При этом наиболее оптимальный и экономичный вариант определяет качество и себестоимость строительного вяжущего, получаемого из выделяющегося при сжигании жидкого шлака, с учетом затрат на средства производства, обеспечивающих достижение режима сжигания, требуемого технологией. При помощи настоящего метода облегчается программирование, и решение задания можно осуществить на электронно-вычислительных машинах. Полученные результаты в свою очередь позволяют оценить тот или иной технологический вариант с точки зрения перспективности промышленного внедрения, а также определить правильное направление исследовательских работ.

Предложенный метод расчета, в зависимости от правильности

исходных данных, дает такую же точность, как и обычно применяемый нормативный теплотехнический метод, причем отпадают ошибки, получающиеся при использовании вспомогательных графиков. Значительно меньшее количество производимых расчетных действий приводит к уменьшению также и количества возможных ошибок при расчете. Ошибки могут практически возникнуть только при составлении формул, выражающих зависимость сравниваемых параметров. Поэтому при анализе какого-то режима сжигания рекомендуется составить по меньшей мере две исходные формулы с различными параметрами и произвести проверку, подставляя в обе формулы те же самые исходные данные.

При использовании настоящего метода наибольшая затрата времени требуется на правильную постановку решения задания и на подбор исходных данных; выведение же расчетной формулы и расчет данных, необходимых для составления диаграмм, требуют сравнительно небольшого объема чисто механических вычислений. Поэтому в случае обычных решений нецелесообразно прибегать к помощи специальных электронно-вычислительных машин, так как уже само программирование из-за большого количества исходных данных является довольно сложным.

Напротив, при сравнении экономической эффективности нескольких способов сжигания использование электронно-вычислительных машин, несомненно, целесообразно.

ЛИТЕРАТУРА

1. Р.Н.Ууэсоо Сжигание коксового остатка эстонского сланца. Автореферат диссертации на соискание ученой степени кандидата технических наук. Таллин, Академия наук Эстонской ССР.

1959.

2. Тепловой расчет котельных агрегатов (нормативный метод). М., Госэнергоиздат, 1957.
3. С.Я.Корницкий Приведенные характеристики котельных топлив и их влияние на распределения и размеры поверхностей нагрева котельного агрегата, Изв. АН СССР, ОТН, 1939, № 1.
4. А.М.Гурвич О расчете продуктов полного сгорания, Изв. АН СССР, ОТН, 1945, № 9.
5. М.Б.Равич Упрощенная методика теплотехнических расчетов. М., Изд-во АН СССР, 1961.
6. Р.Н.Ууэсоо Упрощенные методы определения температуры продуктов горения. Изв. АН ЭССР т.УП, серия техн. и физ.-мат. наук, 1958, № 1.

KÜTUSTE PÕLETAMISE REŽIIMIDE SOOJUSTEHNILISEST
ANALÜÜSIST

R. Uuesoo

Restimee

Kütuste energeetilisel ja energotehnoloogilisel kasutamisel on üks olulisi tegureid põletamise režiimi valik, mis peab tagama nõuetavat temperatuuri koldes. Olemasoleva soojustehnilise arvutuse normatiivse meetodi kasutamine selle küsimuse lahendamiseks on keeruline ja seotud suure tööjõu kuluga.

Käesolevas artiklis on esitatud lihtsustatud meetod, mis võimaldab otseselt arvutada vajalikud režiimi parameetrite väärtused olenevalt kütuse koostisest ning kiiresti analüüsida nende mõju põlemistemperatuurile koldes.

Arvutusmeetodi väljatöötamisel on lähtutud mitmest uudest põhimõttest. Kütuse põlemissaaduste summaarne soojusesisaldus

temperatuuril t_p arvutatakse otseselt kütuse koostise ja üksikute koostisosade põlemissaaduste soojusesisalduste põhjal valemitega (6); (11) ja (13). Kütuse koostist iseloomustavad näitajad on valitud selliselt, et ühe koostisosa hulga muutumisel ei muutu teiste komponentide arvulised väärtused $[W^D; r^C$ ja $(CO_2)_K^M]$. Täiendava lihtsustusena on vaadeldud kütuse põlemissaaduste soojusesisalduse olenevust temperatuurist astmefunktsioonina, mis võimaldab lihtsa valemi (8) abil arvutada soojusesisaldused iga soovitud temperatuuri kohta. Arvutusvalemid (12) ja (13) on esitatud kujul, mis võtab arvesse kütuse mineraalosa karbonaatidesisaldust ja põletamist hapnikuga rikastatud õhuga. Eriti sobiv on seda arvutusmeetodit kasutada kütuste segu põletamise režiimide soojustehnilisel analüüsimisel [valem (19)]. Meetodi praktilise kasutamise võimaluste selgitamiseks on artikli lõpus esitatud kaks näidet eesti põlevkivi ja tema koksilise jäägi põletamise režiimi määramiseks nõuetavate kolde temperatuuridega.

Arvutusmeetodi kasutamisel saadakse praktiliselt sama täpsus, mis normatiivse soojustehnilise arvutusmeetodiga, kuid tunduvalt väiksem arvutusstehete arv väldib vigade tekkimise võimalust.

ХАРАКТЕР ТОПОЧНОГО ПРОЦЕССА В ТОПКАХ С ЖИДКИМ ШЛАКОУДАЛЕНИЕМ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ СВОЙСТВ ШЛАКОВ

А.А.Мартинс

Работу каждой энергетической, а также энерготехнологической установки с режимом жидкого шлакоудаления определяет именно то, как вытекает из топки жидкий шлак. Текучесть жидкого шлака можно рассматривать как текучесть жидкости с изменяющейся вязкостью, которая полностью зависит от условий теплообмена.

В настоящей работе вопрос поставлен таким образом, чтобы наряду с выяснением нормальных условий текучести жидкого шлака определить и нормальный тепловой режим топки.

О методике расчета текучести шлаков на вертикальных и наклонных стенках

Некоторые авторы пытаются математически рассматривать шлаковый слой при термическом равновесии [1-4]. Во всех этих работах при разработке схем расчета использовалась предложенная В.Пуссельтом в 1916 году методика расчета толщины слоя воды, сконденсированной из водяных паров на вертикальной стенке [5], с большими или меньшими дополнениями. Эти дополнения во многих случаях чисто индивидуального порядка и не дают возможности получить правильное решение в особых случаях.

В настоящей работе в основу расчетов взяты короткие шлаки, похожие на шлаки эстонских сланцев.

При стекании шлака со стенок топки температура по всей тол-

щине шлакового слоя из-за теплообмена между стенками топки и слоем шлака непостоянна. А так как от температуры зависит вязкость шлака, то нам прежде всего необходимо выяснить математическую связь между вязкостью шлака и температурой.

Автор рекомендует пользоваться следующей зависимостью между температурой и вязкостью шлака, при которой характеристика вязкости шлака выражена в обыкновенных координатах:

$$\eta = A \left(\frac{B}{t - t'} \right)^{\frac{1}{n}}, \quad (I)$$

где η - кинематическая вязкость шлака, кг·сек/м²;

t - температура шлака, °С;

t' - температура шлака при бесконечно большой вязкости, °С;

A - константа вязкости шлака в поворотном пункте характеристики вязкости, кг·сек/м²;

$B = t_A - t'; t_A$ - константа температуры шлака в поворотном пункте характеристики вязкости, °С;

$\frac{1}{n}$ - показатель степени, зависящий от химического состава шлака.

Ниже рассматривается текучесть жидкого шлака на вертикальных и наклонных стенках. Слой шлака на стенках топки рассматривается как двухслойный: со стороны пламени - текучий, а со стороны стенки топки - застывший. Выбираем координаты x - y так, чтобы стекание происходило в направлении оси x ; схема ось x расположена на грани жидкого и застывшего слоя шлака (рис. I). Отделим из текучего слоя шлака элементарный объем со сторонами dx , dy и l . Силы, влияющие на данный элемент, переводим по направлению оси x .

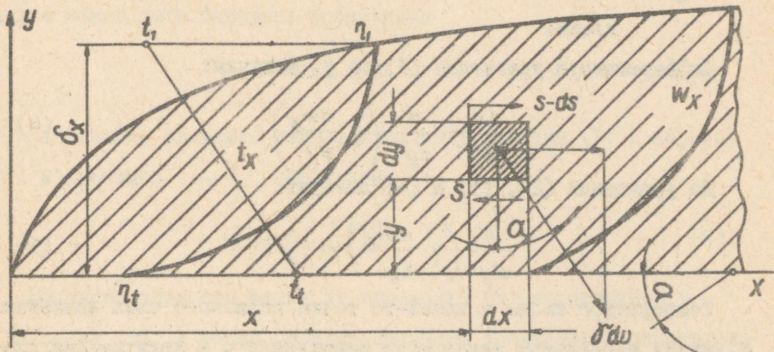


Рис. I. Пояснительный рисунок к расчету.

Сила тяжести в направлении оси x будет равна:

$$dp = \gamma \int dx dy \cdot 1,$$

где f - расположение стенки, $f = \sin \alpha = i_0$;

γ - удельный вес шлага, кг/м^3 .

Сила трения в направлении оси x

$$df = ds dx \cdot 1.$$

Сумма силы тяжести и силы трения равняется произведению массы данного элемента на ускорение. Если последнее вследствие малой скорости движения шлага примем за нуль, то получим следующее уравнение:

$$ds dx \cdot 1 + \gamma \int dx dy \cdot 1 = 0$$

или

$$\frac{ds}{dy} = -\gamma f. \quad (2)$$

По закону Ньютона

$$s = \eta \frac{dw_x}{dy}, \quad (3)$$

где w_x — скорость стекания шлака в направлении оси x в м/сек.

Дифференцируя уравнение (3) по y , получим:

$$\frac{ds}{dy} = \frac{d}{dy} \left(\eta \frac{dw_x}{dy} \right). \quad (4)$$

Из уравнений (2), (3) и (4) следует:

$$\frac{d}{dy} \left(\eta \frac{dw_x}{dy} \right) = -\gamma \xi. \quad (5)$$

Температура шлака в какой-то точке шлакового слоя является функцией предельных температур неподвижного и движущегося слоя шлака (t_1 и t_t), а также и функцией от теплопроводности. Не учитывая зависимость теплопроводности шлака от его температуры и взяв за среднюю теплопроводность значение ее в промежутке крайних температур, можно изменение температуры по всей толщине шлакового слоя выразить следующим образом:

$$t = \kappa y + t_t.$$

По закону Фурье

$$\frac{q_x}{\lambda_x} = \frac{t_1 - t_t}{\delta_x} = \frac{\Delta t}{\delta_x} = \kappa, \quad (6)$$

где δ_x — толщина слоя текущего жидкого шлака по сечению x , м;

q_x — удельная тепловая нагрузка поверхности шлака по сечению, ккал/м²;

λ_x — средний коэффициент теплопроводности по сечению x , ккал/м²·ч·°С;

t_1 — температура поверхности шлакового слоя со стороны пламени, °С;

t_t — предельная температура между неподвижным и движущимся шлаковым слоем, °С.

Закономерность изменения температуры по всей толщине слоя шлака может быть выражена уравнением

$$t = \frac{q_x}{\lambda_x} y + t_t \quad (7)$$

Подставляя значение температуры из уравнения (7) в формулу (I) и принимая $t \approx t_t$ получаем:

$$\eta = A \left(\frac{B}{\kappa y} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (8)$$

Значение вязкости шлака из выражения (8) подставляем в уравнение (5), и таким образом получаем уравнение в окончательном виде:

$$\frac{d}{dy} \left[A \left(\frac{B}{\kappa y} \right)^{\frac{1}{n}} \frac{dw_x}{dy} \right] = -\gamma f \quad (9)$$

Решаем это уравнение при следующих предельных условиях:

если $y = 0$, то $w_x = 0$ и $\left(\frac{dw_x}{dy} \right)_{y = \delta_x} = 0$.

Скорость стекания шлака в сечении x равна:

$$w_x = \gamma f A B^{-\frac{1}{n}} \kappa^{\frac{1}{n}} \left(-\frac{y^{\frac{1}{n}+2}}{\frac{1}{n}+2} + \delta_x \frac{y^{\frac{1}{n}+1}}{\frac{1}{n}+1} \right) \quad (10)$$

Средняя скорость стекания шлака в данном сечении равна:

$$\bar{w}_x = \frac{1}{\delta_x} \int_0^{\delta_x} w_x dy = \gamma f A B^{-\frac{1}{n}} \kappa^{\frac{1}{n}} \frac{2 \delta_x^{\frac{1}{n}+2}}{\left(\frac{1}{n} + 1 \right) \left(\frac{1}{n} + 2 \right) \left(\frac{1}{n} + 3 \right)} \quad (11)$$

Если интенсивность сепарации шлака из топочных газов считать равномерной по всей рассматриваемой поверхности, то эта интенсивность на единицу поверхности прямоугольного сечения может быть выражена следующим образом:

$$G_s = \zeta \frac{B \cdot A^p}{100 \cdot H \delta} \quad (12)$$

где G_s - интенсивность сепарации шлака, кг/м²·ч;

ζ - количество сепарированной золы из общей массы золы на данной поверхности, %;

B - расход топлива, кг/ч;

A^p - содержание золы в топливе в %;

H - длина прямоугольнообразной поверхности в м;

b - ширина прямоугольнообразной поверхности в м.

Через сечение x вытекает весь шлак, который сепарировался выше этого сечения. Следовательно, мы можем написать для этого сечения уравнение неразрывности:

$$\gamma \delta_x \bar{w}_x = G_s \cdot x \quad (13)$$

Если значение κ в уравнении (II) заменить его значением из уравнения (6) и w_x в уравнении (13) заменить его значением из уравнения (II), то толщину текучего шлакового слоя в сечении x можно будет окончательно выразить следующим уравнением:

$$\delta_x = \sqrt[3]{\frac{G_s A B^{\frac{1}{n}} \left(\frac{1}{n} + 1\right) \left(\frac{1}{n} + 2\right) \left(\frac{1}{n} + 3\right)}{2 f \delta^2 (t_1 - t_2)^{\frac{1}{n}}} \cdot x} \quad (14)$$

При расчете толщины слоя застывшего шлака используем закон Фурье. Так как тепловой поток, проходящий как через текущий, так и через застывший слой шлака, одинаков, то имеет место зависимость

$$\frac{\lambda_x}{\delta_x} (t_1 - t_t) = \frac{\lambda'_x}{\delta'_x} (t_t - t_2), \quad (15)$$

где λ'_x - средний коэффициент теплопроводности в застывшем шлаке, ккал/м·ч·°С;

δ'_x - толщина застывшего слоя шлака, м;

t_2 - температура шлака в точке соприкосновения поверхности охлаждения с застывшим шлаком, °С.

Из уравнения (I5) выводим толщину слоя застывшего шлака:

$$\delta'_x = \frac{\lambda'_x (t_1 - t_2)}{\lambda_x (t_1 - t_2)} \cdot \delta_x \quad (I6)$$

Обозначим в уравнении (I6) отношение

$$\frac{\lambda'_x (t_1 - t_2)}{\lambda_x (t_1 - t_2)} \quad \text{через } a,$$

тогда вся толщина слоя шлака может быть определена из уравнения

$$\delta_{xl} = \sqrt[3]{\frac{G_s A B^{\frac{1}{n}} \left(\frac{1}{n} + 1\right) \left(\frac{1}{n} + 2\right) \left(\frac{1}{n} + 3\right)}{2 \delta^2 (t_1 - t_2)^{\frac{1}{n}}}} \cdot x (a + 1). \quad (I7)$$

Формулы (I4) и (I7) действительны при расчетах толщины шлакового слоя как на наклонных, так и на вертикальных стенах. В случае вертикальной стенки $\delta = I$.

Используемая в данной методике расчета зависимость вязкости от температуры более характерна для шлака, чем зависимости, приведенные в работах [I-4]. В одной из этих работ вовсе не принята во внимание зависимость вязкости шлака от температуры по всей толщине слоя [4]. В другой работе [2] использована зависимость, которая характеризует вязкость шлаков от предела меньшей вязкости до поворотного пункта характеристики вязкости, но не характеризует самого поворотного пункта, что свойственно коротким шлакам. В работе [I] зависимость вязкости от температуры выражена трудно находимыми константами. Определение последних потребовало бы специального исследования.

Зависимость вязкости от температуры в формуле (I) характеризует вязкость шлака от предела бесконечной вязкости до совершенно жидкого состояния, включая и последнее. Эта зависимость характерна для коротких шлаков, подобных шлакам эстон-

ского сланца, а также для энергоклинкера.

При первоначальном выводе формулы толщины шлакового слоя был сделан ряд упрощений. Из них главные: течение жидкого шлака рассматривалось как ламинарное, коэффициенты теплопередачи были взяты средние, скопление сепарированного шлака распределяется одинаково по всей поверхности, обусловленные течением шлака силы инерции приняты из-за их незначительности за нуль, не приняты в расчет особенности поверхностей, на которых возникает шлаковый слой, не принято также в расчет различие характеристик плавления высепарированных шлаков в зависимости от места сепарации.

Эти недостатки в большинстве конкретных случаев можно учесть без больших трудностей.

Температура пламени в топке, необходимая для нормального стекания шлака

Нормальную температуру поверхности шлака t_s , требующуюся для стационарной текучести шлакового слоя, можно получить на основе формулы (17). Метод состоит в следующем: берем ряд значений температур t_s , которые больше t_s , и рассчитываем толщину шлакового слоя. Температура, соответствующая толщине нормального шлакового слоя, и является нормальной температурой поверхности шлакового слоя. Эту температуру необходимо обеспечить путем создания в топке соответствующих температуры пламени и условий теплообмена. Если выбрать теплообмен между поверхностью шлака и пламени с некоторым приближением, то можно рассчитать температуру пламени в соответствующем сечении топки.

В случае стабильности топочного режима и теплового равнове-

сия шлакового слоя количество тепла, передаваемое стенкам топки через слой шлака, равняется количеству тепла, полученному слоем шлака главным образом излучением. На основе этого можно написать уравнение

$$\beta (t_f - t_1) = \frac{\lambda_x}{\delta_x} (t_1 - t_t) = \frac{\lambda'_x}{\delta'_x} (t_t - t_2), \quad (18)$$

где β - коэффициент теплообмена излучения между пламенем и поверхностью шлака, ккал/м²°С·ч;

t_f - температура пламени, °С.

Для практических расчетов можно вычислить среднюю величину теплового потока через стену высотой H :

$$q = \frac{1}{H} \int_0^H q dx = \frac{3}{2} \lambda_x (t_1 - t_t) \sqrt[3]{\frac{2 \delta \gamma^2 (t_1 - t_t)^{\frac{1}{n}}}{G_s B^{\frac{1}{n}} A \left(\frac{1}{n} + 1\right) \left(\frac{1}{n} + 2\right) \left(\frac{1}{n} + 3\right) H}} \quad (19)$$

На основании закона Больцмана и уравнений (18 и (19) можем написать равенство

$$c \left[\left(\frac{T_f}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_1}{100} \right)^4 \right] = \frac{3}{2} \lambda_x (t_1 - t_t) \sqrt[3]{\frac{2 \delta \gamma^2 (t_1 - t_t)^{\frac{1}{n}}}{G_s B^{\frac{1}{n}} A \left(\frac{1}{n} + 1\right) \left(\frac{1}{n} + 2\right) \left(\frac{1}{n} + 3\right) H}} \quad (20)$$

где $c = c_0 \cdot \varepsilon g \cdot \varepsilon w$;

$c_0 = \sigma_0 \cdot 10^8$ - коэффициент излучения абсолютно черного тела, ккал/м²·ч°К⁴

εg - эффективная степень черноты излучающего слоя топочного газа в соответствующей зоне топки;

εw - эффективная степень черноты стенки топки в соответствующей зоне топки.

Объединим все константы уравнения (20) в одно выражение:

$$K = \frac{3}{2} \frac{\lambda_x}{c} \sqrt[3]{\frac{2 \delta \gamma^2}{G_s B^{\frac{1}{n}} A \left(\frac{1}{n} + 1\right) \left(\frac{1}{n} + 2\right) \left(\frac{1}{n} + 3\right) H}} \cdot 10^8 \quad (21)$$

Уравнение (20) запишем теперь в следующем виде:

$$T_f^4 - T_1^4 = K (t_1 - t_t)^{\frac{3n+1}{3n}} \quad (22)$$

Из уравнения (22) можно непосредственно определить температуру пламени:

$$t_f = \sqrt[4]{T_1^4 + K (t_1 - t_t)^{\frac{3n+1}{3n}} - 273} \quad (23)$$

При более тщательном рассмотрении формулы (23) выясняется, что увеличение суммарного коэффициента излучения системы обуславливает уменьшение необходимой температуры пламени в случае одинаковых условий течения шлака. Такой же эффект наблюдается в том случае, если в дополнение к теплопередаче излучением имеется конвективная теплопередача горячих топочных газов поверхности шлака.

Левая часть уравнения (20) действительна только в простых случаях теплопередачи излучением. При более сложной системе теплопередачи необходимо пользоваться расчетным методом зональной передачи тепла излучением [6,7].

О пользовании расчетной схемой

Схемой определения теплового режима топки с жидким шлакоудалением можно пользоваться в том случае, если известны физические показатели шлака используемого топлива.

Используя данные о физических показателях шлаков эстонского сланца, имеющиеся в работах [8], а также А.Отса и

ной схеме. На основании результатов расчета составлен рис.2.

Расчеты проведены при следующих исходных данных:

1) характерные константы шлака: $A = 0,4 \text{ кг сек/м}^2$, $B = 40^\circ\text{C}$
 $n = 3$, $\gamma = 3000 \text{ кг/м}^3$, $t_f = 1150^\circ\text{C}$ и $\lambda = 1,33 \text{ ккал/мч}^\circ\text{C}$;

2) заданные: $t_2 = 300^\circ\text{C}$, $f = 1$, $G_s = 0,02 \text{ кг/м}^2 \text{ сек}$,
 $\varepsilon q = 0,272$, $\varepsilon w = 0,7$ и $H = 1 \text{ м}$.

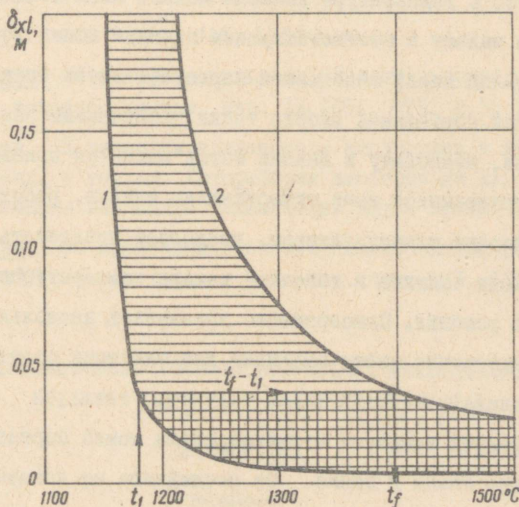


Рис.2. График для определения температуры пламени по температуре шлаковой поверхности

На **ординате** рис.2 нанесена толщина всего слоя шлака δ_{xl} , на абсциссе - температура. Толщина всего шлакового слоя (жидкого и застывшего) более характерна, чем толщина слоя текучего шлака. Как показали расчеты, нарастание толщины текучего шлакового слоя незначительное по сравнению с увеличением застыв-

шего слоя при падении температуры. Как видно из рис.2, увеличение δ_{xl} происходит резко, когда температура поверхности шлака t_1 падает ниже 1200°C (кривая 1). На этот же рисунок нанесена зависимость δ_{xl} от температуры пламени (кривая 2). Такая система дает возможность очень просто, графическим путем, найти по температуре шлаковой поверхности температуру пламени. Например, для обеспечения температуры поверхности шлака 1180°C температура пламени должна быть 1400°C . Если температура падает в соответствующем сечении топки хотя бы в незначительной мере, слой шлака нарастает очень интенсивно, и нарушается нормальная работа топки. Полученные результаты приближенные, поскольку и данный метод является приближенным.

Все приведенное выше относительно котлов, работающих на режиме с жидким шлакоудалением, позволяет предрешать по показателям шлака топлива в топочной камере температурные и теплообменные условия. Одновременно показывает, насколько та или иная конструкция топки подходит для сжигания соответствующего вида топлива.

По средней скорости стекания шлака можно определить время пребывания шлака в топке. От последнего же показателя зависит структура топки, которая играет важную роль в случае, если шлаки употребляются для изготовления строительных материалов.

Для устранения недостатков и усовершенствования данного расчетного метода необходимы дальнейшие практические опыты.

ЛИТЕРАТУРА

1. Р.Долежал. Топки с жидким шлакоудалением. М.-Л., Госэнергоиздат, 1959.

2. В.Д.Дунский. О толщине теплоизоляционного слоя в вертикальной топке. Инженерно-физический журнал, № 9, 1959.
3. В.Д.Дунский. Исследование некоторых физико-химических свойств торфяных шлаков применительно к условиям жидкого шлакоудаления в циклонных топках. Автореферат диссертации на соискание ученой степени кандидата технических наук. Минск, 1960.
4. M. Ledinegg. Die Verbrennungstemperatur in Schmelzkammerfeuerungen, "Wärme", Nr. 20, 1943.
5. W. Nusselt. ZVD I, 60, 541, 1916.
6. Ю.А.Суринов. О методе зонального расчета лучистого теплообмена в топочной камере. Изв. АН СССР, ОТН, № 7, 1953.
7. Н.А.Рубцов. К расчетам теплообмена излучением в промышленных печах и топках. Автореферат диссертации на соискание ученой степени кандидата технических наук. Новосибирск, 1961.
8. М.А.Кийдер. Об изменении вязкости сланцевольных расплавов. Изв. АН ЭССР, серия техн. и физ.-мат. наук, № 1, 1957.

KOLDEPROTSESSI ISELOOM VEDELŠLAKI ERALDAMISEGA
KOLIETES OIENEVALT ŠLAKI OMADUSTEST

A. Martins

Resümee

Käesolevas töös on käsitletud uut arvutuskeemi vedelšlaki eraldamisega kollete soojusrežiimi hindamiseks. Vedela šlaki normaalsete voolamistingimuste kaudu on leitud leegitemperatuur vastavas kolde ristlõikes.

Vedela šlaki voolamise arvutuskeemis on kasutatud šlaki temperatuuri ja viskoossuse vahelist uut matemaatilist seost. See on kõige iseloomulikum eesti põlevkivi šlaki sarnastele kiiresti hanguvatele šlakkidele.

Esitatud arvutusmeetod võimaldab määrata ühe või teise koldekonstruktsiooni sobivust vastava kütuse kasutamise puhul.

О ВЛИЯНИИ СЕПАРАЦИОННОГО ЭФФЕКТА МИНЕРАЛЬНОЙ ЧАСТИ СЛАНЦА ПРИ ЭНЕРГОКЛИНКЕРНОМ СЖИГАНИИ

Л.В.Элькен

Энергоklinkерным сжиганием называется сжигание топлива в энергетической топке с жидким шлакоудалением при соответствии химического состава выделяющегося из топки шлака составу портланд-цемента. Выделяющийся из топки шлак называется энергоklinkером.

Для энергоklinkерного топочного процесса при высоких температурах характерно частичное разложение минеральной составляющей топлива. В то же время в топке с жидким шлакоудалением происходит и изменение химического состава шлака, так как химические компоненты шлака не выделяются из топки пропорционально их содержанию. Поэтому состав шлака, выделяющегося из топки с жидким шлакоудалением, не соответствует химическому составу декарбонизированной минеральной части топлива.

Для получения энергоklinkера требуемого состава минеральная часть топлива должна иметь соответствующий химический состав. В противном случае необходимо исходное топливо обогатить установленным количеством минеральных добавок. При этом следует учитывать разложение минеральной части топлива при высоких температурах, а также изменение содержания отдельных компонентов в нем при сепарации.

О составлении шихты для энергоглинкерного сжигания сланца

Необходимые соотношения минеральных компонентов в портланд-цементе, а также в энергоглинкере характеризуются тремя модулями: модулем насыщения KH , кремнеземным модулем n и глиноземным модулем :

$$KH = \frac{CaO - (1,65 Al_2 O_3 + 0,35 Fe_2 O_3)}{2,8 S_i O_2}, \quad (1)$$

$$n = \frac{S_i O_2}{Al_2 O_3 + Fe_2 O_3}, \quad (2)$$

$$p = \frac{Al_2 O_3}{Fe_2 O_3}. \quad (3)$$

В таблице приведены оптимальные модули портланд-цемента и величины этих модулей, рассчитанные на минеральную часть эстонских сланцев^ж.

Модуль	Портланд-цемент	Сланец, добытый валовой выемкой	Сланец III сорта
KH	0,18 - 0,85	0,88	0,31
n	1,80 - 2,30	2,06	2,17
p	0,90 - 1,50	1,40	1,32

Из таблицы видно, что химический состав минеральной части эстонского сланца, добытого валовой выемкой, соответствует составу портланд-цемента. Сланец же третьего сорта содержит недостаточное количество CaO . Следовательно, для энерго-

^ж С.А.Тагер. Разработка и обоснование принципов комплексных схем энергоглинкерного сжигания основных видов твердого топлива. Энергетический институт им. Г.М.Кржижановского. АН СССР. Научно-технический отчет, № 119, М., 1960

клинкерного сжигания сланца III сорта его необходимо предварительно обогатить CaO или $CaCO_3$.

При определении количества минеральных добавок следует учитывать термическое разложение минеральной части сланца и частичную сепарацию ее отдельных компонентов, происходящую в топке с жидким шлакоудалением.

В опытах по сжиганию эстонского сланца в лабораторной опытной трубообразной топке с жидким шлакоудалением, проведенных Институтом энергетики АН ЭССР, было обнаружено, что при содержании в исходной минеральной части эстонского сланца 39,41% CaO содержание его в сепарируемом в топке шлаке было 43,25%^ж.

При сжигании эстонского сланца в опытной двухступенчатой циклонной предтопке системы А.М.Ковригина, проведенном в Ленинградском отделении Центрального котло-турбинного института, на поверхности топки сепарировался шлак с повышенным содержанием CaO , вследствие чего выделения шлака из топки не произошло. Опыты окончились неудачно

При сжигании сланца в топке с жидким шлакоудалением происходит частичная сепарация CaO . Ниже приводятся расчеты, в которых использованы следующие обозначения (в кг/кг):

g_A^P - количество декарбонизированной минеральной части
в 1 кг исходного топлива;

g_i - количество некоторого химического компонента в

^ж А. Ота, Н. Аллпери. Vedelislaki eraldamisega koldeprotsessi uurimine laboratoorsel katseseadmel. ENSV TA Energeetika Instituut. Teaduslik-tehniline aruanne. Tallinn, 1960.

I кг декарбонизированной минеральной части исходного топлива;

ε - коэффициент летучести декарбонизированной минеральной части исходного топлива;

$g_A^{прок}$ - количество термически разложившейся минеральной части в I кг исходного топлива;

$g_i^{прок}$ - количество некоторого химического компонента в I кг термически разложившейся минеральной части исходного топлива;

$g'_{A\text{прок}}$ - количество термически разложившейся минеральной части в I кг шихты, дошихтованной CaO ;

$g''_{A\text{прок}}$ - то же, но с дошихтовкой $CaCO_3$;

$g_i^{р'}$ - количество некоторого химического компонента I кг исходного топлива;

$g_i^{р''}$ - количество некоторого химического компонента в I кг шихты дошихтованной CaO ;

$g_i^{р''}$ - то же, но с дошихтовкой $CaCO_3$;

$g_i^{шл}$ - количество некоторого химического компонента в шлаке (энергоклинкере), выделяющегося из летки топки с жидким шлакоудалением;

$\alpha_{шл}$ - коэффициент сепарации шлака в топке;

ψ_i - коэффициент сепарации некоторого химического компонента шлака;

ξ_i - относительный коэффициент сепарации некоторого химического компонента минеральной части топлива;

ξ_{CaO} - относительный коэффициент сепарации CaO ;

$D_{CaO}^{прок}$, $D_{CaCO_3}^{прок}$ - количество добавок CaO или $CaCO_3$ на I кг термически разложившейся минеральной части сланца, обес-

печивающих установленный химический состав
энергодлинкера;

$\Delta CaO, \Delta CaCO_3$ то же на I кг исходного сланца.

При энергодлинкерном сжигании сульфаты минеральной части топлива разлагаются с выделением SO_3 . Окиси щелочных металлов (общее обозначение R_2O) испаряются. Эти процессы характеризуют коэффициент летучести

$$\vartheta = \frac{1}{1 - (g_{SO_3} + g_{R_2O})} \quad (4)$$

Количество и состав термически разложившейся минеральной части сланца выражаются уравнениями

$$g_A^{прок} = \frac{g_A^P}{\vartheta}, \quad (5)$$

$$g_i^{прок} = \vartheta g_i \quad (6)$$

Содержащийся в золе сланца CaO образуется главным образом из $CaCO_3$, который является основным компонентом минеральной части сланца и в прослойках. $CaCO_3$ размалывается по сравнению со сланцем значительно труднее. Поэтому при измельчении сланца более крупные фракции содержат больше $CaCO_3$, чем мелкие. Кроме того, частицы одного размера, но содержащие больше $CaCO_3$ значительно тяжелее частиц с меньшим содержанием $CaCO_3$.

При повороте пламени в топке с жидким шлакоудалением возникают центробежные силы, под влиянием которых более крупные и тяжелые фракции золы, обогащенные CaO , выделяются из пространства топки и сепарируются на поверхности предтопки. Возникает сепарация CaO , вследствие чего содержание CaO и температура плавления выделяющегося из топки шлака повышаются.

Если образующийся в топке шлак (энергоклинкер) получается не в расплавленном виде, а в полупластичном или даже в твердом состоянии, то нормальная работа топки нарушается.

Сепарацию шлака в топке с жидким шлакоудалением характеризует коэффициент сепарации шлака $\alpha_{шл}$, который показывает отношение выделяющегося из топки количества шлака к общему количеству образующегося шлака.

Так как химические компоненты минеральной части не выделяются пропорционально их содержанию, то в общем случае у каждого химического компонента имеется свой коэффициент распределения ψ_i .

Уравнение сепарации шлака топки с жидким шлакоудалением имеет следующий вид:

$$\sum_{n=1}^i \psi_i g_i^{прок} = \alpha_{шл} \quad (7)$$

Обозначив коэффициент относительной сепарации некоторого химического компонента шлака символом ξ_i , получим формулу

$$\xi_i = \frac{\psi_i}{\alpha_{шл}} = \frac{g_i^{шл}}{g_i^{прок}} \quad (8)$$

Величина ξ_{CaO} зависит от состава используемого сланца (а также шихты), от тонкости его помола, способа измельчения и от конструкции и типа топки с жидким шлакоудалением.

Обозначим коэффициент относительной сепарации CaO для циклонной топки $\xi_{CaO_{ц}}$, для инвертной топки $\xi_{CaO_{и}}$ и для топки с насадкой $\xi_{CaO_{н}}$. Анализируя работу вышеуказанных топок, можно предположить, что существует неравенство

$$\xi_{CaO_{ц}} > \xi_{CaO_{и}} > \xi_{CaO_{н}} \quad (9)$$

Таким образом, $\{CaO$ является при энергоклинкерном сжигании одним из важных показателей для определения количества добавок $D_{CaO}^{прок}$, $D_{CaO_3}^{прок}$ на I кг термически разложившейся минеральной части топлива.

Необходимое количество добавки CaO на термически разложившуюся минеральную часть сланца при энергоклинкерном сжигании определяется по формуле

$$D_{CaO}^{прок} = \frac{g_{CaO}^{шл} - \{CaO} g_{CaO}^{прок}}{\{CaO} - g_{CaO}^{шл}} \quad (10)$$

Аналогичный показатель, рассчитанный на I кг исходного сланца, находим из формулы

$$D_{CaO} = \frac{g_A^P}{\sigma} \frac{g_{CaO}^{шл} - \{CaO} g_{CaO}^{прок}}{\{CaO} - g_{CaO}^{шл}} \quad (11)$$

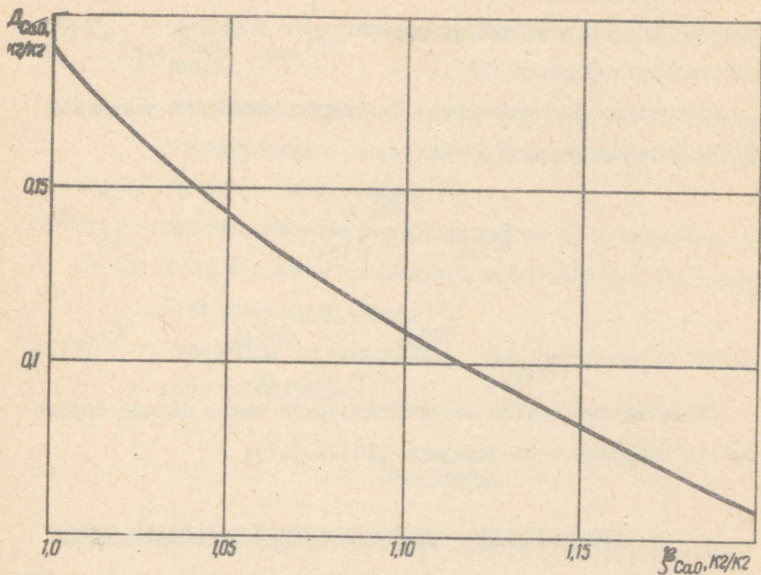
Если в качестве минеральной добавки используется $CaCO_3$, то существует зависимость

$$D_{CaO}^{прок} = 0,56 D_{CaCO_3}^{прок} \quad (12)$$

Зная величины g_A^P , σ , $g_{CaO}^{прок}$, можно по формуле (II) вычислить необходимое количество добавки D_{CaO} на I кг исходного сланца, чтобы в энергоклинкерной предтопке, имеющей при сжигании данного сланца коэффициент относительной сепарации

$CaO \{CaO$, сепарировался энергоклинкер с содержанием $CaO g_{CaO}^{шл}$, кг/кг.

На рисунке изображена зависимость между $\{CaO$ и D_{CaO} , причем исходный сланец третьего сорта имел следующую характеристику: $W^P = 1\%$, $\sigma = 0,872$ кг/кг, $g_A^P = 0,435$ кг/кг, $g_{CaO}^{прок} = 0,468$ кг/кг и $g_{CaO}^{шл} = 0,640$ кг/кг.



Зависимость $\Delta_{CaO} = f(g_{CaO})$.

Количество термически разложившейся минеральной части в I кг сланца, дошихтованного CaO , составляет

$$g_{A, \text{прок}}^{P'} = \frac{g_A^P + \Delta_{CaO}}{1 + \Delta_{CaO}} \quad (13)$$

Количество CaO в I кг термически разложившейся минеральной части, дошихтованной CaO , равно:

$$g'_{CaO, \text{прок}} = \frac{g_{CaO}^{\text{прок}} + \Delta_{CaO}^{\text{прок}}}{1 + \Delta_{CaO}^{\text{прок}}} \quad (14)$$

Другие химические компоненты рассчитываются по формуле

$$g'_{i, \text{прок}} = \frac{g_i^{\text{прок}}}{1 + \Delta_{CaO}^{\text{прок}}} \quad (15)$$

При дошихтовке эстонского сланца $CaCO_3$ необходимо для вычисления соответствующих величин $g''_{A_{прок}}$, $g''_{CaO_{прок}}$ и $g''_{i_{прок}}$ использовать формулу (I2).

Количество карбонатного CO_2 энергоклинкерной сланцевой шихты определяем по формуле

$$g(CO_2)_K = \frac{g^P(CO_2)_K}{1 + \Delta_{CaO}} \quad (I6)$$

и

$$g^P(CO_2)_K = \frac{g^P(CO_2)_K + 0,44 \Delta_{CaCO_3}}{1 + \Delta_{CaCO_3}} \quad (I7)$$

Элементарный состав энергоклинкерной шихты сланца определяется аналогично по формулам (I6) и (I7).

Теплотворность энергоклинкерной сланцевой шихты

Температура в топке при энергоклинкерном сжигании достигает $2000^\circ C$. При этом содержащиеся в топочных газах CO_2 и H_2O частично диссоциируются, вследствие чего в энергоклинкерной предтопке бывает потеря от диссоциации, которая восстанавливается в низкотемпературной части топки котлоагрегата. При высокой температуре минеральная часть также частично разлагается с улетучиванием R_2O . Эта тепловая потеря в дальнейшем также восстанавливается. Тепловая потеря при образовании SO_3 и разложении карбонатов не восстанавливается.

Значит, при тепловых расчетах энергоклинкерной предтопки необходимо исходить из кажущейся теплотворности сланцевой шихты $Q_{каж}$:

$$Q_{каж} = Q_H^P - Q_K - g_A^P (Q_{SO_3} + Q_{R_2O}) - Q_{дисс} \text{ ккал/кг} \quad (I8)$$

- где Q_H^P - низшая теплота сгорания сланцевой шихты,
 Q_K - тепловая потеря на декарбонизацию I кг сланцевой шихты,
 Q_{SO_3} - тепловая потеря на образование SO_3 из I кг декарбонизированной минеральной части сланцевой шихты,
 Q_{R_2O} - то же от улетучивания R_2O ,
 $Q_{дисс}$ - диссоциационные тепловые потери на разложение CO_2 и H_2O в энергоклинкерной предтопке при сжигании I кг сланцевой шихты,
 $g_A^{P'''}$ - количество декарбонизированной минеральной части сланцевой шихты.

Заключение

I. При энергоклинкерном сжигании сланца в предтопке образуется энергоклинкер и шлак. На стенках предтопки сепарируется энергоклинкер, который выделяется через летку. С дымовыми газами переносится шлак, содержащий значительно меньше CaO , чем сепарируемый в топке энергоклинкер. Общее количество энергоклинкера и шлака, образующихся в топке из I кг сланцевой шихты, выражается формулой (13) или величиной $g_{A_{прок}}^{P''}$.

Предполагаемый улов энергоклинкера на I кг сланцевой шихты выражается соответственно формулами

$$g_{экл}^{P'} = \alpha_{шл} g_{A_{прок}}^{P''}, \quad (19)$$

$$g_{экл}^{P''} = \alpha_{шл} g_{A_{прок}}^{P''}, \quad (20)$$

где $g_{экл}^{P'}$ - улов энергоклинкера из I кг сланцевой шихты, дошихтованной CaO , кг/кг

$g_{\text{экл}}^{\text{рн}}$ - улов энергоклинкера из I кг сланцевой шихты, до-
шихтованной CaCO_3 , кг/кг.

Современные топки с жидким шлакоудалением имеют коэффициент сепарации шлака $\alpha_{\text{шл}} = 0,5 - 0,85$, который у инвертных топок меньше, а у циклонных максимальный.

2. Так как при сжигании сланца в топках с жидким шлакоудалением происходит сепарация CaO ($\xi_{\text{CaO}} > 1$), то при сжигании сланца валовой выемки в топке следует ожидать сепарацию шлака, сверхобогащенного CaO , который при существующей в топке температуре не способен расплавляться. Следовательно, добываемый валовой выемкой (слои A, B, C, D, E, F с прослойками) эстонский сланец, клинкерные модули которого приведены выше в таблице, не годится для энергоклинкерного сжигания под промышленными котлами.

3. Действительные количества компонентов дошихтовки Δ_{CaO} , Δ_{CaCO_3} устанавливаются, исходя из коэффициента относительной сепарации CaO , характерной для данного типа предтопки и топлива.

До сих пор отсутствуют данные о закономерностях сепарации CaO . При дальнейших исследованиях необходимо установить коэффициенты относительной сепарации CaO для разных типов топок и для сланцевых шихт с различными характеристиками.

4. Из рисунка и неравенства (9) можно заключить, что в случае циклонной предтопки при энергоклинкерном сжигании сланца третьего сорта требуется минимальная дошихтовка компонентами Δ_{CaO} , Δ_{CaCO_3} .

Например, если принять условно для циклонной топки

$\xi_{\text{CaO}_u} \approx 1,2$ и для топки с насадкой $\xi_{\text{CaO}_n} \approx 1,0$, то в первом

случае расход Δ_{CaO} уменьшится по сравнению со вторым в 3,3 раза.

Следовательно, в случае циклонной топки минерального вещества на органическую часть сланцевой шихты приходится меньше, чем у топок другого типа. Кроме того, циклонная топка имеет самый большой коэффициент сепарации шлака.

Из вышеприведенных рассуждений следует, что при энерго-клинкерном сжигании циклонная топка имеет некоторые преимущества по сравнению с другими типами предтопок.

5. Чтобы кажущаяся теплотворность сланцевой шихты была удовлетворительной, необходимо использовать сухое топливо, дошихтованное CaO .

MINERAALOSA SEPARATSIOONI MÕJU PÕLEVKIVI PÕLETAMISEL ENERGOCLINKERMENETLUSEL

L. Elken

Resüme

Kütuse energoklinkermenetlusega põletamise all mõistetakse kütuse põletamist vedelšlaki eraldamisega koldes, kui koldest eralduva šlaki (energoklinkri) koostis vastab portlandtsemendile.

Oma mineraalosa keemilise koostise poolest on selleks põletamismenetluseks kõige sobivam eesti põlevkivi, mis peab sisaldama vajalikus koguses $CaCO_3$ ehk CaO -d.

Eesti põlevkivi põletamisel laboratoorsetes vedelšlaki eraldamisega kolletes on ilmnenud, et koldes separeerunud šlaki CaO -sisaldus on kõrgem lähtekütuse termiliselt lagundatud mineraalosa CaO -sisaldusest. Võib oletada, et sama efekt ilmneb

ka põlevkivi põletamisel energeetilises vedelslaki eraldamisega koldes energoklinkermenetlusel.

Arvestades põlevkivi mineraalosa termilist lagundumist ja slaki keemiliste komponentide võimalikku ebaproportsionaalset separatsiooni, on tuletatud põlevkivislaki separatsiooni võrrand millega on saadud slaki separatsiooni iseloomustavad näitajad - slaki keemiliste komponentide suhtelised separatsioonitegurid.

Arvestades CaO separatsiooni efekti on tuletatud valemid põlevkivi mineraalseks rikastamiseks vajaliku rikastuskomponendi CaO ehk CaCO_3 koguse määramiseks.

Silmas pidades asjaolu, et CaO separatsiooni efekt on igas koldetüübis erinev, on analüüsitud mitmeid koldetüüpe ja näidatud, et põlevkivi põletamiseks energoklinkermenetlusel on kõige sobivam tsükloonkolle.

Artiklis on antud valemid mineraalsete lisanditega rikastatud põlevkivi koostise määramiseks. Samuti on antud valemid energoklinkri saagise ja mineraalidega rikastatud põlevkivi näiva kütteväärtuse arvutamiseks.

О МЕТОДЕ БЫСТРОГО ОПРЕДЕЛЕНИЯ КАЛЬЦИЯ И МАГНИЯ
В СЛАНЦЕ-КУКЕРСИТЕ

Р.Г.Валдек, Н.Л.Луцковская, А.А.Корв,
Э.Ю.Калласте, А.Л.Теаро

В целях наиболее рационального комплексного использования всех компонентов сланца-кукерсита, а также ввиду все возрастающей потребности в строительных материалах в последнее время особенно подробно изучается процесс энергоклинкерного сжигания сланца, который позволяет наряду с энергетическим использованием его получать и строительное вяжущее.

При получении высококачественного вяжущего энергоклинкерным сжиганием сланца-кукерсита одним из основных является вопрос составления шихты. Только используя шихту определенного состава, можно получить клинкер высокого качества, путем тонкого помола которого изготовляется портланд-цемент. Особенно большое значение имеет содержание кальция как основного компонента, по которому проводится корректировка сланцевой шихты.

При составлении и корректировке сланцевой шихты требуется быстрое определение содержания кальция.

При анализе сланца-кукерсита или сланцевой шихты обычно используются методы определения кальция в породах. Классические химические методы определения кальция требуют значительного времени. Из предложенных ускоренных методов одним из наиболее простых по выполнению и скорых методов является определение кальция титрованием трилоном Б. Этот метод в по-

следнее время приобретает все более широкое распространение [I-9 и др.] .

Однако в опубликованных работах определение кальция трилонометрическим методом производилось не в таких сложных смесях, какими являются сланец-кукерсит и сланцевая шихта, которые, помимо многокомпонентной минеральной части, содержат значительное количество керогена.

Для применения трилонометрического метода определения кальция в горючем сланце (без предварительного прокаливания пробы) необходимо проводить дополнительные исследования, что и было сделано авторами настоящей работы.

Для исследования использовались хорошо измельченные пробы из рудников "Вийвиконна" и "Убья".

Из рудника "Вийвиконна" были использованы пробы следующих пяти пластов:

F - проба VF ,

C - (верхняя часть) - проба VCU,

C - (нижняя часть) - " VCA,

E - проба VE ,

B - " VB .

Из рудника "Убья" была взята средняя проба КТ. Химическая характеристика исследованных проб (в виде частичного химического анализа) приведена в табл. I.

Как видно из данных табл. I, содержание CaO в пробах колебалось в расчете на сланец от 29,28 до 11,78% и в расчете на золу от 55,2 до 29,1%.

Т а б л и ц а I

Химическая характеристика проб
сланца-кукерсита

Пробы	Содержание в сланце, %						Содержание в золе, %	
	золы	SiO ₂	R ₂ O ₃	CaO	MgO	услов- ной ор- ганиче- ской массы	CO ₂	CaO
VF	53,2	11,6	5,6	29,28	2,82	20,9	25,9	55,2
VСн	46,7	9,6	5,2	25,30	2,60	30,8	22,1	54,2
VСа	33,7	11,1	5,5	11,78	1,91	56,5	10,5	35,0
VB	38,6	9,5	5,5	18,59	1,21	46,2	16,2	48,2
VB	34,3	9,2	6,3	13,92	1,02	55,2	11,7	40,6
KT	47,0	11,9	6,5	22,75	0,92	33,0	18,8	48,4

При обработке проб сланца-кукерсита холодной разбавленной кислотой и определении в полученных растворах кальция оказалось, что содержание последнего для всех проб было значительно ниже действительного, что видно из табл.2.

Т а б л и ц а 2

Результаты трилометрического определения CaO в пробах сланца-кукерсита при обработке их холодной соляной кислотой в течение двух минут

Пробы	Содержание CaO, %	
	по опытам	действительное
VF	26,70	29,28
VСн	23,20	25,30
KT	22,40	22,75

Заниженные результаты объясняются неполным растворением солей кальция в холодной кислоте, а также тем, что часть выделившейся CO_2 остается в растворе и при нейтрализации последнего часть кальция из раствора осаждается в виде карбоната.

В горячей разбавленной соляной кислоте все содержащиеся в сланце-кукерсите соли кальция и магния растворяются полностью, поэтому все дальнейшие опыты проводились с пробами, обработанными горячей разбавленной (1:4) соляной кислотой.

В результате большого числа опытов, проведенных с вариацией условий выполнения анализа, был выработан экспресс-метод определения содержания кальция в минеральной части сланца-кукерсита.

Ход анализа был следующим.

К навеске анализируемой пробы в 50 мг добавляют 5 мл 2%-ной сегнетовой соли и 5 мл соляной кислоты (1:4), кипятят в течение 1-2 минут, разбавляют холодной дистиллированной водой до 150 мл, нейтрализуют по бумаге конго I н. раствором NaOH добавляют еще 4 мл I н. NaOH , а затем 150 мг смеси мурексида с поваренной солью (1:100) и титруют 0,025 М раствором трилона Б до установления фиолетовой окраски.

Полученные результаты приведены в табл.3.

Параллельно с титрованием определяют зольность анализируемого вещества прокаливанием навески 0,2 г при температуре 950°C в течение трех минут.

На основании полученных результатов вычисляют содержание кальция в золе анализируемой пробы. Время проведения анализа - не более 10 минут, а точность определения около 0,5% относительных.

Результаты определения кальция в
неотфильтрованных пробах сланца-кукерсита

Пробы	Содержание СаО, %				
	в опытах				по весово- му анализу
	I	II	III	среднее	
VF	29,26	29,40	29,39	29,35	29,28
VCII	25,4I	25,23	25,39	25,34	25,30
KT	22,70	22,68	22,80	22,73	22,75
VB	18,34	18,36	18,25	18,32	18,59
VB	13,80	13,87	13,80	13,82	13,92
VCa	11,69	11,65	11,65	11,66	11,78

Для определения содержания магния в анализируемой пробе сланца-кукерсита сначала определяли кальций по вышеизложенной методике, с той лишь разницей, что после кипячения пробы с соляной кислотой и сегнетовой солью осадок отфильтровывали и промывали на фильтре семь раз 0,05%-ным раствором соляной кислоты в общем количестве 50 мл. В полученном растворе после кальция определяли содержание магния. Для этого после титрования кальция к раствору прибавляли 2 мл 2 NCl и 5 мл буферного раствора (54 г NH_4Cl и 350 мл 25%-ного раствора NH_4OH в одном литре дистиллированной воды) и 150 мг смеси хромогена с поваренной солью (1:100). Титровали до постоянного окрашивания в синий цвет, Конец титрования проводили довольно медленно. Полученные результаты приведены в табл.4.

Результаты определения кальция и магния
в отфильтрованном растворе

Пробы	Содержание СаО, %					Содержание MgO %			
	в опытах				по ве- сово- му мето- ду	в опытах:			по ве- сово- му ме- тоду
	I	II	III	сред- нее		I	II	сред- нее	
VF	29,20	29,32	29,30	29,27	29,28	2,81	2,79	2,80	2,82
VCu	25,24	25,20	25,38	25,27	25,30	2,23	2,29	2,26	2,60
KT	22,68	22,80	22,72	22,73	22,75	0,92	1,02	0,97	0,92
VE	18,44	18,50	18,42	18,45	18,59	1,13	1,20	1,16	1,21
VB	13,82	13,89	13,83	13,85	13,92	1,03	0,97	1,00	1,02
VCa	11,73	11,72	11,70	11,72	11,78	1,89	1,89	1,89	1,91

Из данных таблицы видно, что точность определения кальция в данном случае высокая. Точность определения магния — около 0,4% относительных.

Определение кальция и магния по описанному выше методу можно провести за 12-15 минут.

Основным преимуществом использованного метода анализа является быстрота определения содержания кальция в минеральной части сланца или сланцевой шихты в сочетании с простотой выполнения анализа и с достаточной точностью получаемых результатов.

ЛИТЕРАТУРА

1. Р.Пршибил. Комплексоны в химическом анализе. Изд-во иностр. лит. М., 1960.
2. Физико-механические и физико-химические исследования цемента. М., Госстройиздат, 1960.
3. ГОСТ 5382 - 58.
4. O. Gjevs. Stoichiometry of titration of Calcium, Magnesium and Manganese at low concentration with EDTA, with the metal indicators murexide and eriochrome black T. Analyst, vol. 85, p. 738 - 744 (1960).
5. L.L. Lewis, M.I. Nardozzi and L.M. Melnick. Rapid chemical determination of Aluminium, Calcium, and Magnesium in raw materials, sinters, and slags. Anal. Chem. vol. 33, No. 10, p. 1351, 1961.
6. М.М.Сочеванова. Трилометрическое титрование Ca и Mg при анализе карбонатных пород. Завод. лаб., № 5, 1955; Бюлл. ВИМС, № 4, 1954.
7. К.Б.Яцимирский. Количественные характеристики, определяющие возможность применения комплексных соединений в объемном анализе. Ж. анал. хим., № 10, стр.94, 1955.
8. А.И.Пономарев. Методы химического анализа силикатных и карбонатных горных пород. М., Изд-во АН СССР, 1961.
9. И.Н.Базилевская. Прямое комплексометрическое определение кальция и магния в мартеновских и доменных шлаках. Завод. лаб., № 2, стр.166, 1956.

PÕLEVKIVI KALTSIUMI- JA MAGNEESIUMISISALDUSE
KIIRMÄÄRAMISEST

R. Valdek, N. Lutskovskaja, A. Korv,
E. Kallaste, A. Tearo

Resüme

Artiklis esitatud põlevkivi mineraalosas sisalduva kaltsiumi ja magneesiumi kiirmääramise meetod on mõeldud rakendamiseks peamiselt põlevkivi põletamise puhul energoklinkermenetlusel, kus kvaliteetse portlandtsemendi klinkri saamiseks osutub vajalikuks sobiva põlevkivi-kütusesegu koostamisel selle koostise kontrollimine.

Väljatõttatud meetod põhineb Ca- ja Mg-sisalduse määramisel põlevkivi mineraalosas ilma põlevkivi eelneva tuhastamiseta.

Ca ja Mg määratakse kuumas soolhappes lahustatud proovis trilonomeetrilise tiitrimise teel.

Paralleelselt samal ajal määratakse proovi mineraalainesisaldus.

Saadud andmetest arvutatakse Ca- ja Mg-sisaldus mineraalaines.

Määramise kestus on 12 - 15 min. ja suhteline viga ei ületa 0,5%.

ВЛИЯНИЕ ПРЕРЫВИСТОСТИ РАБОТЫ МЕСТНЫХ КОТЕЛЬНЫХ УСТАНОВОК НА ИХ К.П.Д.

Э.К.Ландра

1. Состояние вопроса

В местной энергетике значительная часть котельных агрегатов работает с перерывами, что влечет за собой увеличение тепловых потерь.

Режимы работы котельного агрегата можно свести в следующие группы:

1. Непрерывная работа с постоянной нагрузкой. К постоянной нагрузке можно отнести и медленно изменяющуюся нагрузку.

2. Непрерывная работа с переменной нагрузкой. Изменение нагрузки может быть очень разнообразным.

3. Работа с перерывами при постоянной или переменной нагрузке.

В дальнейшем рассматривается влияние перерыва в работе котельных установок с точки зрения различных видов топлива.

Большое влияние перерыва в работе котельного агрегата на его к.п.д. было установлено еще до 30-х годов [1-3]. На рис.1 приведен тепловой баланс одного котельного агрегата в зависимости от времени, затрачиваемого на его растопку, работу и останов [3].

Увеличение тепловых потерь от перерыва обусловлено следующими факторами:

1) внутренним охлаждением;

- 2) внешним охлаждением;
- 3) механическим и химическим недожогом, а также избыточным воздухом при растопке и останове котла;
- 4) остановом котла.

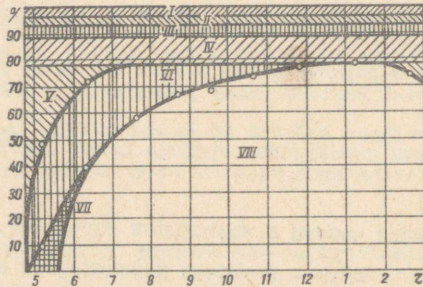


Рис. I. Тепловые потери при растопке и работе котельного агрегата (в %). По данным Э.Преториуса [3]. I — от наружного охлаждения; II — от механической неполноты сгорания и с летучей золой; III — с физическим теплом шлаков; IV — с уходящими газами при стационарном режиме; V — с уходящими газами при растопке; VI — на нагревание обмуровки; VII — от охлаждения пара при растопке; VIII — к.п.д. I-IV — постоянные потери тепла, V-VII — потери тепла при растопке.

Тепловые потери, обусловленные перерывом, зависят от конструкции котельного агрегата, а также от вида топлива. Из всех конструктивных частей котельного агрегата большое влияние на тепловые потери оказывает обмуровка топки, точнее — ее теплоаккумулирующая способность. Конструкция именно этой части котельного агрегата во многом зависит от вида топлива.

Влияние вида топлива на величину тепловых потерь при работе котельного агрегата с перерывами было установлено уже опытами Эбеля [4]. На рис.2 показаны тепловые потери в зависимости от времени растопки и времени работы различных котельных агрегатов. Тепловые потери в окружающую среду после остановки котельного агрегата в ккал на 1 м^2 поверхности нагрева приведены на рис.3 и эти же потери в ккал на 1000 кг пара [4] - на рис.4.

Для обобщения опытных данных необходима их математическая обработка. Этими вопросами занимаются сотрудники Львовского политехнического института [5-14].

Полученные для переменных режимов математические выражения очень громоздки и не могут быть использованы в общем случае. Кроме таких более точных математических выражений, имеются простейшие приближенные выражения. Для определения тепловых потерь во время остывания паровых котлов с обмуровкой предложена, например, следующая формула [15,16]:

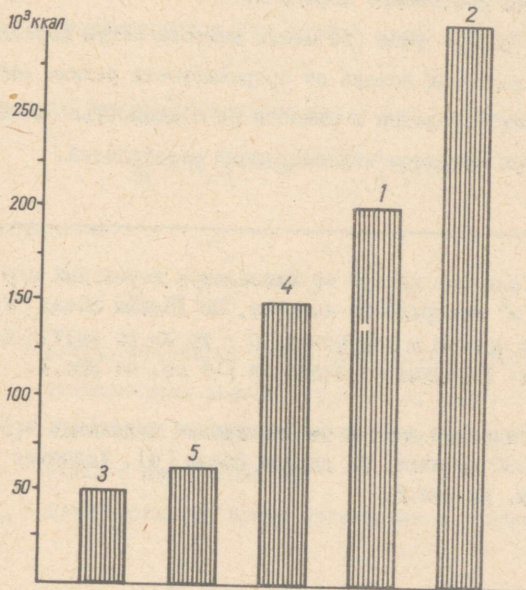
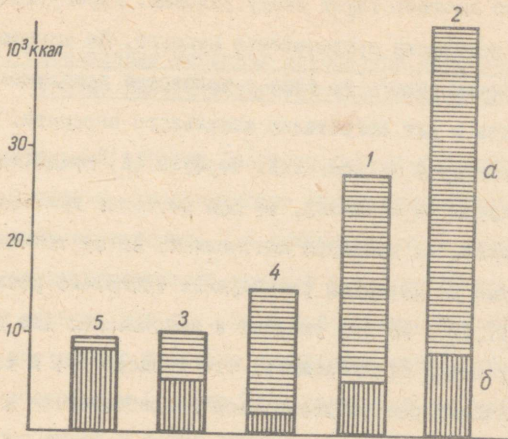
$$\Delta Q_n = Q_1 \left(1 - e^{-\frac{q_1}{Q_1} \tau} \right) \text{ ккал}, \quad (I)$$

где Q_1 - количество тепла, аккумулированное в корпусе котла с водой и паром в течение рабочего периода котла, в начальный момент остывания, ккал;

q_1 - потеря тепла в единицу времени в начальный момент остывания, ккал/ч;

τ - время остывания, час.

Эта формула соответствует регулярному тепловому режиму, если температура среды постоянная. По экспериментальным данным, средняя температура котельного агрегата при охлаждении



довольно точно соответствует этому условию. Иррегулярный режим в начале остывания продолжается недолго. По мнению Ф.М. Янкевича, формулу такого же типа с некоторой приближенностью можно составить и для нагревания котельного агрегата. При этом получается некоторая погрешность. Формула (I) предполагает, что температура среды не меняется, но при растопке температура, например в топке, не является постоянной. Более точные результаты получаются по формулам регулярного теплового режима в общем случае [17,18], но они сложные и неприменимы для данной цели. Поэтому можно предположить, что температура в топке после начала растопки быстро повышается и приближается к нормальной, так что ее можно рассматривать как постоянную. В этом случае формула (I) становится приемлемой для определения потерь при нагревании котельного агрегата.

На основе формул типа (I) можно вывести общую формулу для определения тепловых потерь от прерывистости режима работы энергетических установок и увязать ее с мощностью установки. Это и является объектом нижеследующих рассуждений.

Рис. 3. Тепловые потери от охлаждения котельных агрегатов в ккал на 1 м^2 поверхности нагрева. По данным Эбеля [4]. а - тепловые потери в обмуровке; б - то же во внутренних частях котла. Условные обозначения I-5 см. на рис.2.

Рис. 4. Тепловые потери от охлаждения котельных агрегатов в ккал на 1000 кг пара. По данным Эбеля [4]. Условные обозначения I-5 см. на рис.2.

2. Определение тепловых потерь при прерывистом режиме работы энергетических установок

Если котельный агрегат работает длительное время на постоянной нагрузке, то количество аккумулированного тепла Q_c есть величина постоянная. При режиме работы с перерывами количество аккумулированного тепла в конце рабочего периода Q_p несколько меньше, чем Q_c . Но в конце каждого рабочего периода после достаточно большого количества одинаковых циклов Q_p является постоянным (см. рис. 5). Аналогично количество аккумулированного тепла в конце перерыва (в начале работы) Q_n также является постоянным. Разница этих количеств аккумулированного тепла $Q_p - Q_n = \Delta Q$ соответствует потерям тепла в течение одного цикла. Математически эти потери можно выразить следующим образом:

количество аккумулированного тепла при нагревании:

$$Q_a = Q_c (1 - e^{-m_p \tau_p}) \text{ ккал}, \quad (2)$$

при остывании

$$Q_a = Q_c e^{-m_n \tau_n} \text{ ккал}, \quad (3)$$

где Q_c - аккумулированное тепло котельного агрегата при стационарном режиме ($\tau_p = \infty$), ккал;

m_p и m_n - постоянные коэффициенты соответственно при нагревании и при остывании;

τ_p и τ_n - соответственно время нагревания и остывания, час.

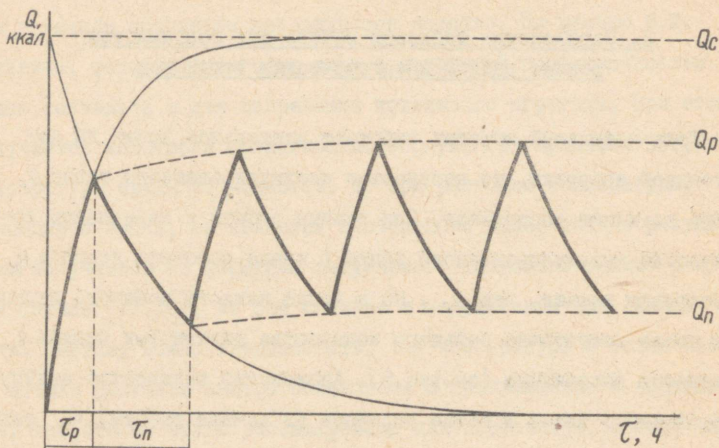


Рис.5. Нагревание и охлаждение при переменном режиме.

По Ф.И.Янкевичу [I], при остывании $m_n = \frac{Q_1}{Q_1}$.

При режиме с перерывами в начале нагревания количество аккумулированного тепла равняется Q_n , и формулу (2) необходимо написать в следующем виде:

$$\begin{aligned} (Q_\alpha - Q_n) &= (Q_c - Q_n)(1 - e^{-m_p \tau_p}) - \\ &= Q_c (1 - e^{-m_p \tau_p}) - Q_n + Q_n \cdot e^{-m_p \tau_p} \quad \text{ккал.} \end{aligned} \quad (4)$$

Поскольку в конце рабочего периода $Q_\alpha = Q_p$, то

$$Q_p = Q_c (1 - e^{-m_p \tau_p}) + Q_n \cdot e^{-m_p \tau_p} \quad \text{ккал.} \quad (5)$$

Аналогично формуле (3)

$$Q_n = Q_p \cdot e^{-m_n \tau_n} \quad \text{ккал.} \quad (6)$$

Подставляя значение Q_n из формулы (6) в формулу (5), получаем для Q_p :

$$Q_p = \frac{Q_c (1 - e^{-m_p \tau_p})}{1 - e^{-m_p \tau_p} \cdot e^{-m_n \tau_n}} \quad \text{ккал}, \quad (7)$$

Разница между количествами тепла, определяемыми формулами (6) и (7), выражает потери аккумулированного тепла на каждый цикл и равна:

$$\begin{aligned} \Delta Q &= Q_p - Q_n = Q_p - Q_p \cdot e^{-m_n \tau_n} = \\ &= Q_p (1 - e^{-m_n \tau_n}) \quad \text{ккал}. \quad (8) \end{aligned}$$

Величина Q_p зависит от длительности рабочего времени и перерыва в цикле и, следовательно, неудобна для использования в формуле (8). Q_p можно выразить через Q_c . Эта величина является характерной для котельного агрегата и не зависит от режимов работы.

Заменяя Q_p в формуле (8) формулой (7), получаем:

$$\Delta Q = Q_c \frac{1 - e^{-m_p \tau_p} \cdot e^{-m_n \tau_n} + e^{-m_p \tau_p} \cdot e^{-m_n \tau_n}}{1 - e^{-m_p \tau_p} \cdot e^{-m_n \tau_n}} \quad \text{ккал}. \quad (9)$$

Для упрощения можно слагаемые в показателе заменить первыми членами разложения функции e^x в ряд Тейлора и таким образом получить их приближенные значения. Такая замена возможна только в том случае, если показатель значительно меньше единицы, т.е. $x \ll |1|$. Если $x = -0,134 - +0,48$, то погрешность при замене не превышает 1,0%, а если $x = -0,375 \pm 0,502$, то погрешность увеличивается до 10% [19]. Таким образом, упрощение возможно только в том случае, если остывание и нагревание

корпуса котельного агрегата происходит довольно медленно и стационарный режим устанавливается в течение нескольких дней.

По данным работы [15], для котлов с обмуровкой при остывании $m_n = 0,014 - 0,021$. Время остывания не может превышать 20 часов, таким образом практически $m_n \tau_n < 0,4$. Нагревание может происходить еще более быстро, чем остывание, т.е.

$m_p > m_n$, и этот упрощенный метод неприменим.

Для определения потерь аккумулированного тепла необходимо знать количество аккумулированного тепла при стационарном режиме Q_c и коэффициенты m_p и m_n (темпы нагревания и остывания).

Для определения Q_c необходимо знать распределение температур в отдельных частях котельного агрегата. Температуры можно определить расчетным путем или по экспериментальным данным.

Для определения коэффициента m_n по Ф.М.Янкевичу следует определить потерю аккумулированного тепла в единицу времени в начале остывания [15]. Это определение требует измерения температур во многих точках и является трудоемким. Таким же образом можно определить коэффициент при нагревании.

В случае приближенных расчетов можно применить другой способ. Если формулу (2) написать в виде $\frac{Q_a}{Q_c} = 1 - e^{-m_p \tau_p}$ и дать показателю $m_p \tau_p$ значения 1, 2, 3 и т.д., то для $\frac{Q_a}{Q_c}$ получатся следующие значения:

$m\tau =$	1	2	3	4	5	6	7
$\frac{Q_a}{Q_c} =$	0,632	0,865	0,950	0,982	0,9932	0,9975	0,9991.

Теоретически стационарное положение получается через бесконечный промежуток времени, т.е. $\frac{Q_a}{Q_c} = 1$, если $m\tau = \infty$. Но уже при $m\tau = 5$ $\frac{Q_a}{Q_c}$ отличается от единицы только на 0,68%, а при $m\tau = 4$ - на 1,8%. Таким образом, стационарный режим

устанавливается практически уже при значении $m\tau = 4-5$.

Начало стационарного режима при растопке можно определить по температуре некоторых характерных точек или по к.п.д. котельного агрегата при номинальной нагрузке. Если определено время от начала растопки до наступления стационарного режима, то известен и коэффициент m . Такой метод применим только для приближенных расчетов, так как определение начальной точки стационарного режима не может быть точным.

Продолжительность остывания до температуры окружающей среды, т.е. до стационарного режима, зависит только от тепловых характеристик остывающего тела и окружающей среды. Продолжительность нагревания зависит, кроме того, еще от интенсивности нагревания, которая, в свою очередь, зависит в некоторой степени от вида топлива. Так, при применении газового топлива можно быстро развить полную нагрузку топки, но в случае применения твердого топлива горение развивается медленнее и полная нагрузка топки достигается лишь через некоторое время.

При нагревании можно различать два периода: 1) до запуска котла - растопка и 2) до установления стационарного режима - запуск [I-3]. Можно привести некоторые примеры относительно продолжительности нагревания.

Продолжительность растопки до запуска котла, по данным работы [8], следующая: для локомотивного котла с поверхностью нагрева $32,5 \text{ м}^2$, рабочим давлением пара 6 ата на каменном угле марки Г-3,6 ч., для того же котла на природном газе - 1,9-2,1 ч.; для жаротрубного котла с поверхностью нагрева 90 м^2 , рабочим давлением пара 8 ата на природном газе - 3,4-4,5 ч.; для секционного котла БВ с поверхностью нагрева 100 м^2 , рабочим давле-

нием котла 25 ата, на природном газе - 5,6-6 ч.

Эти данные сравнимы только приблизительно, так как начальные условия неодинаковы. Давление пара в начале растопки во всех случаях равно I ата, но температура воды колеблется в пределах от 25 до 90°C; температура обмуровки неизвестна. За окончание опыта взят момент подъема давления пара до заданной величины по условиям эксплуатации котла. Давление пара при запуске котла имело различные значения.

Продолжительность работы до установления стационарного режима этими опытами не определялась.

Для этих котлов определялось время остывания до падения давления пара на I ата [9]. Продолжительность остывания была для локомобильного котла 16,15-20 ч., для жаротрубного 38 ч. и для секционного 40 ч.

В качестве топлива был взят природный газ. Если теплотехнические величины в начале растопки и в конце остывания считать приблизительно одинаковыми, то продолжительность остывания примерно в десять раз больше, чем продолжительность растопки.

О продолжительности растопки и запуска котлов приведены еще данные в табл. I [4]. По этим данным, продолжительность растопки и запуска до стационарного режима составляет от 3 до 10 часов. При этом показатель m_p из формулы (2) находится в пределах 0,4-1,7 л/ч.

Исходя из этих данных, можно заключить, что в большинстве случаев приближенный стационарный режим наступает уже в течение рабочего периода. Определение начала стационарного режима не может быть точным (см. рис. 2), однако можно сказать, что для котлов на твердом топливе с обмуровкой и поверхностью нагрева до

Продолжительность растопки и запуска некоторых котлов (4)

Характеристика котла	Продолжительность растопки до запуска, ч.	Продолжительность до стационарного режима, ч.
Жаротрубный котел с поверхностью нагрева 82,3 м ² ; топливо - каменноугольная пыль	0,8	10
Водотрубный котел с поверхностью нагрева 200 м ² ; цепная решетка, топливо - каменный уголь	3,5	8,5
Двухжаротрубный котел с поверхностью нагрева 120 м ² ; топливо - газ коксовых печей	0,3	3
Двухжаротрубный котел с поверхностью нагрева 110 м ² , колосниковая решетка; топливо - каменный уголь	2,5	4,5
Локомобильный котел с поверхностью нагрева 75 м ² , колосниковая решетка; топливо - каменный уголь	1,5	3

200 м² приближенный стационарный режим наступает через 8-10 часов, считая с начала растопки. Котлы такой паропроизводительности обычно работают не меньше 8 часов в сутки и, таким образом, приближенный стационарный режим действительно наступает в течение рабочего времени. Стационарный режим локомобильных и других котлов без обмуровки, котлов на газе и, как можно полагать, также на мазуте наступает уже через 4 часа после начала растопки. В этом случае определение потерь аккумулированно-

го тепла значительно упрощается.

В начале остывания $Q_a = Q_c$ и потери аккумулированного тепла можно выразить формулой

$$\Delta Q = Q_c (1 - e^{-m_n \tau_n}) \text{ ккал.} \quad (10)$$

Если $m_n \tau_n < 0,5$, то можно применить упрощенную формулу

$$\Delta Q = Q_c \frac{m_n \tau_n}{1 - m_n \tau_n} \text{ ккал.} \quad (11)$$

Таким образом, для определения потерь аккумулированного тепла необходимо иметь данные только о количестве аккумулированного тепла при стационарном режиме Q_c и темпе охлаждения.

3. Количество аккумулированного тепла обмуровки топки

Количество аккумулированного тепла обмуровки можно вычислить, если известны вес, средняя температура и теплоемкость обмуровки.

В данном случае представляет интерес сравнение количеств аккумулированного тепла обмуровки котлов, работающих на разных видах топлива.

С точки зрения количества аккумулированного тепла обмуровки, топливо всех видов можно условно подразделить на две группы:

1) высокосортные топлива, которые можно успешно сжигать во внутренних топках маленьких котлов или в меньших выносных топках, и

2) низкосортные топлива, которые требуют выносных топок больших размеров.

Теплоаккумулирующая способность обмуровки выносной топки

зависит в некоторой степени от паропроизводительности агрегата, а следовательно, и от расхода топлива.

Тепловая нагрузка топочного объема для большинства твердых топлив [20]

$$\frac{B \cdot Q_H^P}{V_T} = 250 \cdot 10^3 \text{ ккал/м}^3 \cdot \text{ч},$$

для фрезерного торфа

$$\frac{B \cdot Q_H^P}{V_T} = 150 \cdot 10^3 \text{ ккал/м}^3 \cdot \text{ч},$$

для газа и мазута

$$\frac{B \cdot Q_H^P}{V_T} = 200-250 \cdot 10^3 \text{ ккал/м}^3 \cdot \text{ч}.$$

Таким образом, для производства пара до 10 т/час требуется топочный объем не более 60 м^3 . Если в первом приближении топку принять за куб, то внутренний размер этого куба не превышает четырех метров.

Если толщина обмуровки d , то объем обмуровки кубовидной топки можно определить по формуле

$$V_{\text{обм}} = 2d(3a^2 + 6ad + 4d^2) \text{ м}^3. \quad (12)$$

Для практического пользования такой вид формулы неудобен. Ее можно заменить приближенной формулой

$$V_{\text{обм}} = p \cdot a^r \text{ м}^3, \quad (13)$$

где $p = f(d)$ и $r = f(d)$.

При определении объема обмуровки топки необходимо учесть, что топка не имеет шести полных граней. Условно можно предположить, что у нее только пять граней. Тогда для различных d получатся следующие выражения (см. рис. 6):

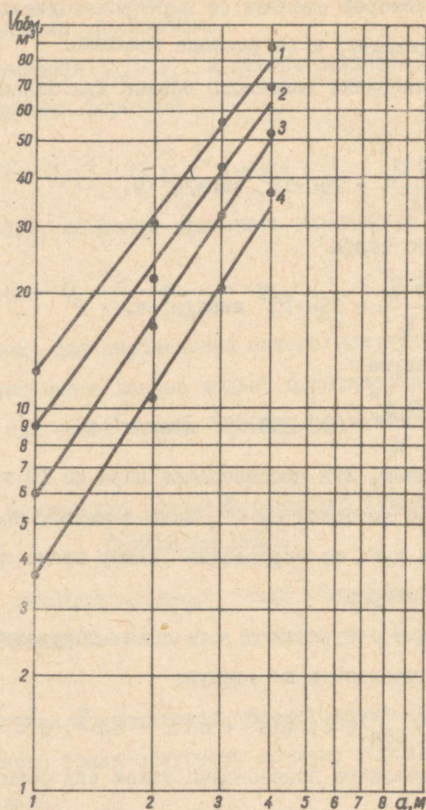


Рис. 6. Объем обмуровки кубовидной точки в зависимости от внутреннего размера.

1 - $d = 0,77$ м, $V_{обм} = 12,8 \cdot a^{1,33}$;

2 - $d = 0,64$ м, $V_{обм} = 9,0 \cdot a^{1,41}$;

3 - $d = 0,51$ м, $V_{обм} = 6,0 \cdot a^{1,50}$;

4 - $d = 0,38$ м, $V_{обм} = 3,7 \cdot a^{1,59}$.

если $d = 0,38$ м,	то	$V_{\text{обм}} = 3,7 \cdot a^{I,59} \text{ м}^3$
" $d = 0,51$	"	$V_{\text{обм}} = 6 \cdot a^{I,50}$
" $d = 0,64$	"	$V_{\text{обм}} = 9 \cdot a^{I,41}$
" $d = 0,77$	"	$V_{\text{обм}} = 12,8 \cdot a^{I,33}$.

Погрешность при таком методе определения объема топки может достигать 10%, но так как этот метод применяется при обобщении то такая погрешность является допустимой.

Этот метод позволяет увязывать объем обмуровки с производительностью топки.

Обозначим видимое теплонапряжение толочного объема

$$\frac{V \cdot Q_H^P}{V_T} = M \text{ ккал/ч} \cdot \text{м}^3, \quad (I4)$$

откуда

$$V_T = \frac{B \cdot Q_H^P}{M} \text{ м}^3.$$

Если топка имеет вид куба, то

$$V_T = \alpha^3 \text{ м}^3. \quad (I5)$$

По формулам (I4) и (I5) можно определить

$$\alpha = \sqrt[3]{\frac{B \cdot Q_H^P}{M}} \text{ м}. \quad (I6)$$

Для определения объема обмуровки учитываем еще формулу (I3) и получаем

$$V_{\text{сдм}} = p \cdot \alpha^r = p \left(\frac{B \cdot Q_H^P}{M} \right)^{\frac{r}{3}} \text{ м}^3. \quad (I7)$$

В формуле (I7) величины p и r , как показано выше, зависят от толщины стены топки. Например, если толщина стены топки $d = 0,51$ м, то $p = 6$ и $r = 1,5$ и

$$V_{\text{обм}} = \left(\frac{B \cdot Q_H^p}{M} \right)^{0,5} \text{ м}^3.$$

По $V_{\text{обм}}$ можно определить количество аккумулированного тепла Q_c , если известны удельный вес, температура и теплоемкость обмуровки. Это производится следующим образом. Примем:

$$\text{удельный вес обмуровки } \gamma_{\text{обм}} = 1,8 \text{ т/м}^3,$$

$$\text{теплоемкость обмуровки } c_{\text{обм}} = 0,20 \text{ ккал/кг}\cdot\text{град},$$

$$\text{средняя температура обмуровки } t_{\text{обм}} = 460^\circ\text{C}.$$

По этим данным и формуле (13)

$$\begin{aligned} Q_c &= \kappa \cdot \gamma_{\text{обм}} \cdot c_{\text{обм}} \cdot t_{\text{обм}} \cdot V_{\text{обм}} = \\ &= 16,6 \cdot 10^4 \kappa \cdot \rho \left(\frac{B \cdot Q_H^p}{M} \right)^{\frac{r}{3}} \text{ ккал}, \end{aligned} \quad (18)$$

где κ — поправочный коэффициент, учитывающий тип котла и вид топлива.

При необходимости можно Q_c определить и по паропроизводительности D котельного агрегата, так как $D = f(B \cdot Q_H^p)$.

В общем случае трудно точно определить величины ρ и r в формуле (18). Если предположить, что в среднем толщина стенки $d = 0,51$ м, то формула (18) примет следующий вид, удобный для практического применения:

$$Q_c = \kappa \left(\frac{B \cdot Q_H^p}{M} \right)^{0,5} \cdot 10^6 \text{ ккал}. \quad (19)$$

Соединив формулы (10) и (19), получим для потерь аккумулированного тепла формулу

$$\Delta Q = \kappa \left(\frac{B \cdot Q_H^p}{M} \right)^{0,5} \left(1 - e^{-m_n \tau_n} \right) \cdot 10^6 \text{ ккал}. \quad (20)$$

III

Потери аккумулированного тепла в течение одного рабочего периода в процентах от израсходованного тепла топлива можно на основе формулы (20) приблизительно определить по формуле

$$\varphi_a = \frac{\Delta Q \cdot 100}{B \cdot Q_H^p \cdot \tau_p} = \frac{\kappa (1 - e^{-m_n \tau_n})}{(M \cdot B \cdot Q_H^p)^{0,5} \cdot \tau_p} \cdot 10^8 \% . \quad (21)$$

Если повторяющиеся периоды одинаковы, то цифровое значение φ_a не изменяется.

В формуле (19) поправочный коэффициент κ равен единице в том случае, если топка имеет правильную форму, мало отличающуюся от формы куба. В действительности такие случаи встречаются редко. Кроме того, формула (19) не учитывает часть обмуровки топки, необходимой для перегораживания пространства под решеткой при сжигании твердого топлива.

Для определения поправочного коэффициента рассмотрим некоторые котлы.

В табл.2 приводятся данные о количестве аккумулированного тепла в котлах типа ДКВ, ВГД и в жаротрубных котлах, работающих на сланцевом масле, на сланце или газе.

При определении количества аккумулированного тепла обмуровки использовались следующие данные. Объем обмуровки вычислен по проектам института "Эстонпроект". Температура внутренней поверхности обмуровки топки определена по данным измерения на некоторых котлах. При сжигании горючего сланца температура внутренней стены топки оказалась не намного выше, чем при сжигании сланцевого топочного масла и газа. Для получения сравнительных данных была принята одинаковая температура внутренней стены топки для всех котлов, работающих на данном виде топлива.

Аккумулярованное тепло обмуровки котлов

ТИП КОТЛА	Топливо	Вес обмуровки, т		Температура, °С		Аккумулярованное тепло, 10 ⁶ ккал				К	С
		остаточной части топки	остаточной части топки	внутренней стены топки	средней внутренней стены остаточной части обмуровки	обмуровки топок по формуле (19)	обмуровки топок	остаточной части обмуровки	всего		
ДКВ-10-13	Сланец Ш сорта	121,8	68,7	960	480	6,1	12,3	3,5	15,8	2,02	2,59
ДКВ-4-13	Сланцевое масло	29,5	30,6	930	465	3,8	2,8	1,5	4,3	0,74	1,13
ДКВ-4-13	Газ	29,5	30,1	930	465	-	2,8	1,5	4,3	0,74	1,13
ДКВ-4-13	Сланец Ш сорта	71,5	59,6	980	480	-	7,2	3,0	10,2	1,90	2,66
ДКВ-2,5-13	Сланцевое масло	22,7	23,9	930	465	3,0	2,2	1,2	3,4	0,73	1,13
ДКВ-2,5-13	Сланец Ш сорта	56,1	48,6	980	480	-	5,7	2,5	8,2	1,90	2,78
ВД-40/8	Сланец I сорта	21,2	-	980	-	-	2,1	-	2,1	1,05	-
ВД-40/8	Сланцевое масло	19,7	-	930	-	2,0	1,9	-	1,9	0,95	-
Жаротрубный с поверхностью нагрева 50 м ²	Сланец	63,0	79,2	980	616	2,3	6,4	5,1	11,5	2,78	5,0
	Газ	-	80,6	-	515	-	-	4,9	4,9	-	-

Для внутренней поверхности остальной части обмуровки принята температура, являющаяся средним арифметическим температуры газов при выходе из топки и температуры уходящих газов. Температура внешней поверхности взята для всей обмуровки 30°C , что соответствует данным проведенного измерения.

В табл.2 приведены еще данные о количестве аккумулированного тепла обмуровки топки, вычисленные по формуле (19). При этом предполагается, что сжигается жидкое топливо, а видимое теплонапряжение топочного объема составляет $250 \cdot 10^3$ ккал/м³.ч.

Сравнение действительных и вычисленных по формуле (19) данных показывает, что у котлов типа ДКВ действительное количество аккумулированного тепла обмуровки топок составляет примерно 0,7–0,8 от вычисленного по формуле (19) количества, если сжигается газ или жидкое топливо, и примерно 1,9–2,0 при сжигании горючего сланца. Можно предполагать, что такое соотношение правильно и для других вертикальных водотрубных котлов. Эти соотношения представляют величины соответствующего поправочного коэффициента κ к формуле (19).

Для котлов типа ВГД формула дает совпадающие с действительными данными результаты: $\kappa = 1$. Это же можно полагать и для других небольших котлов различных типов, включая дымотрубные котлы, если применяется крупнокусковой сланец или другие виды топлива.

Величина поправочного коэффициента при сжигании горючего сланца может быть еще выше, если применяется слишком громоздкая конструкция топки, как у жаротрубного котла, данные о которых приведены в табл.2. Но такой случай можно рассматривать как исключение.

Из данных табл.2 следует, что по формуле (19) можно приблизительно вычислить и общее количество аккумулированного тепла обмуровки котла, если вместо коэффициента κ принять коэффициент c , величина которого также приведена в табл.2.

У котлов типа ДКВ коэффициент $c = 1,1-1,2$, если сжигается жидкое топливо, и $c = 2,6-2,7$ при сжигании горючего сланца. У жаротрубного котла при сжигании горючего сланца коэффициент $c = 5$.

Применение коэффициента c позволяет быстро определить общее количество аккумулированного тепла обмуровки котла, а также потери этого тепла в процессе остывания котла.

4. Темп охлаждения обмуровки топки

Для определения тепловых потерь за счет аккумулированного тепла по формуле (21) необходимы еще сведения о темпе остывания.

По теореме Кондратьева темп остывания выражается следующей формулой [18,19]:

$$m = \alpha \psi \frac{S}{C}^{1/4}, \quad (22)$$

где α - коэффициент теплоотдачи;

ψ - критерий неравномерности температурного поля тепла;

S - наружная поверхность тела;

C - теплоемкость тела или системы.

Цифровое определение величины m затруднено, так как критерий ψ , зависящий от формы тела и являющийся функцией α , определяется довольно сложно.

Но по формуле (21) можно судить, что эта величина обратно

пропорциональна теплоемкости тела C .

О цифровых значениях темпа охлаждения можно получить представление по данным табл.3 [15,16].

Т а б л и ц а 3

Теплотехнические показатели некоторых котлов по Ф.М.Янкевичу

Показатели	Двухжаротрубный котел	Горизонтально-водотрубный котел Бабкок-Вилькокс	Вертикально-водотрубный котел ДКВ
Паропроизводительность, кг/ч	2500	4000	4000
Количество аккумулированного тепла, ккал	23000	15000	3800
Темп охлаждения, m_n 1/ч	0,014	0,021	0,0675

В первом приближении можно полагать, что критерий неравномерности температурного поля тепла Ψ в формуле (22) одинаков для всех котлов с одинаковым количеством аккумулированного тепла обмуровки. То же можно полагать и о величине коэффициента теплоотдачи.

При таких условиях темп охлаждения можно рассматривать в зависимости только от количества аккумулированного тепла. Эта зависимость, по данным Ф.М.Янкевича (см.табл.3), приведена на рис.7.

Для небольших котлов темп охлаждения можно определить по времени остывания. Если время остывания составляет, например, 40 часов, то темп охлаждения будет примерно следующим:

$$m_n = \frac{4-5}{40} = 0,1-0,125.$$

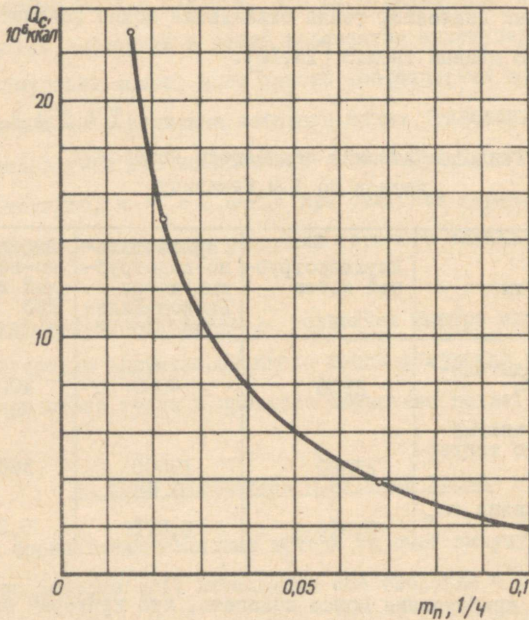


Рис.7. Темп охлаждения котельного агрегата в зависимости от количества аккумулярованного тепла.

Для примера определим приблизительно тепловые потери аккумулярованного тепла обмуровки котлов ДКВ-4-13 и ДКВ-2,5-13, работающих на сланцевом масле и на сланце, а также для топки котла ВГД. Время остывания - 8 или 16 часов, а время работы соответственно 16 или 8 часов. Темп охлаждения определен в соответствии с количеством аккумулярованного тепла. Исходные данные и результаты расчетов приведены в табл.4.

Таблица 4

Потери аккумулированного тепла обмуровки за время остывания

Показатели	ДКВ-4-ІЗ		ДКВ-2,5-ІЗ		ВГД 40/8
	На сланцевом масле	На сланце	На сланцевом масле	На сланце	На сланцевом масле
<u>По расчетам</u>					
Количество аккумулированного тепла обмуровки, 10^6 ккал	4,3	10,2	3,4	8,2	1,9
Темп охлаждения, $1/ч$	0,064	0,031	0,075	0,038	0,100
Расход топлива в течение 16 часов, 10^6 ккал	58,6	63,0	36,6	39,4	17,6
Потери аккумулированного тепла в течение 8-часового остывания, 10^6 ккал	1,7	2,2	1,5	2,1	1,0
То же, %	2,8	3,4	3,9	5,1	5,4
Расход топлива в течение 8 часов, 10^6 ккал	29,3	31,5	18,3	19,7	8,8
Потери аккумулированного тепла в течение 16-часового остывания, 10^6 ккал	2,8	4,0	2,4	3,7	1,5
То же, %	8,7	11,3	11,6	15,8	14,6
<u>По приближенной формуле</u>					
Коэффициент C к формуле (19)	1,15	2,65	1,15	2,65	1,0
Количество аккумулированного тепла обмуровки, 10^6 ккал	4,4	10,0	3,5	8,0	2,0
Темп охлаждения, $1/ч$	0,063	0,032	0,072	0,039	0,097
Потери аккумулированного тепла в течение 8-часового остывания, 10^6 ккал	1,7	2,2	1,5	2,1	1,1
То же, %	2,8	3,4	3,9	5,1	5,9
Потери аккумулированного тепла в течение 16-часового остывания, 10^6 ккал	3,1	4,0	2,4	3,9	1,6
То же, %	9,6	11,3	11,6	16,5	15,4

При определении потери аккумулированного тепла в процентах от количества израсходованного топлива (в ккал) принята сумма, которая состоит из расхода топлива при непрерывной работе котла номинальной паропроизводительности и потери аккумулированного тепла в течение остывания. При этом допускается некоторая погрешность, так как не учитывается к.п.д. при выработке аккумулированного тепла. В связи с тем, что расчеты носят приближенный характер, этой ошибкой можно пренебречь.

По данным табл.4 можно сделать следующие выводы. Если время остывания 8 часов, то потери аккумулированного тепла обмуровки составляют 3-6% у котлов паропроизводительностью I-4 т/ч; если время остывания 16 часов, то эти же потери составляют 9-15%.

У котлов типа ДКВ эти потери примерно в 1,2-1,4 раза выше при сжигании горючего сланца, чем при сжигании сланцевого масла. У котла ДКВ-2,5-13 разница в потере аккумулированного тепла при сжигании горючего сланца и сланцевого масла составляет 1,2% от всего расходуемого топлива, если время остывания 8 часов, и 4,2%, если время остывания 16 часов.

Эти показатели свидетельствуют о том, что высококачественным топливом следует в первую очередь снабжать небольшие котлы с прерывистой работой.

Выводы

I. При прерывистой работе котельной установки на потери аккумулированного тепла оказывает влияние вид топлива. Потери аккумулированного тепла выше в том случае, если сжигается

топливо, требующее топки с большим объемом обмуровки. Вид топлива имеет большее значение для котлов с меньшей паропроизводительностью.

2. Приблизительно определить потери аккумулированного тепла можно по методике, изложенной в этой статье.

ЛИТЕРАТУРА

1. E. Praetorius. Einfluss des Anzeizens und Einlaufes auf die Wärmewirtschaft. Arch. f. Wärmewirtschaft 6, Nr. 2, 5, 1925.
2. E. Praetorius. Strahlungs- und Leitungsverluste an Wasserrohrkesseln im Beharrungszustande, während des Einlaufens und in den Betriebspausen. Arch. für Wärmewirtschaft 6, Nr. 11, 7, 1925, Nr. 1, 3, 1926.
3. E. Praetorius. Wärmewirtschaft im Kesselhaus. Verlag von Theodor Steinkopff. Dresden und Leipzig, 1930.
4. Ebel. Anneizversuche an Dampfkesselfeuerungen. Arch. f. Wärmewirtschaft 7, Nr. 8, 1926.
5. С.И.Петренко. Основы расчета теплообмена стенок аппаратов при переменном режиме. Научн.зап. Львовского политехн. ин-та, вып. XII, серия механическая, № I, 1949.
6. С.И.Петренко. Уравнение переменного режима паровых котлов. Там же.
7. С.И.Петренко. Аккумулирующая способность парового котла. Там же, вып. XXVI, серия механическая, № 6, 1955.
8. С.И.Петренко. Режим запуска паровых котлов. Там же.
9. Я.Т.Стасикив, Г.Н.Платицын, С.И.Петренко. Исследование режима останова малометражных котлов. Там же.
10. С.И.Петренко. К основам динамики котла. Там же.

11. С.И.Петренко. Скорость изменения режима работы котла. Там же, вып. XXXII, серия теплоэнергетическая, № I, 1955.
12. С.И.Петренко. Скорость изменения тепла аккумуляции паровых котлов. Там же, вып. XXXIX, серия теплоэнергетическая, № 2, 1957.
13. Я.Т.Стастикив. Изменения температуры в шамотной насадке топки при переменном режиме неэкранированного котла. Там же.
14. С.И.Петренко, Я.Т.Стастикив. Аккумулирующая способность обмуровки топки. Там же.
15. Ф.Янкевич. Метод определения теплотерь паровых котлов с обмуровкой во время перерыва в работе. Изв. АН Латвийской ССР, № 4 (II7), 1957.
16. Ф.М.Янкевич. Борьба с тепловыми потерями котлов с обмуровкой, работающих с перерывами. Тр. Латвийской с.-х. акад., вып. VII, 1958.
17. Г.М.Кондратьев. Регулярный тепловой режим. М., Гостехиздат, 1954.
18. Г.М.Кондратьев. Тепловые измерения. М.-Л., Машгиз, 1957.
19. И.Н.Бронштейн и К.А.Семендяев. Справочник по математике. М., Гостехиздат, 1954.
20. Тепловой расчет котельных агрегатов (нормативный метод). М., Энергосиздат, 1957.

VAHEAEGADEGA TÖÖTAMISE MÕJU VÄIKEKATELDE KASUTEGURILE

B. Landra

Resüme

Käesolevas artiklis vaadeldakse väikekatelde kasuteguri vähenemist vaheaegadega töötamisel erinevate kütuste kasutamisel. Vaheaegadega töötamise mõju väikekatelde kasutegurile on

katseliselt uuritud juba enne 1930. aastat [1 - 4]. Katseandmete üldistamiseks on vajalik nende matemaatiline töötlemine, millega on tegeldud muuseas Lvovi Polütehnilises Instituudis [5 - 14]. Katelde jahtumise kohta on lihtsustatud valemi (1) andnud E.M. Jankevits [15, 16]. Vaheaegadega töötamisel, kui katel ei jõua püsiva temperatuurirežiimini, on lisasoojuskaod jahtumisest seisujal üldjuhul arvutatavad valemiga (9), mis on saadud matemaatilise analüüsi tulemusel.

Katseandmete analüüs aga näitab, et tegelikult jõuab väikekatel ka vaheaegadega töötamise puhul soojeneda statsionaarse temperatuurirežiimini, mistõttu lisasoojuskaod jahtumisest on arvutatavad lihtsustatud valemiga (10). Soojuskadude arvutamiseks valemi (9) või (10) järgi on vaja teada katlas, eriti katla müürituses akumuleerunud soojuse hulka, mille kohta on andmeid toodud tabelis 2. Ligikaudselt on see soojushulk määratav valemiga (19).

Müüritise jahtumiskiruse kohta võib kasutada joon. 7 toodud andmeid.

Protsentuaalselt saab väikekatelde müüritise jahtumiskadusid määrata ligikaudse valemiga (22), mis võtab arvesse kütuse liigi mõju kolde soojusliku erikeermuse kaudu.

ЧИСЛЕННОСТЬ ОБСЛУЖИВАЮЩЕГО ПЕРСОНАЛА МЕЛКИХ КОТЕЛЬНЫХ
(по статистическим данным)

Э.К.Ландра

При определении технико-экономических показателей котельных необходимо учитывать эксплуатационные расходы, связанные с оплатой персонала, обслуживающего котельную. Величина этих расходов прямо пропорциональна численности обслуживающего персонала котельных.

При рассмотрении показателей по котельным обычно принимается так называемый штатный коэффициент - количество работников, приходящихся на единицу производственной мощности установки. В литературе приводятся обобщенные данные для котельных различной мощности при использовании в них разного оборудования и топлива [1,2]. Но эти данные не могут быть применимы для очень мелких котельных, где численность персонала не зависит от мощности котельной, от оборудования или от вида топлива, а является минимальной - один кочегар. Следует определить условия, при которых один кочегар может обслуживать котел или котельную.

Ниже рассматривается численность обслуживающего персонала котельных по фактическим данным мелких промышленных котельных Таллина, а также некоторых котельных за его пределами, работающих на горячем сланце.

Основным фактором, определяющим численность персонала, является часовой или годовой расход топлива. Поскольку часовой расход топлива при номинальной паропроизводительности котла

пропорционален поверхности нагрева котла, то численность персонала может быть выражена и в зависимости от поверхности нагрева всех котлов, установленных в данной котельной.

Кроме количества израсходованного топлива, на численность персонала оказывает влияние также количество котлов в котельной и количество смен в сутки.

Число рабочих, обслуживающих рассматриваемые котельные, в зависимости от величины поверхности нагрева показано на рис.1 и в зависимости от расхода условного топлива в год — на рис.2. На этих рисунках приведены еще данные о виде топлива и о количестве котлов в котельной. Для анализа эти данные мало пригодны, и поэтому были составлены рис. 3 и 4, на которых показана численность обслуживающего персонала котельных на один котел в одной смене. В дальнейшем эта величина обозначается буквой p . Топлива всех видов на рис. 3 и 4 подразделены на две группы: на жидкие и твердые топлива.

Из рис. 3 выясняется, что если поверхность нагрева котельной не превышает 60 м^2 , то один котел обслуживает в среднем в смену один рабочий. С некоторым приближением такое же правило действительно и для котельной с поверхностью нагрева до 100 м^2 .

В некоторых случаях один рабочий обслуживает два котла, и тогда p составляет 0,5. В ряде случаев показатель p колеблется от 0,5 до 1. Но бывает и так, что p превышает единицу, очень редко 1,5. Следует отметить, что при сжигании горючего сланца p не ниже единицы, а иногда превышает ее. Редко p достигает величины 3, но эти случаи следует рассматривать как исключение, и их не следует учитывать.

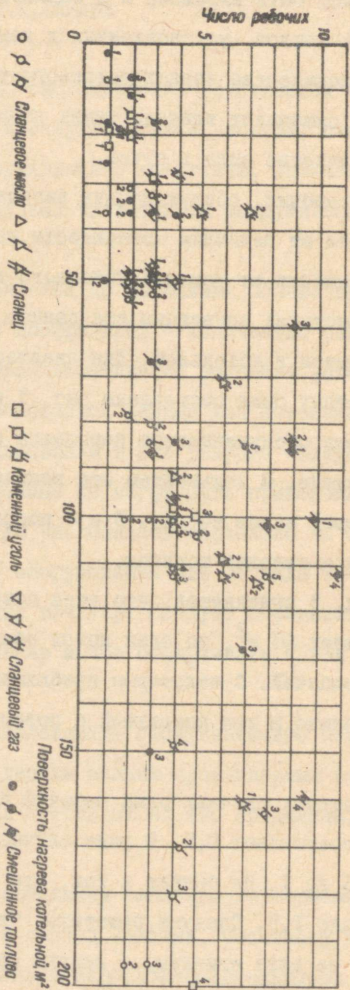


Рис. 1. Численность обслуживающего персонала котельных в зависимости от поверхности нагрева котлов в котельной. Условные обозначения те же, что и на рис. 2.

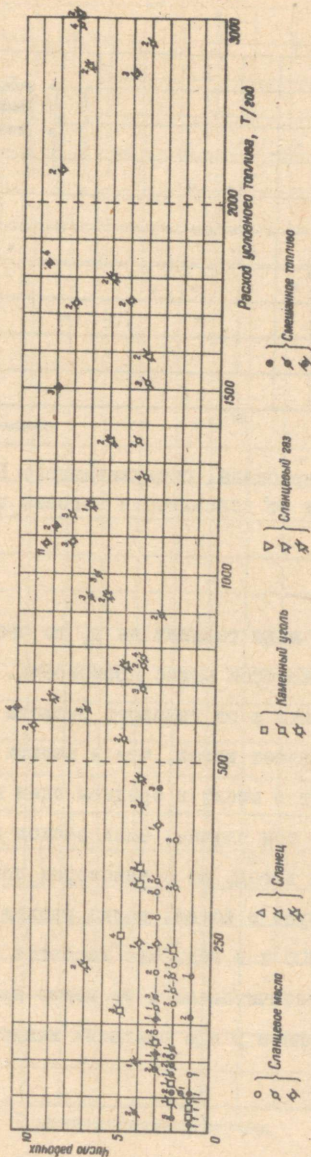


Рис.2. Численность обслуживающего персонала котельных в зависимости от годового расхода топлива. Цифры 1-5 при знаках означают число котлов

Первый из условных знаков, обозначающих соответствующее топливо, показывает, что работа ведется в одну смену, второй - в две и третий - в три смены.

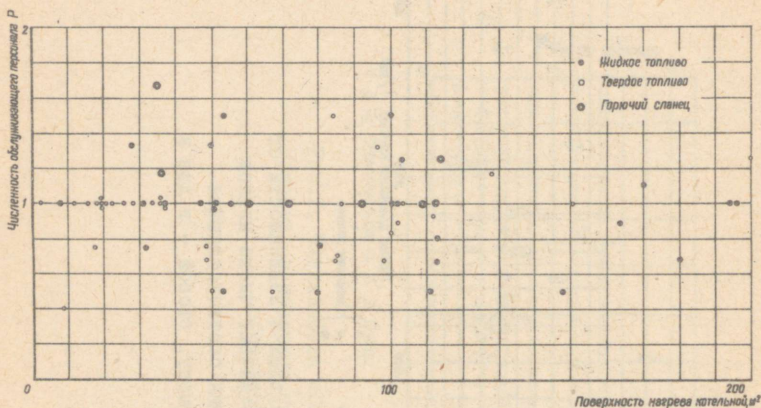


Рис.3. Численность персонала, обслуживающего I котел в смену, в зависимости от поверхности нагрева котлов в котельной.

Что касается влияния вида топлива на r , то это такая незначительная величина, которой можно пренебречь.

Зависимость численности r от годового расхода условного топлива (рис.4) подтверждает вывод, что в мелких котельных один рабочий обслуживает в смену в среднем один котел. Это правило действительно в том случае, если расход не превышает 500 т условного топлива в год, но с некоторым приближением такое же правило действует и тогда, когда расход условного топлива не превышает 2000 т в год. Что касается влияния вида топлива на r , то оно незначительно и им можно пренебречь также и в этом случае. Среднее r при сжигании жидкого топлива

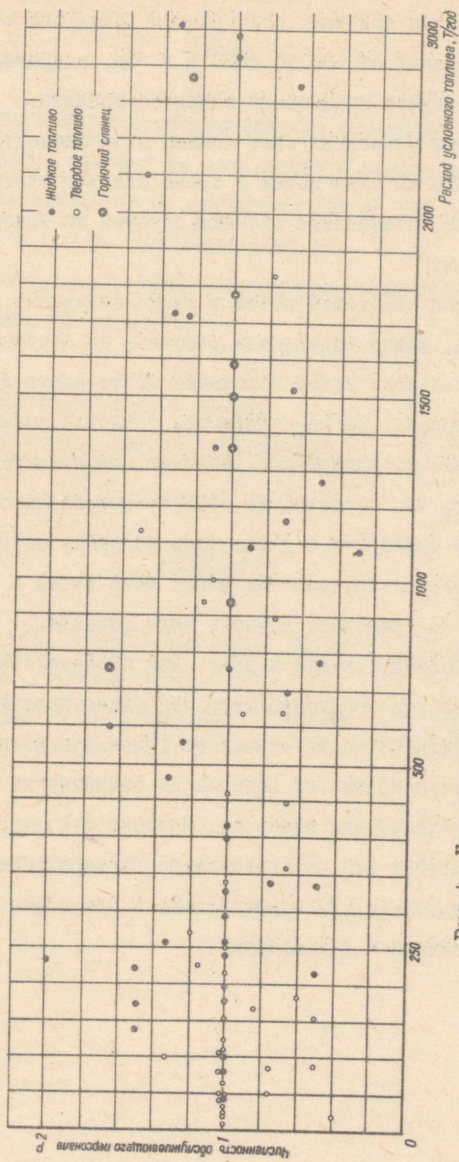


Рис. 4. Численность персонала, обслуживающего I котел в смену, в зависимости от годового расхода топлива.

примерно на 4% ниже единицы, если расход условного топлива находится в пределах от 500 до 2000 т в год, и примерно на 6% выше единицы в случае применения твердого топлива.

При применении указанных выше данных о численности обслуживающего персонала на один котел в смене следует учитывать еще следующие данные, полученные главным образом на основе промышленных котельных.

Для выполнения некоторых работ в этих котельных, особенно вспомогательных, можно привлекать рабочих, не состоящих в списке рабочих котельной. Такое положение имеет место при применении твердых топлив, когда, например, удаление золы может быть осуществлено транспортными рабочими предприятий. По сути дела это значит, что численность обслуживающего персонала увеличивается в сравнении с указанными данными, но расход на зарплату вспомогательных рабочих может быть учтен и как увеличение расходов на транспорт данного вида топлива.

Кроме того, следует иметь в виду, что приведенные выше показатели численности обслуживающего персонала получены на основе анализа статистических данных по существующим промышленным котельным установкам, на которых не применяется автоматика, а степень механизации невысока. Поэтому эти данные без поправок не пригодны для перспективного планирования. Ими можно пользоваться только при существующем в настоящее время уровне автоматизации и механизации.

Выводы

Средней численностью обслуживающего персонала мелких котельных является единица на один котел в смене, если поверхность нагрева котельной не превышает 100 м² или расход условного топлива в год не превышает 2000 т.

Среднюю численность обслуживающего персонала всей котельной можно вычислить по формуле

$$R = \alpha \cdot t,$$

где α - количество смен в сутки;

t - количество котлов в котельной.

ЛИТЕРАТУРА

1. Е.О.Штейнгауз. Вопросы энергоснабжения в планировке городов. М.-Л., Госстройиздат, 1952.
2. Л.А.Мелентьев и Е.О.Штейнгауз. Экономика энергетики СССР. М.-Л., Госэнергоиздат, 1959.

VÄIKEKATLAID TEENINDAVA PERSONALI SUURUS
STATISTILISTE ANDMETE PÕHJAL

E. Landra

Resüme

Teenindava personali üldsuurus sõltuvalt katlamaja katelde küttepinnast on toodud joon. 1; sõltuvust kulutatud tingkütuse kogusest näitab joon. 2. Teenindavate tööliste arvu ühe katla kohta ühes vahetuses olenevalt katlamaja katelde küttepinnast näitab joon. 3; sama olenevust kulutatud tingkütuse kogusest - joon. 4.

Joonistel on esitatud andmed Tallinnas tegelikult töötavate väikekatlamajade ja mõnede väljaspool Tallinnat asuvate põlevkivil töötavate katlamajade kohta.

Kui katlamajas katelde küttepind kokku ei ületa 150 m^2 või kui tingkütuse kulu aastas ei ületa 2000 t, siis teenindab keskmiselt iga katelt üks kütja sõltumata kasutatava kütuse liigist.

ОБ ОПЫТАХ ПРИМЕНЕНИЯ МАГНИТНЫХ ВОДОПОДГОТОВИТЕЛЬНЫХ УСТАНОВОК В ЭСТОНСКОЙ ССР

Р.Г.Валдек, В.В.Пресс, А.Р.Пярлист

Накипь — самый большой враг котельных установок — является не только причиной ненадежности работы котельных агрегатов, но обуславливает и экономические убытки.

При значительном отложении накипи резко повышается температура стенок поверхностей нагрева и снижается прочность металла.

Теплопроводность обычных накипей во много раз ниже теплопроводности металлов, т.е. накипь приблизительно в 40 раз хуже проводит тепло, чем сталь. Гипсовая накипь толщиной 3 мм, имеющая коэффициент теплопроводности $\lambda = 0,5$ ккал/м·ч·°С, вызывает повышение температуры стенок поверхностей нагрева котла до 580°С, а при накипи толщиной 6 мм температура стенки котла достигает 880°С [1]. Предел прочности металла котла при такой высокой температуре уменьшается в 3-4 раза.

На температуру стенок поверхности нагрева влияют плотность и химический состав накипей.

Плотные накипи имеют коэффициент теплопроводности порядка 2-2,5 ккал/м·ч·°С, а менее плотные, т.е. пористые, к которым относятся и силикатные накипи, имеют коэффициент теплопроводности порядка 0,1 ккал/м·ч·°С и меньше.

Пористые накипи особенно опасны, так как даже незначительная их толщина вызывает большие перегревы стенок. Для современных мощных паровых котлов достаточно наличия слоя такой накипи толщиной 0,1-0,2 мм, чтобы температура экранной трубы

достигла 600–700°C и выше [1].

Накипь вызывает также большой перерасход топлива, величина которого тем выше, чем толще слой накипи. Например, для котла, работающего при давлении пара 15 ати, потери тепла при толщине слоя накипи 1,5 мм достигают 6%, при слое накипи 5 мм – 15%, а при толщине 8 мм потери тепла составляют 34% [2].

Ввиду вышеизложенного предварительная обработка питательной воды для паровых котлов или же внутрикотловая обработка, предпринимаемая с целью предотвращения или уменьшения образования накипи в котельных агрегатах, постепенно совершенствуется, и во всех странах мира распространены такие способы, как механическое фильтрование, обработка методами осаждения, обессоливания, дегазация и ионообменное фильтрование воды. Особенно хорошие результаты дает последний способ.

Кроме указанных методов, в последнее время получили широкое распространение безреагентные способы подготовки воды, основанные на магнитной, электромагнитной, электростатической, высокочастотной и ультразвуковой обработке питательной воды.

Особенно привлекают к себе внимание магнитный и электромагнитный способы обработки воды, и не только своей принципиальной простотой, но и удобством в эксплуатации, так как они не требуют квалифицированного обслуживания, и для изготовления соответствующей аппаратуры не требуется больших капитальных затрат.

В случае магнитной водоподготовки растворенные в воде соли кальция, магния и кремневой кислоты, ведущие к образованию накипи, при прохождении перпендикулярно силовым линиям магнитного поля теряют способность кристаллизоваться, т.е. отлагать-

ся в виде твердой накипи на поверхностях нагрева; образующиеся отложения имеют рыхлую структуру и легко отслаиваются. Часть накипеобразователей выделяется преимущественно в виде шлама, легко удаляемого из котлов продувкой. При этом часть кальцита, основного компонента твердых отложений накипи, превращается в арагонит, т.е. в другую кристаллическую модификацию.

При рентгеноструктурном анализе шлама, полученного из испарителя, питаемого водой, обработанной магнитным способом, обнаружены примерно следующие количества составляющих: 80% кальцита, 5-8% арагонита и 12-15% востерита.

Микроскопическое исследование шлама показало, что при необработанной воде размеры частиц шлама колебались в пределах 5-25 мк, а при обработанной воде не превышали 1-5 мк.

По мнению Т.Вермайрена, при магнитной обработке воды под влиянием магнитного поля происходит деформация находящихся в воде ионов солей с нарушением их зарядов, что ведет, в свою очередь, к нарушению электростатического притяжения между ионами, вследствие чего изменяются условия кристаллизации.

При прохождении воды через рабочий зазор происходит переориентация внутренних магнитных моментов молекул, так наз. спинов, во внешнем магнитном поле. При этом разрываются старые молекулярные связи и создаются заряженные ионные группировки, являющиеся новыми центрами кристаллизации. Внешнее магнитное поле играет при этом роль поляризующего фактора, способствующего образованию новых молекулярных связей [3].

Кроме указанных, имеются и другие гипотезы, пытающиеся объяснить механизм и существо влияния магнитного поля на содесодержащие воды.

Интересно отметить, что прошедшая магнитную обработку вода не только не дает твердых отложений, но, по данным некоторых авторов, иногда и разрушает образовавшуюся ранее накипь.

Как утверждает Т.Вермайрен [4], магнитное поле влияет не только на вещества, растворенные в воде, но и на находящиеся в ней в виде кристаллов, предотвращает процессы коррозии, увеличивает рН воды и переводит гидроокись железа в черный, порошкообразный магнетит. Он также утверждает, что с повышением температуры обрабатываемой жидкости магнитная индукция аппарата снижается на 0,15% от своего начального значения на каждый градус свыше 20°C и полностью прекращается при 450°C.

З.Ф.Выдрин [5] установил, что вода может быть обработана магнитным полем при любой температуре, и чем выше температура, тем легче вода обрабатывается, т.е. эффект достигается при меньшей интенсивности магнитного поля.

Благодаря большому интересу, проявляемому в СССР к магнитной обработке питательных вод, многие предприятия и рационализаторы начали самостоятельно конструировать и испытывать как магнитные, так и электромагнитные установки для вышеуказанных целей [6-8 и др.]. Более детальные исследования и опыты были проведены во Всесоюзном теплотехническом институте, где были выработаны аппараты для обработки воды - ВТИ-1 и др. [9]. Хорошие результаты были получены при обработке воды для уменьшения интенсивности накипеобразования в конденсаторах турбин [10] и для бойлеров.

Результаты применения магнитной обработки воды для паровых котлов не всегда оказывались положительными, и опубликованные в СССР рекомендации указывают [7,9], что обработка воды маг-

нитным полем может применяться для предупреждения накипеобразования в котлах низкого давления типа локомотивных, Шухова, Шухова-Берлина, использующих воду с общим содержанием порядка 250-300 мг/л и общей жесткостью до 4,5 мг-экв/л. Скорость прохождения жидкости через аппараты с напряженностью поля в рабочих зазорах не ниже 1000 э не должна превышать 1 м/сек. Количественная продувка должна составлять 4,5-5% и должна быть увеличена в два раза, если магнитная обработка вводится на котле, загрязненной ранее образовавшейся накипью.

В Эстонской ССР работает в настоящее время относительно большое количество установок для магнитной обработки питательной воды, выпускаемых серийно Промышленной конторой ЭРСПО.

В указанных установках при скорости течения питательной воды 1 м/сек производительность воды составляет примерно $5\text{м}^3/\text{ч}$.

Магнитные элементы установки находятся в латунной трубке, которая вложена коаксиально в трубку из мягкой стали, причем между латунной трубкой и стальной оболочкой образуется так наз. рабочий зазор, где магнитная индукция, по данным изготовителя, 1000 гс.

Поскольку в практике имелись претензии в отношении результатов обработки воды, в Институте энергетики АН ЭССР были проведены контрольные измерения магнитной индукции в рабочем зазоре аппарата данного типа.

У данной установки (рис. I) расстояние между центрами соседних магнитных элементов 25 мм, рабочий зазор 10 мм.

Магнитная индукция измерялась в двух направлениях: в направлении радиуса от оси магнитного элемента и вдоль оси маг-

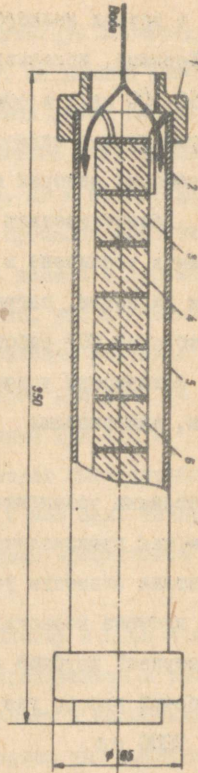


Рис. 1. Магнитный водообрабатывающий прибор с постоянным магнитом. 1 - соединительная муфта; 2 - центральный штифт; 3 - постоянный магнит; 4 - промежуточная шайба; 5 - наружный кожух; 6 - внутренний кожух.

нитного элемента. При измерении в направлении радиуса были выбраны две точки: одна на поверхности латунной оболочки и другая на внутренней поверхности железной трубы или, при отсутствии трубы, на соответствующем расстоянии от оси магнитного элемента. Для проведения измерений были изготовлены и использованы измерительные катушки с намоткой на цилиндрических

картонных сердечниках. Соответственно константе прибора число витков было выбрано 20.

Поскольку измерить магнитную индукцию на практике затруднительно, то измерялось изменение магнитного потока милливберметром при смещении катушек вдоль магнита и по полученным данным рассчитывалась магнитная индукция. За длину смещения катушки была принята 1/6 часть длины одного магнитного элемента, т.е. около 4 мм.

Магнитная индукция была определена из формулы

$$B = \frac{\Phi}{S} = \frac{C_{\Phi} (\alpha - \alpha_0)}{w S},$$

где C_{Φ} — постоянная прибора, мвб/дел;

α_0 — указание милливберметра перед смещением;

α — указание милливберметра после смещения;

w — число витков измерительной катушки;

Φ — магнитный поток, мвб;

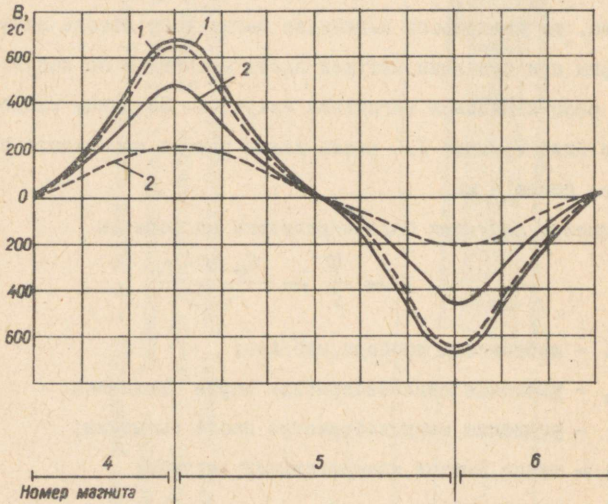
S — площадь цилиндра, образуемая одним витком катушки при смещении ее вдоль магнита.

По данным измерений и подсчета составлены кривые для средней величины магнитной индукции вдоль магнита и вдоль радиуса в рабочем зазоре.

Для сравнения магнитных свойств отдельных магнитных элементов было измерено несколько элементов, средняя величина индукции которых находилась в пределах 90–110 % от индукции основного элемента.

В работе было исследовано также влияние железной трубы на величину магнитной индукции. Из полученных данных вытекает, что железная труба оказывала влияние только при больших рас-

стояниях, на поверхности же латунной оболочки никакого влияния на величину индукции не было заметно, что видно также из кривых рис.2.



Фиг.2. Магнитная индукция магнитного водообрабатывающего прибора в зависимости от расстояния до оси магнита и распределение ее вдоль его оси.

Магнит в трубе: 1 - на поверхности магнита; 2 - на внутренней поверхности трубы.

Труба снята с магнита: 1 - на поверхности магнита; 2 - на расстоянии внутренней поверхности трубы.

Проведенные измерения показали, что максимальная индукция была около 600 гс, а по инструкции она должна быть 1000 гс. Такая разница обусловлена, видимо, низким качеством магнитного материала.

Институтом энергетики АН ЭССР были составлены соответствующие анкеты и разосланы ряду предприятий, на которых имелись эти установки (см. таблицу).

В промышленных котельных малой мощности используются главным образом следующие типы паровых котлов: жаротрубные (типа Ланкашир и Корнуолл), локомобильные и паровозные, вертикальные (типа Шухова, ВГД и др.), горизонтальные с дымогарными трубами (типа Паукш), горизонтально-водотрубные секционные (типа Штейн-мюллер и др.), камерные типа Шухова-Берлина и вертикально-водотрубные котлы (типа ДКВ, КРШ и др.). Из выпускаемых в настоящее время котлов широко распространены компактные, монтируемые на заводе двухбарабанные вертикально-водотрубные котлы с экранированной топкой типа ДКВ.

С образованием шлама необходимо считаться при магнитной обработке питательной воды котлов любого типа. Во избежание накопления шлама в котле, продувку котла необходимо производить в несколько раз чаще, чем при подготовке питательной воды ионообменным фильтрованием.

Ниже рассматриваются возможности использования метода магнитной обработки, исходя из конструктивных особенностей типа котла.

При жаротрубных котлах применение магнитного метода можно считать возможным, так как образующийся шлам может свободно оседать на дне котла, не вызывая нарушения циркуляции воды в котле. Также обеспечен хороший доступ к поверхностям нагрева для контроля и удаления осадка.

Самые интенсивные теплопередача и процесс парообразования наблюдаются в передней части котла, в высокотемпературной области жаровой трубы. Следовательно, там происходит самое ин-

тенсивное выделение солей из котельной воды. Для удаления из котла возникшего осадка надо увеличить число продувок котла в 2-3 раза по сравнению с расчетным числом продувки. Таким путем можно удалить большую часть осадка, так как продувочные патрубки жаротрубных котлов обычно расположены в передней части баббана. Оставшийся шлам удаляется во время останковки котла. Этот слой шлама на дне котла не опасен, так как температура дымовых газов сравнительно низкая.

При вертикальных котлах (ВГД, ММЗ и др.) можно допустить магнитную подготовку питательной воды при условии, если состояние поверхностей нагрева проверяется через каждые 1000 рабочих часов. В вертикальных котлах находятся элементы, например проходящие через жаровую трубу котла водяные трубы, оседание шлама на которых может вызвать нарушение циркуляции и перегрев металла котла.

В случае котлов типа ВК-1, ВК-1М и ВГД необходимо проверять оседание шлама на потолке жаровой трубы между дымогарными трубами. Естественно, что и при вертикальных котлах необходимо увеличить процент и частоту продувки котла.

Для локомобильных и паровозных котлов подготовка питательной воды магнитным способом не рекомендуется, так как доступ к поверхностям нагрева этих котлов затруднен и чистка их неудобна. В стационарных локомотивах для этого приходится вынимать всю систему труб. Кроме того, у них вследствие меньшего объема воды относительное количество возникшего шлама на 1 м³ объема воды больше.

При дымогарных котлах магнитный способ обработки питательной воды также не рекомендуется по тем же причинам. Помимо то-

го, у дымогарных котлов типа "Пауки" дно котла находится в области высокотемпературных дымовых газов.

В связи с тем, что у камерных котлов Шухова-Берлина и у горизонтально-водотрубных секционных котлов доступ к поверхностям нагрева и контроль за ними значительно легче, для них можно использовать магнитный способ обработки воды, но только в том случае, если топка не экранирована и проверка образования накипи осуществляется через каждые 1000 рабочих часов.

Для вертикально-водотрубных котлов типа ДКВ, КРШ и других, имеющих плотный пучок кипяtilьных труб и частично экранированную топку, магнитной обработки питательной воды применять нельзя. Отделившийся в котле шлам может осесть на коленах экранных и кипяtilьных труб, откуда его в ходе эксплуатации нельзя удалить, что может явиться причиной перегрева, прогара и разрыва труб. Предприятия, ранее применявшие магнитный способ для котла типа ДКВ (например, Пярнуский машинный завод), отказались им пользоваться.

Для котлов типа "Арматура" и чугунных секционных паровых котлов низкого давления (рабочее давление до 0,7 ати) применение магнитного способа допустимо при условии систематического контроля за состоянием поверхностей нагрева.

Кроме вышеуказанного, при любом типе котла необходимо учитывать химический состав питательной воды, ее температуру, режим работы котла, внутрикотловой водный режим и конструкцию магнитного устройства.

Ввиду того что еще не получила развития соответствующая теория, которая позволила бы решить, какой метод целесообразно применять в каждом конкретном случае, в настоящее время сле-

дует пользоваться этим методом осмотрительно. На предприятиях, где имеется оборудование для химической подготовки питательной воды (*Na*-катионирование), нет необходимости внедрять новый метод.

Исходя из особенностей конструкций различных типов котлов, в заключение можно сказать, что магнитный метод подготовки питательной воды можно внедрять при условии систематического контроля через каждые 1000 рабочих часов для котлов следующих типов: 1) жаротрубных, 2) вертикальных, 3) горизонтально-водотрубных секционных и камерных типа Шухов-Берлин в случае, если топки не экранированы, 4) паровых "Арматура", Т-80/9,7-В, "Универсаль" и других котлах низкого давления (до 0,7 ати).

При этом необходимо еще раз подчеркнуть, что использование магнитного способа подготовки питательной воды для перечисленных выше котлов не всегда гарантирует успех внедрения, и окончательные результаты выявляются для каждого котла на месте, в зависимости от эксплуатации условий и состава обрабатываемых вод.

Данные о применении магнитной водоподготовки для паровых котлов на некоторых предприятиях Эстонской ССР

I	2	3	4
<p>Наименование предприятия и адрес</p>	<p>Тип котла и технические показатели</p>	<p>Тип магнитного устройства и время его установки</p>	<p>Оценка работы магнитного устройства</p>
<p>Республиканская психоневрологическая больница, г.Таллин, Пальдиское шоссе, 52</p>	<p>Штейнмюллер Рабочее давление 8 ати; производительность 2 т/ч; поверхность нагрева 130 м²; построен в 1904г. Жаротрубный типа Корнуолл 8 ати; 2 т/ч; 50 м²; 1913 ДКВ-2-8 8 ати; 2 т/ч; 100 м²; 1960</p>	<p>Электромагнитное; I.УШ 1960</p>	<p>Самостоятельной оценки нельзя дать, так как магнитное устройство работает последовательно с Na-катионитовыми фильтрами</p>
<p>Таллинский комбинат парфюмерии и производственных жи-ров, отдел парфюмерии, Кивимурру, 2</p>	<p>Вертикальный котел типа Никандер 3 ати; 0,25 т/ч; 14,7 м²; 1928</p>	<p>Электромагнитное; 20.У1 1960</p>	<p>Отрицательная. В котлах образовалось большое количество шлама и поэтому они прекратили работу</p>

1	2	3	4
<p>Маргаринный завод, г. Таллин, ул. Тел- лискиви, 21</p>	<p>Корнуолл 12 ати; тепл перегрева 320°С; 0,7 т/ч; 45,2 м²; 1935 ДКВ-2-8 8 ати; 280°С; 111 м²; 2 т/ч; 1956</p>	<p>Электроматнитное; 15.УШ 1960</p>	<p>Дополнительно приме- няются на-катини- рование питательной воды</p>
<p>Мыльный завод, г. Таллин, ул. Аубя, 11</p>	<p>Два дымогарных котла типа "Паукш" 6 ати; 1,0 т/ч; 46 м², 1932</p>	<p>Электроматнитное; 15.УШ 1960</p>	<p>Положительная. Накипи не образуется</p>
<p>Завод "Ильмарине", г. Таллин, Бульвар Пякья, 21</p>	<p>Овальный жаротрубно-дымо- гарный котел; 0,5 ати; 1,0 т/ч; 48 м²; 1951 Локомотивный котел 6 ати; 225°С; 1,9 т/ч; 71,22 м²; 1926</p>	<p>С постоянными магнитами; 25. IX 1960 С постоянными магнитами; в марте 1960 г.</p>	<p>Отрицательная. Никаких положительных результатов не доби- лись и отказались от применения магнитно- го способа</p>

I	2	3	4
Таллинский тарный комбинат Деревообрабатывающий завод, ул. Роху, 8	Локомобиль П-75 12 ати; 320°С; 0,7 т/ч; 21,4 м ² ; 1947	Электромагнитное, I. III 1969	Положительная. Накипи образуется мало, она мягкая и шламообразная
Лехтеский спиртовый завод, Лехтсе	Жаротрубный котел типа Корнуолл 6 ати; 1,5 т/ч; 50 м ² ; 1914 Жаротрубный котел типа Ланкашир 6 ати; 2,1 т/ч; 61 м ² ; 1914	Электромагнитное, в октябре 1960г.	Отрицательная. Общая жесткость питательной воды 7,5 мг.экв/л. Если котел питается холодной водой через инжектор, вода не проходит через магнитное устройство
Управление шоссе-ных дорог, г. Раквере, ул. Крейцвальда, 3	Дымогарный котел КПВ-35 0,7 ати; 35 м ² ; 1959 14-В 0,7 ати; 30 м ² ; 1948	Электромагнитное, 10.X 1960	Оценка не дана. Осмотр котлов КПВ-35 и 14-В до отправления анкеты не состоялся

Продолжение табл. I

1	2	3	4
<p>Асфальтобетонный завод, Раверский р-н, Пыхимья</p>	<p>Локомотив СТ-125 15 атм; 320°С; 1,0 т/ч; 32 м²; 1953</p>	<p>Электромагнитное, в августе 1960г.</p>	<p>У локомотива СТ-125 при- меняется одновременно и химический способ под- готовки питательной воды</p>
<p>Парнуский леском-бинат, Рижское шоссе, 2-а</p>	<p>Колонированный котел 7 атм; 1,9 т/ч; 124 м²; 1899 Локомотив Трамва-У1 12 атм; 320°С; 1,7 т/ч; 70 м²; 1955</p>	<p>Электромагнитное, 25.IX 1960 Электромагнитное, 20.IV 1960</p>	<p>Положительная. После шестинедельного ра- бочего периода новой на- кипи не образовывалось, став- рав накипь часично отпа- дала от поверхности нагре- ва и легко удалялась</p>
<p>Тойласский рыбоком-бинат, Тойласский цех</p>	<p>ММЗ 8 атм; 1,0 т/ч; 28,5 м²; 1958</p>	<p>Электромагнитное, в июле 1960 г.</p>	<p>Положительная После шестимесячного ра- бочего периода на стенках труб образовывалась твердая накипь толщиной 2 мм</p>

I	2	3	4
Гор. Раковере, ул. Нийтусе, 20	Два котла типа ММЗ 8 ати; 0,7 т/ч; 22 м ² ; 1957	Электромагнитное, в маш 1960 г.	
Пыльтсамааский про- мышленный комби- нат ЭРСЛО, Таллинское шос- се, I	Пауж 8 ати; 0,87 т/ч; 35,56 м ² ; 1931	Электромагнитное, в феврале 1960 г.	Отрицательная. Предотвращает образование накипи, но способствует оседанию шлама, не уда- ляемого продувкой котла
Промконтора ЭРСЛО, г. Таллин, ул. Туук- ри, 27	Вертикальный котел 8 ати; 0,2 т/ч; II м ² ; 1952	С постоянными маг- нитами, в октяб- ре 1960 г.	Оценка не дана, так как осмотр котла не состоял- ся
Гор. Таллин, Нарв- ское шоссе, 27	Котел типа "Арматура" 0,7 ати; 25 м ² ; 1955	С постоянными маг- нитами, в октяб- ре 1960 г.	Положительная, Накипь образуется в виде шлама
Вийке-Маарьяский прокомбинат (теперь Саллас- кая кожаная фабрика)	Локомобиль СТ-125 15 ати; 320°С; II т/ч; 62,75 м ² ; 1956	С перманентными магнитами, в июле 1960 г.	Отрицательная. На жировой и дымогарных трубах образовалась пос- ле двухмесячного рабоче- го периода легко удаляе- мая накипь. Шлама обра-

Продолжение табл. I

1	2	3	4
<p>Вурьский хлебозавод, ул. Ленина, 54</p>	<p>М^ч 100°С; 0,05 т/ч; 2,56 м²; 1955</p>	<p>Электромагнитное, в июле 1960 г.</p>	<p>Положительная. Накипь оседает на дно котла в виде шлама и легко удаляется</p>
<p>Тартуский районный прокомбинат "ТООТЪА", ул. Виезе</p>	<p>Локомотив П-75 12 аги; 21,4 м²; 0,8 т/ч; 1953</p>	<p>Электромагнитное, в мае 1960 г.</p>	<p>Отрицательная. Валетного успеха не доби- лись.</p>
<p>Райласский районный прокомбинат, Райла, Алу тээ, 3</p>	<p>ИМЗ 8 аги 8 аги 22 м² 15,3 м² 170°С 170°С 0,7 т/ч 0,4 т/ч 1957 1957</p>	<p>Электромагнитное, 19.IX 1960</p>	<p>Оценка не дана, так как до отправления анкеты оскодр котла не состоялся</p>

1	2	3	4
Пярнуский районный промкомбинат, г. Пярну, ул. Силла, 2	Локомобиль П-75 12 ати; 250-300°С; 1953	Электромагнитное, в мае 1960 г.	Положительная. Старая накипь частично отпадала и новой не образовалось
Пярнуский комбинат молочных изделий, г. Пярну, ул. Силла, 46	Корнуолл 4,0 ати; 0,66 т/ч; 32,5 м ² ; 1908	Электромагнитное, 2. II 1960.	Положительная. Слой накипи не нарастал после пятимесячного рабочего периода, во время которого применялся магнитный способ
Пярнуский машзавод, г. Пярну, ул. Тээстусе, 17	Вертикальный котел БКТ 8,0 ати; 0,7 т/ч; 28 м ² ; 1959 ДКВ-2-8 8,0 ати; 2 т/ч; 124 м ² ; 1955	Электромагнитное, в ноябре 1959 г. Электромагнитное, в ноябре 1959 г.	Положительная Отрицательная
Таллинский радиотехнический завод им. Х. Пээгелмана, Пярнуское шоссе, 142	Паукш 8 ати; 2,5 т/ч; 113 м ² ; 1912 КРШ-4-13 9 ати; 300°С; 4 т/ч; 170 м ² ; 1952	С постоянными магнитами	Положительная. Образующийся шлам у котла "Паукш" удаляется продувкой. Для котла КРШ оценка не дана, так как котел ранее был только с кратковременным рабочим периодом

ЛИТЕРАТУРА

1. С.М.Гурвич. Водоподготовка. М., Госэнергоиздат, 1961.
2. О предупреждении образования накипи в котлах низкого давления. Госгортехнадзор УССР, информационное письмо № 3/К 30 июля 1960 г. Киев, 1960.
3. В.Я.Мягков, Ю.В.Мягков. 25 ответов на вопросы по магнитной обработке воды. Машиностроение и энергетика Казахстана, № 6 (10) 1960.
4. T. Vermeiren, Magnetic treatment of liquids for scale and corrosion prevention. Corrosion Technic. July, No. 5, 1958, p 215 - 219.
5. З.Ф.Выдрин. Магнитная очистка воды. Энергетик, № I, 1960.
6. П.Галенко, М.Битный. Установка для электромагнитной обработки воды. Промышленно-экономическая газета, № 40, 5 апреля 1953 г.
7. Г.П.Иванюк. Опыт докотловой обработки воды электромагнитным полем. Промышленная энергетика, № 9, 1960.
8. J. Raidma. Katla toitevee magnetilisest eeltõõtlemisest. Tehnika ja tootmine, nr. 1, 1961, lk. 19 - 21.
9. Н.П.Лапотышкина. О предупреждении накипеобразования в котлах низкого давления. Энергетик, № 7, 1960.
10. Н.П.Лапотышкина. Уменьшение интенсивности накипеобразования в конденсаторах турбин методом магнитной обработки охлаждающей воды. Теплоэнергетика, № II, 1959, стр.45-47.
- II. М.С.Шкроб, И.Ф.Шапкин. Научно-техническое совещание по безреагентным методам обработки воды. Теплоэнергетика, № I, 1960, стр.94-96.

MAGNETILISTE VEETÖÖTLEMISSEADMETE RAKENDAMISE
KOGEMUSTEST EESTI NSV-s

R. Valdek, V. Press, A. Pärlist

Resüme

Artiklis käsitletakse mõningaid andmeid kodu- ja välismaistest uurimistödest ja praktilistest tähelepanekutest magnetilise veetöötlemise alal ning esitatakse ETKVL-i Tööstuskontori poolt toodetava püsivmagnetitega veetöötlemisseadme magnetvälja tugevuse kontrollimise tulemused.

Analüüsitakse katelseadmete toitevete magnetilise ettevalmistamise rakendamise võimalusi aurukatelde eri tüüpide jaoks, lähtudes nende konstruktiivsetest iseärasustest ja näidatakse ära katlatüübid, milledega osutub võimalikuks nimetatud seadmete kasutamine.

О РАБОТЕ КОТЕЛЬНЫХ ЦЕНТРАЛЬНОГО ОТОПЛЕНИЯ В ТАЛЛИНЕ

В.В.Пресс

В отопительном хозяйстве г.Таллина существенную роль играют котельные установки. В настоящее время только в системе жилищного управления горисполкома работают около 400 индивидуальных и групповых котельных для отопления жилых домов. Чтобы выяснить основные недостатки, имеющиеся в работе котельных центрального отопления, и найти пути снижения стоимости отопления, Институт энергетики АН ЭССР провел теплотехнические измерения в 21 котельной в течение отопительных периодов 1960/1961 и 1961/1962 гг. Работа выполнена в рамках комплексной научно-исследовательской работы "Затраты на отопление жилых домов и оптимальная теплоустойчивость", которая, учитывая большое народнохозяйственное значение данного вопроса и предложения Госстроя ЭССР, была включена в план научно-исследовательских работ институтов Экономики, Строительства и Строительных Материалов и Энергетики Академии наук ЭССР на 1961-1962 гг.

Установки выбраны таким образом, чтобы были представлены как индивидуальные, так и групповые котельные, работающие на разных видах топлива и оборудованные различными типами котлов. В качестве топлив использовались донецкий каменный уголь (главным образом длиннопламенный и газовый), сланцевое топочное масло и сланцевый газ. Измерения проводились у котлов типа "Арматура" Т-80/0,7-В и чугунных секционных котлов.

Результаты теплотехнических измерений и расчетов, произведенных на 13 объектах в отопительном периоде 1960/61 г.,

приведены в таблице.

По данным таблицы, теплотворная способность использованных каменных углей находится в пределах 4000–5832 ккал/кг (средняя 5188 ккал/кг). Следовательно, средняя расчетная теплотворная способность 5600 ккал/кг, принятая в основу нормальных расчетов жилищным управлением горисполкома г.Таллина, гораздо выше действительной средней. Причиной низкой теплотворной способности каменных углей является их большая зольность (A^c до 29,2%) и влажность (W^p до 17,5%). Часто котельные снабжаются несортированным по размеру кусков каменным углем (рядовой уголь, у которого влажность и зольность высоки). Это создает большие трудности при сжигании угля в топках котлов центрального отопления. Мелкое топливо проваливается через решетку, и истопники для устранения этого недостатка предварительно смачивают топливо, чтобы слой его спекся в топке и образовал плотную корку шлака. Но в то же время такой слой топлива нельзя достаточно хорошо прошуровать, что особенно необходимо при зольных топливах.

Отрицательные результаты использования низкокачественного топлива наглядно показаны в приведенной таблице. В ряде случаев потеря тепла от механического недожога q_4 достигала 24,1%, вследствие чего к.п.д. котлов падал до 38%. Для улучшения показателей котельных, работающих на твердом топливе, необходимо снабжать их сортированным топливом с малой зольностью и влажностью (например, подходящей маркой является донецкий газовый уголь-концентрат ГК с зольностью A^c 3,5–5,5% и влажностью $W^p = 5\%$). До решения этого вопроса целесообразно организовать централизованный сортировочный

узел для сортировки по размеру кусков каменного угля, отпускаемого котельным.

Но для радикального улучшения теплотехнических показателей котлов центрального отопления недостаточно лишь использовать качественное твердое топливо, а нужно по возможности отказаться от обслуживаемых вручную топков с неподвижной решеткой и перейти на применение жидкого топлива или газа. В результате этого поднимется производственная культура в котельных и уменьшится загрязнение атмосферы.

В Таллине уже ряд котельных центрального отопления переведен с твердого топлива на жидкое. В новых жилых кварталах (Пельгуранд, ул. Маяка и др.) построены групповые котельные на жидком топливе. В качестве топлива используется сланцевое топочное масло с теплотворной способностью ~ 9000 ккал/кг. В топках с жидким топливом возможна точная регулировка процесса горения и получение к.п.д. котла в пределах 85-90%. Необходимыми предварительными условиями при этом являются соответствие форсунок типам котлов и их хорошее техническое состояние, более высокая квалификация истопников и их сознательное отношение к своим обязанностям. В котельных, работающих на жидком топливе, имеются серьезные недостатки, из-за которых к.п.д. котлов не достигает 80%. В настоящее время истопникам трудно выбрать правильный режим горения в топке, так как не установлены необходимые измерительные приборы для проверки работы. Котлы, работающие на жидком топливе, должны обязательно иметь тягомеры для измерения разрежения в топке.

Газовое топливо имеет те же преимущества перед твердым топливом, что и жидкое. В Эстонской ССР производится низко-

калорийный сланцевый газ (теплотворная способность 3000-3200 ккал/м³), который нашел широкое применение на промышленных и коммунальных предприятиях Таллина. На сланцевом газе работают и некоторые отопительные котельные жилых домов. Проведенные на объекте № 5 теплотехнические измерения показали высокий к.п.д. котла - 88,2%, несмотря на низкую тепловую удельную нагрузку котла. Несомненно, использование газового топлива во всех отношениях оправдывает себя, но, к сожалению, в настоящее время его широкому распространению препятствует высокая стоимость сланцевого газа (в расчете на условное топливо).

В Эстонской ССР наиболее распространены комбинированные жаротрубно-дымогарные котлы типов "Арматура" и Т-80/0,7-В, выпускаемые местной промышленностью. Реже применяются чугунные секционные котлы.

Нужно отметить, что во многих случаях техническое состояние отопительных котлов неудовлетворительное. Самым большим недостатком является неплотность котлов. У котлов типа "Арматура" и Т-80/0,7-В дверки передней дымовой коробки неплотные, и часто ширина щелей между дверками и коробкой достигает нескольких десятков миллиметров. В этом отношении имеются большие претензии к изготовителю этих котлов - сланцехимическому комбинату "Кивийли", который выпускает котлы без соблюдения проекта (упомянутые дверки не снабжены надежными запорами и не укреплены угольниками).

Чугунные секционные котлы имеют неплотности преимущественно у потолочных отверстий для чистки, которые не закрыты должным образом, а также у стенок топки и гарнитуры нижних боковых дымоходов.

Существенным недостатком является и невозможность регулирования тяги у многих котлов центрального отопления. Шиберы за котлами отсутствуют или находятся в неисправном состоянии. В результате этого котлы работают с большим избытком воздуха в топке при малых удельных тепловых нагрузках, что приводит к увеличению потери тепла с уходящими газами q_2 .

Наблюдаются случаи, когда своевременно не заменяются погоревшие колосники, в результате чего из-за расширенных щелей в решетке увеличивается потеря от механического недожога q_4 и топливо проваливается через решетку.

У котлов центрального отопления применяются полумеханические форсунки ротационного типа. В отопительном периоде 1960/61 г. отсутствовали подходящие форсунки для котлов типа Т-80/0,7-В с поверхностью нагрева 80 м^2 и вместо них применялись форсунки типа П-3, не позволявшие достигать необходимой тепловой нагрузки. Это видно и из результатов теплотехнических измерений на объекте № 8 (удельная тепловая нагрузка $2960 \text{ ккал/м}^2 \cdot \text{час}$, к.п.д. 65,9%). В отопительном периоде 1961/62 г. был найден выход из положения путем применения новых форсунок завода "Ильмарине" типа Р-1. Решения и внедрения требуют и технические вопросы, связанные с обеспечением необходимой температуры подогрева ($60-70^\circ\text{C}$) для сланцевого топочного масла.

Большинство из приведенных выше недостатков можно устранить силами технического персонала домоуправлений, но последние этому уделяют мало внимания.

Большим вопросом является вопрос о кадрах истопников в отопительных котельных. Большинство истопников имеют низкий

уровень специальных знаний и допускают элементарные нарушения режима топки, например работают с чрезмерно большой тягой в топке (при низкой тепловой нагрузке), не регулируют тягу во время работы, недостаточно хорошо шуруют слой топлива на решетке. Необходимо усилить работу по повышению квалификации истопников центрального отопления и подготовке новых кадров. Предпосылкой для решения вопроса о кадрах является урегулирование заработной платы истопников, которая в настоящее время довольно низка и не соответствует условиям труда в котельных центрального отопления.

Надо серьезно взвесить вопрос о централизации руководства котельными центрального отопления. В этом случае полностью отпали бы задачи домоуправлений по уходу за отопительными котельными и их ремонту, по снабжению топливом, комплектации кадров истопников и т.д.

Для улучшения работы отопительного хозяйства имеется много неиспользованных возможностей, при реализации которых можно добиться заметной экономии в народном хозяйстве путем снижения расходов на отопление жилых домов.

Общая таблица результатов теплохимических испытаний в котельных
Центрального отопления в отопительном периоде 1960/61 г.

Тип котла	Поверхность нагрева котла, м ²	Вид топлива	Теплотворная способность топлива, ккал/кг	Расход топлива, кг/ч	Температура дутья уходящих газов, °С	εс за котлом	Температура дутья во- дух, °С	Потери тепла котла, %				К.п.д., % котла, %	Тепловая пропускная способность котла, ккал/ч	Удельная тепловая нагрузка поверх- ности нагрева котла, ккал/м ² ·ч	
								q ₁	q ₂	q ₃	q ₄				
НБ	24,3	Каменный уголь	5636	34,5	302	2,4	68	27,0	8,0	1,9	5	0,1	58,0	112800	4640
"Арматура"	25	То же	4000	31,5	99	6,0	77	20,4	12,7	6,0	5	0,7	55,2	69600	2780
"Арматура"	18	" "	4286	69,5	170	3,5	62	18,1	11,4	24,1	5	0,4	41,0	122200	6800
Т-80/0,7-В	80	" "	5332	115,5	120	2,75	68	8,3	6,1	21,2	5	0,5	58,9	362000	4530
Т-80/0,7-Б	80	Сланцевый газ	3075	87	103	2,6	55	3,9	2,9	-	5	-	88,2	236000	2960
"Арматура"	35	Каменный уголь	5832	28,5	123	2,9	52	9,2	10,4	16,1	5	0,4	58,9	97800	2790
"Арматура"	35	Сланцевое топочное масло	9000	~ 40	158	2,3	73,5	10,7	6,2	-	5	-	78,1	~ 281000	~ 8020
Т-80/0,7-В	80	То же	9000	~ 40	173	3,5	60	17,5	11,6	-	5	-	65,9	~ 237000	~ 2960
"Арматура"	50	" "	9000	~ 60	132	4,1	84	13,0	13,6	-	5	-	68,4	~ 369000	~ 7390
"Арматура"	18	Каменный уголь	5110	55,5	221	3,9	60	28,8	7,6	20,1	5	0,5	38,0	108000	6000
НБ	22,1	То же	5581	30,5	209	2,7	81	18,5	9,8	4,4	5	0,3	62,0	105600	4780
"Арматура"	35	" "	5388	107,5	252	2,9	83,5	25,9	11,6	10,6	5	0,5	46,4	268000	7670
"Универсал-3"	35	" "	5523	~ 40	56	7,0	57	13,9	16,7	17,4	5	0,6	46,4	~ 102500	~ 2940

KESKKÜTTEKATLDE TÖÖST TALLINNAS

V. Press

Resüme

Artiklis on käsitletud Tallinna küttemajanduse olukorda ja selles esinevaid puudusi. Küsimust on vaadeldud kolmes variandis: kasutatavate kütuste, katelde tehnilise seisukorra ja kütjate kaadri seisukohast.

Kütuseanalüüside põhjal on näidatud, et keskküttekatlama-jades kasutatava kivisöe kvaliteet on halb: tema keskmine kütteväärtus on tunduvalt madalam kui linna elamute valitsuse normatiivsetes arvutustes kasutatav kütteväärtus. On ära näidatud mittekvaliteetse kivisöe põletamise raskused ja esitatud nõue keskküttekatlamaajade varustamiseks ainult kvaliteetse sordikivisöega. Märgitakse ära ka vedel- ja gaaskütuse kasutamise eelised keskküttekatlamaajade kütustena, võrreldes tahke kütusega.

Katlamajade tehnilise seisukorra analüüsimise abil näidati ära peamised konstruktiivsed ja halvast tehnilisest hooldamisest tingitud vead, milles süüdi on katelde tootjad ja katelde hooldajad - majavalitsused. Tehti kindlaks ka katlamajade puudulik varustatus soojustehniliste mõõteriistadega.

Keskküttekütjate kaadri küsimuse vaatlemisel on märgitud kütjate praegust nõrka erialaste teadmiste taset ning sellest tingitud vigu kütmistehnikas. On esitatud nõue kütjate kvalifikatsiooni tunduvaks tõstmiseks ja nende töötasu reguleerimiseks, mis praeguses olukorras on suhteliselt madal ega vasta katlamajades valitsevatele töötingimustele.

Organisatsioonilisel alal on tehtud ettepanek keskkütte-

katlamajade juhtimise tsentraliseerimiseks rajooni elamutevalitsuste juures. Sel juhul langeksid majavalitsuste ülesannetest täielikult ära katlamajade hooldamine, nende remont, kütuse varumine ja kütjate kaadri komplekteerimine, mida praeguses killustatud olukorras teostatakse ebarahuldavalt.

СОДЕРЖАНИЕ

Предисловие	2
<u>Э.П.Тимма</u> . Расчет характеристик турбулентной струи в потоке с помощью аналитического интегрального метода	4
<u>Р.Н.Юэсоо</u> . О теплотехническом анализе режимов сжигания топлива	36
<u>А.А.Мартинс</u> . Характер топочного процесса в топках с жидким шлакоудалением в зависимости от свойств шлаков	58
<u>Л.В.Элькен</u> . О влиянии сепарационного эффекта минеральной части сланца при энергоклинкерном сжигании	71
<u>Р.Г.Валдек</u> , <u>Н.Л.Луцковская</u> , <u>А.А.Корв</u> , <u>Э.Ю.Калласте</u> , <u>А.Л.Теаро</u> . О методе быстрого определения кальция и магния в сланце-кукереците	84
<u>Э.К.Ландра</u> . Влияние прерывистости работы местных котельных установок на их к.п.д.	92
<u>Э.К.Ландра</u> . Численность обслуживающего персонала мелких котельных (по статистическим данным)	121
<u>Р.Г.Валдек</u> , <u>В.В.Пресс</u> , <u>А.Р.Пярлист</u> . Об опытах применения магнитных водоподготовительных установок в Эстонской ССР	130
<u>В.В.Пресс</u> . О работе котельных центрального отопления в Таллине	151

SISUKORD

<u>E. Timma.</u> Integraalne lähendmeetod liikavas keskkonnas leviva turbulentsse jõe probleemi lahendamiseks. Resüme.	35
<u>R. Uuesoo.</u> Kütuste põletamise režiimide soojustehnilisest analüüsist. Resüme.	56
<u>A. Martins.</u> Koldeprotsessi iseloom vedelšlaki eraldamisega kolletes olenevalt šlaki omadustest. Resüme.	70
<u>L. Elken.</u> Mineraalosa separatsiooni mõju põlevkivi põletamisel energoklinkermenetlusel. Resüme.	82
<u>R. Valdek, N. Lutskovskaja, A. Kory, E. Kallaste, A. Tearo.</u> Põlevkivi kaltsiumi- ja magneesiumisisalduse kiirmääramisest. Resüme.	91
<u>E. Landra.</u> Vaheaegadega töötamise mõju väikekatelde kasutegurile. Resüme.	119
<u>E. Landra.</u> Väikekatlaid teenindava personali suurus statistiliste andmete põhjal. Resüme.	129
<u>R. Valdek, V. Press, A. Pärlist.</u> Magnetiliste veetöötlemisseadmete rakendamise kogemustest Eesti NSV-s. Resüme.	150
<u>V. Press.</u> Keskküttekatelde tööst Tallinnas. Resüme.	158

Топливо и котельные установки

На русском и эстонском языках

Редакционно-издательский совет

Академии наук Эстонской ССР

Таллин, ул. Кохту, 8

Ротапринт АН ЭССР

Печатных листов 10,25. Учетно-издательских
листов 3,4. Тираж 500. МВ-01467. Заказ 401.

Цена 45 коп.

Цена 45 коп.

XI A
1A-10920

TÜ RAAMATUKOGU



1 0300 00648285 7