

16. Жовтянский В.А., Петров С.В., Колесник В.В., Орлик В.Н., Лелюх Ю.И., Невзгляд И.О., Гончарук Ю.А., Якимович М.В. Конверсия углеродсодержащего сырья с применением плазменных технологий // Энерготехнологии и ресурсосбережение. -- 2012. -- № 5. -- С. 15–32.

17. Колесник В.В., Орлик В.Н., Олейник С. Ю., Россоха А.В. Термодинамический анализ процессов образования диоксинов // Украинский химический журнал. – 2008. – Т.74. – №12. – С.78–82.

18. Жовтянский В.А., Петров С.В. Паро-плазменная технология переработки органических отходов в альтернативное топливо // Новини енергетики. – 2011. – №6. – С. 9 – 15.

19. Жовтянский В.А. Электрическая дуга – основа теплотехнических применений плазмы. Часть I. Общие свойства электродуговой плазмы и особенности процессов теплопереноса // Пром. теплотехника. – 2007. – Т. 29, № 4. – С. 13–22.

20. Ватолин Н. А., Моисеев Г.К., Трусов Б.Г. Термодинамическое моделирование в высокотемпературных неорганических системах. – М.: Металлургия, 1994. – 353 с.

21. Лавренченко Г.К. Современные технологии получения кислорода из воздуха // Сб. тез. докл. межд. научно-техн. конф. "Энергоэффективность-2010" (Киев, 19–21 октября 2010 г.). – К.: Ин-т газа НАНУ, 2010. – С. 54–55.

УДК 532.529: 517.4

Б.Б.Рохман, докт.техн.наук (Ин-т угольных энерготехнологий НАН Украины, Киев)

Об организации наиболее эффективного режима сжигания смеси отсева АШ и шламов в котлоагрегате с циркулирующим кипящим слоем блока №4 Старобешевской ТЭС.

1. Методика поверочно-конструкторского расчета и анализ численных результатов

Построена полуэмпирическая инженерная методика расчета, которая позволяет в режиме реального пуска определять и корректировать аэродинамические и тепломассообменные параметры топочной камеры, топок и поверхностей нагрева, расположенных в конвективном газоходе котлоагрегата с циркулирующим кипящим слоем блока №4 Старобешевской ТЭС. Разработанная модель может быть использована для организации оптимального режима горения угля, при котором температура на выходе из топки не будет превышать 900°С, что является необходимым условием максимального улавливания окислов серы. При этом обеспечиваются требуемые параметры пара перед турбиной.

Ключевые слова: горение, частица, газ, аэродинамика, температура, концентрация.

Побудовано напівемпіричну інженерну методичку розрахунку, яка дозволяє в режимі реального пуску визначати і коригувати аеродинамічні і тепломасообмінні параметри топкової камери, виносних теплообмінників і поверхонь нагріву, розташованих у конвективному газоході котлоагрегату з циркулюючим киплячим шаром блоку №4 Старобешівської ТЕС. Розроблена модель може бути використана для організації оптимального режиму горіння вугілля, при якому температура на виході з топки не перевищуватиме 900°С, що є необхідною умовою максимального уловлювання окислів сірки. При цьому забезпечуються необхідні параметри пари перед турбіною.

Ключові слова: горіння, частинка, газ, аеродинаміка, температура, концентрація.

Обозначения

a	– степень черноты;	D	– расход пара (воды), кг/ч;
Ar, Re	– критерии Архимеда и Рейнольдса;	d	– диаметр трубы, м;
Pr, Nu	– критерии Прандтля и Нуссельта;	F	– сечение, м ² ;
B	– расход угля (дымовых газов), кг/ч;	f	– поверхность, м ² ;
C	– массовая концентрация углерода;	g	– ускорение свободного падения, м/с ² ;
C_z, C_s	– поправочные коэффициенты;	H	– высота, м;
c	– теплоемкость, кДж/(кг·К);	I	– энтальпия, кДж/кг;

k	– константа скорости реакции, м/с;	δ	– диаметр частицы, м;
$K_{\text{осл}}$	– коэффициент ослабления, 1/(МПа·м);	ϵ	– порозность;
$K_{\text{тепл}}$	– коэффициент теплопередачи, кДж/(с·м ² ·К);	η	– кинематическая вязкость, м ² /с;
L	– кратность циркуляции;	λ	– коэффициент теплопроводности, кДж/(с·м·К);
m	– масса, кг;	μ	– молекулярная масса, (кг/кмоль) или безразмерная концентрация золы в дымовых газах;
P	– давление газа, Н/м ² ;	ρ	– плотность, кг/м ³ ;
Q	– тепловой эффект реакции (кДж/кмоль) или тепловосприятие (кДж/ч);	ψ	– коэффициент тепловой эффективности;
r	– объемная доля;	σ_0	– постоянная Стефана-Больцмана, кДж/(с·м ² ·К ⁴);
S	– эффективная толщина излучающего слоя, м;	τ	– время, с;
s_1, s_2	– поперечный и продольный шаги, м;	φ	– коэффициент сохранения тепла;
t	– температура, °С;	ΔB	– изменение массового расхода, кг/ч;
u	– скорость, м/с;	ΔP	– перепад давления, Н/м ² ;
V	– удельный объем, м ³ /кг;	Δl	– приращение энтальпии, кДж/кг;
z	– аксиальная координата, м;	Δt	– температурный напор, °С;
α	– коэффициент теплообмена, кДж/(с·м ² ·К);	Δz	– интервал по оси z, м;
β	– истинная объемная концентрация частиц;	Δ	– толщина, м;
γ	– постоянная спада экспоненты, 1/м;	ϵ	– коэффициент загрязнения, с·м ² ·К/кДж.

Индексы:

air – воздух;
 ash – зола;
 b – кипящий слой;
 C – углерод;
 c – ядро потока;
 CO₂, H₂O, O₂, SO₂, N₂, RO₂ – двуокись углерода, водяной пар, кислород, двуокись серы, азот и суммарная объемная доля трехатомных газов;
 C + O₂ – гетерогенная реакция горения углерода;
 cond – кондуктивный теплообмен;
 conv – конвективный теплообмен;
 d – кольцевая зона;
 e – выход;
 ek – эквивалентный параметр;
 eff – эффективный параметр;
 fb – надслоевое пространство;
 g – газ;
 j = 1, 2;
 i = 1, 2;
 m – средний;
 p – частица;
 is – испарение;
 rad – лучистый теплообмен;
 slag – сливная зола;
 steam – пар;
 toks – выносной теплообменник (токс);

tr – труба;
 tepl – теплопередача;
 vol – объем;
 wat – вода;
 б – баланс;
 з – загрязнение;
 кпп – конвективная поверхность;
 кш – конвективная шахта;
 лпп – промежуточный пароперегреватель;
 рец – рециркулирующая масса;
 реш – решетка;
 ст – стояк;
 топ – топка;
 хр – химическая реакция;
 угл – уголь;
 экр – экраны;
 эк – экономайзер;
 < > – осреднение по высоте НП;
 0 – начальные условия;
 I, II, III – номера вариантов или расходы первичного, вторичного и третичного воздуха;
 1-4 – номера ступеней пароперегревателя;
 Σ – сумма;
 * – лучистый коэффициент теплоотдачи от запыленного потока к стенке с учетом излучения объема, расположенного перед поверхностью.

Первый в Украине и странах СНГ энергоблок 210 МВт с котлом циркулирующего кипящего слоя (ЦКС), спроектированный для работы на антрацитовом штыбе (АШ) и шламе, прошел гарантийные испытания в феврале-марте 2011 г. Он является одним из самых экономичных и самым экологически чистым в Украине [1]. До второй половины

2012 г. в качестве топлива использовался в основном отсев АШ с зольностью 35-38% с добавкой 20-40% шлама. Последующие попытки длительной работы с повышением доли шлама до проектного уровня 85% вызывали смещение зоны основного горения в верхнюю часть топки, повышение температуры на выходе циклонов до 960°С и бо-

как следствие – снижение эффективности связывания серы. Возникла задача оптимизации топочного процесса с обеспечением условий эффективного связывания серы применительно к топливу с высокой долей шлама, т.е. со средним размером частиц существенно меньше 1 мм.

Цель работы – организовать режим горения твердого топлива в котлоагрегате с ЦКС Старобешевской ТЭС, при котором температура газодисперсного потока на выходе из топки не превышала бы 900°C , а параметры пара перед цилиндрами высокого (ЦВД) и среднего (ЦСД) давления соответствовали бы паспортным значениям.

На рис. 1 приведена схема котлоагрегата с ЦКС блока №4 Старобешевской ТЭС паропроизводительностью 670 т/ч и давлением 140 атм, предназначенного для сжигания смеси отсева АШ и шлама. Нижняя часть топочной камеры выполнена в виде двух симметричных воронок, в которых располагается кипящий слой (КС) 5. Панели боковых, заднего и фронтального экранов топки изготавливаются цельносварными, газоплотными из плавниковых труб. Настенные экраны, ограждающие воронки обмурованы. Толщина торкрета 50 мм. Над КС располагается надслоевое пространство (НП), которое условно можно разделить на две области: в центральной части НП (ядро потока) 21 реализуется восходящее движение газозвеси, а в периферийной кольцевой зоне 22 формируется нисходящий плотный поток частиц за счет турбулентного и псевдотурбулентного (межчастичного взаимодействия) механизмов переноса частиц из ядра. На выходе из топки газозвесь разделяется на четыре потока, каждый из которых направляется в свой горячий циклон (поз. 1-4), где происходит отделение газа от частиц. Рециркулирующая масса, поступающая в четыре опускных стояка, разделяется в каждом из них на два потока. Первый вводится в нижнюю часть топки 28, второй – в восемь секций выносных теплообменников псевдооживленного слоя (поз. 7-14, токсы №1-4), где происходит охлаждение дисперсной фазы из-за теплообмена с испарительными (поз. 8, 10, 12, 14) и перегревательными (поз. 7, 9, 11, 13) поверхностями нагрева, после чего она по сливным стоякам 29 направляется в КС 5.

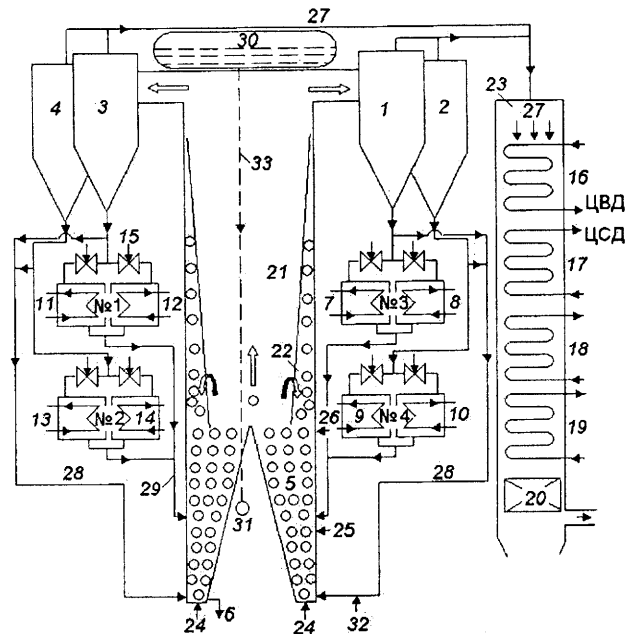


Рис. 1. Схема котла с циркулирующим кипящим слоем Старобешевской ТЭС: 1-4 – циклон; 5 – КС; 6 – выход сливной зоны; 7 – КППЗ (токс №3); 8, 10, 12, 14 – испарительные поверхности (токсы №1-4); 9 – КПП2 (токс №4); 11, 13 – КПП1 (токсы №1, 2); 15 – регулирующий клапан; 16 – КПП4; 17 – КПП2; 18 – КПП1; 19 – экономайзер; 20 – воздухоподогреватель; 21 – ядро потока; 22 – кольцевая зона; 23 – конвективная шахта; 24-26 – подача первичного, вторичного и третичного воздуха; 27 – газы, уходящие в конвективную шахту; 28 – опускной стояк; 29 – слив рециркулирующей массы из токов в КС; 30 – барабан; 31 – раздаточный коллектор; 32 – подача угля; 33 – опускной стояк питательной воды.

Для регулирования параметров рабочего процесса в КС предусмотрен отдельный ввод воздуха. Первичный (поз. 24) в количестве 32-40% от общего расхода воздуха $V_{\text{air}\Sigma}$ подается через перфорированную решетку, вторичный (12-16% от $V_{\text{air}\Sigma}$) – на отметке топки 4 м (поз. 25), третичный (44-56% от $V_{\text{air}\Sigma}$) – 8,5 м (поз. 26). Подача исходного угля 32 осуществляется через тракт возврата.

Питательная вода из подогревателя высокого давления направляется в экономайзер 19, где происходит ее нагрев до температуры на $40-45^{\circ}\text{C}$ ниже температуры насыщения, после чего рабочая среда вводится в барабан 30. Из барабана питательная вода по стояку 33 поступает в раздаточный коллектор 31, где разделяется на два потока: 45-50% общего расхода рабочей среды подается в экраны КС, а остальная часть направляется в испарительные поверхности токов (поз. 8, 10, 12, 14). Пройдя испарительные поверхности КС и выносных теплообменников, два потока пароводяной смеси смешиваются в собирательном кол

лекторе. Далее двухфазный поток проходит экранные панели НП и вводится в барабан. Из барабана выходит насыщенный пар, который поступает в настенные экраны и подвесные трубы конвективного газохода 23, после чего первичный пар подается в первую ступень конвективного пароперегревателя (КПП1) 18, далее последовательно проходит вторую (КПП2) 9, третью (КПП3) 7, четвертую (КПП4) 16 и, наконец, направляется в ЦВД.

Вторичный пар на выходе из ЦВД разделяется на два потока, каждый из которых вводится в змеевики первой ступени промежуточного пароперегревателя (ППП1), поз. 11 и 13, затем поступает в выходную ступень (ППП2) 17, после чего направляется в ЦСД.

При сжигании отсева АШ количество воздуха, поступающее в топку, распределялось следующим образом: $B_{airI}=0,49B_{air\Sigma}$, $B_{airII}=B_{airIII}=0,255B_{air\Sigma}$. При такой организации процесса горения АШ $\Delta B_{C,b}=0,36B_{C\Sigma 0}$, $\Delta B_{C,fb}=0,64B_{C\Sigma 0}$, $\Delta P_b=10000$ Па, $\Delta P_{fb}=2000$ Па, $t_{fb,e}=920-960^\circ\text{C}$, $t_{steam,кпп4,e}=545^\circ\text{C}$ и $t_{steam,ппп2,e}=543^\circ\text{C}$ [2, 3].

В настоящей работе ставится более сложная задача – при сжигании отсева АШ и шлама обеспечить температуру на выходе из топки $t_{fb,e}\leq 900^\circ\text{C}$ и требуемые параметры пара перед турбиной $t_{steam,кпп4,e}=545^\circ\text{C}$ и $t_{steam,ппп2,e}=543^\circ\text{C}$. Сложность этой проблемы обусловлена следующим: а) при уменьшении значения $t_{fb,e}$ температурные напоры в выходных ступенях КПП4 и ППП2 понизятся, вследствие чего не будут выполнены условия: $t_{steam,кпп4,e}=545^\circ\text{C}$ и $t_{steam,ппп2,e}=543^\circ\text{C}$; б) снизится температура газов перед экономайзером, что, несомненно, приведет к повышению недогрева питательной воды, поступающей в барабан; в) из анализа экспериментальных данных следует, что располагаемый перепад давлений по высоте топки (без учета $\Delta P_{реш}$) уменьшился на 2000 Па ($\Delta P_{топ}=\Delta P_b + \Delta P_{fb}=10000$ Па) по сравнению со сжиганием отсева АШ ($\Delta P_{топ}=12000$ Па) [2, 3]. Это связано с забиванием решетки крупными коксозольными частицами ($\Delta P_{реш}=7170$ Па. см. табл. 1).

В сложившейся ситуации, для того чтобы выдать требуемые параметры пара, перед турбиной необходимо расширить диапазон тепловосприятия поверхностей нагрева КПП2, КПП3 и ППП1

(рис. 1, поз. 7, 9, 11, 13) путем повышения степени открытия регулирующих клапанов 15. При этом возрастает не только температура газодисперсного потока в перегревательных секциях токов, но и величина $t_{экр,ток}$. Если последняя превысит допустимую температуру металла змеевиков труб, выполненных из аналога стали 12Х1МФ ($550-560^\circ\text{C}$) [4], то возможен разрыв труб и оставшаяся зона парогенератора. Поэтому расширение диапазона тепловосприятия поверхностей нагрева в токах необходимо производить с оглядкой на допустимую температуру металла стенки труб.

В основе решения проблемы, связанной с понижением температуры газозвеси на выходе из НП ($t_{fb,e}\leq 900^\circ\text{C}$) положены следующие простые соображения. Если тепловосприятие в НП $Q_{экр,fb}$ значительно меньше тепловыделения $Q_{кр,fb}$ из-за гетерогенных реакций, тогда температура $t_{fb,e}$ будет выше допустимой. В противном случае ($Q_{экр,fb}\gg Q_{кр,fb}$) значение $t_{fb,e}$ может существенно понизиться, и мы не достигнем требуемых параметров пара перед турбиной. Отметим, что $Q_{экр,fb}$ зависит, в основном, от коэффициента кондуктивного теплообмена $\alpha_{cond,fb}$, который, в свою очередь, является функцией от средней (по сечению) объемной концентрации частиц $\beta_{m,fb}$. Таким образом, повышение перепада давления ΔP_{fb} приведет к росту $\beta_{m,fb}$, а следовательно, к увеличению теплообмена в НП $Q_{экр,fb}$ и уменьшению температуры $t_{fb,e}$.

Повышение перепада в НП ΔP_{fb} (при $\Delta P_{топ}=\text{idem}$) достигается за счет уменьшения диаметра частиц $\delta_{ek,b}$ при постоянных расходах B_{airI} , B_{airII} и B_{airIII} , либо путем перераспределения количества первичного, вторичного и третичного воздуха при $\delta_{ek,b}=\text{idem}$. В связи с этим снижается перепад давления ΔP_b , а следовательно, и реакционная поверхность коксозольных частиц в слое, в результате чего возрастает концентрация кислорода на выходе из КС, что приводит к росту степени конверсии углерода в НП $\Delta B_{C,fb}$ и температуры $t_{fb,e}$.

Таким образом, для выполнения требуемого условия $t_{fb,e}\leq 900^\circ\text{C}$ и обеспечения заданных параметров пара перед турбиной необходимо подобрать разумное соотношение между $Q_{экр,fb}$ и $Q_{кр,fb}$.

Для достижения поставленной цели была построена полуэмпирическая оперативная методика расчета, описывающая аэродинамику, тепломассо-

обменные процессы и горение коксозольных частиц в топочной камере, токсах и поверхностях нагрева, расположенных в конвективном газоходе.

Методика расчета базируется на следующих основных предпосылках: 1) процесс стационарный; 2) дисперсная фаза в КС распределена равномерно по всему объему, и для нее реализуется модель идеального перемешивания, а газ движется в режиме идеального вытеснения; 3) стехиометрическая схема реакций включает в себя одну гетерогенную реакцию $C + O_2 = CO_2$, которая протекает на поверхности частицы; 4) газовая смесь в топке состоит из кислорода, азота, двуокиси углерода, водяного пара и двуокиси серы; 5) дисперсная фаза в КС и НП состоит из монодисперсных фракций шарообразной формы, представленных в виде коксозольных сростков диаметром $\delta_{ek,b}$ и $\delta_{ek,fb}$; 6) гетерогенное горение протекает на поверхности коксозольных частиц; 7) испарение влаги исходного топлива происходит в опускном стояке (рис. 1, поз. 28); 8) в течение всего времени пребывания в топке частицы сохраняют шарообразную форму; 9) расход рециркулирующей массы в ядре потока экспоненциально убывает по мере удаления от верхней границы КС; 10) между газодисперсным потоком и экранами в НП происходит кондуктивно-конвективный и лучистый теплообмен; 11) КС условно делится на два диапазона. Первый из них расположен между отметками 0-4 м, второй – 4-8,5 м.

Основные уравнения.

Кипящий слой.

Уравнения теплового баланса КС:

$$\begin{aligned} & (B_{airI} + B_{airII})c_{air}t_{air} + \Delta B_{C,b}Q/\mu_C + \\ & + (B_{угл} - B_{H_2O} - B_{SO_2})c_{угл}t_{pec,ct,e} + \\ & + (B_{H_2O} + B_{SO_2})c_g t_{pec,ct,e} + \\ & + (B_{pec,fb,e} - B_{pec,toks\Sigma})c_{pec,ct,e}t_{pec,ct,e} + \\ & + \sum_{n=1}^8 B_{pec,toks n} c_{pec,toks n} t_{pec,toks n} = \\ & = B_{g,b,e}c_{g,b}t_b + B_{pec,fb,e}c_{pec,b}t_b + \\ & + Q_{slag,b} + Q_{экр,b} + Q_{C,fb} \end{aligned} \quad (1)$$

где тепловосприятие экранных поверхностей КС рассчитывается по формуле:

$$Q_{экр,b} = 3600K_{тепл,b}(t_b - t_{is})f_{экр,b}, \quad (2)$$

коэффициент теплопередачи и температура внешней поверхности обмуровки вычисляются согласно выражениям [5]:

$$K_{тепл,b} = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_{рад,экр,b} + \alpha_{cond,экр,b}} + \frac{\Delta_{tr}}{\lambda_{tr}} + \frac{\Delta_{iz}}{\lambda_{iz}} + \frac{1}{\alpha_{wat}}};$$

$$\lambda_{iz} = (0,84 + 0,0006t_{iz,m})/10^3; \quad (3)$$

$$t_{iz,e} = t_b - \frac{Q_{экр,b}}{3600f_{экр,b}(\alpha_{рад,экр,b} + \alpha_{cond,экр,b})},$$

коэффициенты лучистого и кондуктивно-конвективного теплообмена между КС и ограждающими поверхностями находятся исходя из соотношений [6, 7]:

$$\alpha_{cond,экр,b} = \frac{0,8\lambda_{g,b}Nu}{\delta_{ek,b}};$$

$$Nu = 0,85Ar_b^{0,19} + 0,006Ar_b^{0,5}Pr_g^{0,33}; \quad (4)$$

$$\alpha_{рад,экр,b} = \frac{\sigma_0 \left[(t_b + 273)^4 - (t_{iz} + 273)^4 \right]}{\left[\frac{1}{a_b} + \frac{1}{a_{iz}} - 1 \right] (t_b - t_{iz})}.$$

Расход кислорода на выходе из каждого диапазона КС определяется из выражения:

$$B_{O_2,b,ei} = B_{O_2,b,0i} \frac{\exp\left[-6k_{C+O_2,bi}(1-\varepsilon_{bi})C_{C,b}H_{bi}\right]}{u_{g,b,mi}\delta_{ek,b}}, \quad (5)$$

(i = 1, 2),

которое получается путем интегрирования дифференциального уравнения неразрывности:

$$\frac{dB_{O_2,bi}}{dz} = -\frac{6k_{C+O_2,bi}(1-\varepsilon_{bi})C_{C,b}B_{O_2,bi}}{u_{g,b,mi}\delta_{ek,b}}, \quad (6)$$

где средние значения скорости газа и порозности слоя в каждом диапазоне КС рассчитываются по формулам [3]:

$$u_{g,b,mi} = \frac{B_{g,b,mi}}{3600\rho_{g,b,mi}F_{g,b,mi}};$$

$$\varepsilon_{bi} = \left[\frac{Re_{bi}(18 + 0,186Re_{bi} + 0,61\sqrt{0,093Re_{bi}^2 + 18Re_{bi}})}{Ar_{bi}} \right]^{0,21},$$

$$Re_{bi} = \frac{u_{g,b,mi}\delta_{ek,b}}{\eta_{g,bi}}; \quad (7)$$

$$B_{g,b,m_i} = B_{O_2,b,m_i} + B_{CO_2,b,m_i} + B_{N_2,b,m_i} + B_{H_2O} + B_{SO_2}$$

Масса и перепад давления в каждом диапазоне КС вычисляются как [3]

$$m_{bi} = \frac{H_{bi} \rho_p}{3} (1 - \varepsilon_{bi}) (F_{b,ei} + \sqrt{F_{b,ei} F_{b,0i}} + F_{b,0i});$$

$$\Delta P_{bi} = \frac{3 g m_{bi}}{(F_{b,ei} + \sqrt{F_{b,ei} F_{b,0i}} + F_{b,0i})}. \quad (8)$$

Надслоевое пространство.

В работе [8] экспериментально установлено, что средняя (по сечению) объемная концентрация частиц $\beta_{m,fb}$ экспоненциально убывает по высоте НП за счет миграции дисперсной фазы из центральной части аппарата в периферийную область:

$$\beta_{m,fb} = \beta_{m,fb0} \exp(-\gamma z_{fb}). \quad (9)$$

Постоянная спада экспоненты γ определяется по формуле (9) с использованием опытных данных о средних значениях концентрации дисперсной фазы в различных сечениях НП, которые могут быть получены путем измерения перепадов давления на смежных участках НП [9]:

$$\langle \beta_{m,fbj,j+1} \rangle = \Delta P_{fbj,j+1} / (g \rho_p \Delta z_{fbj,j+1});$$

$$z_{fb} = (\Delta z_{fbj,j+1} + \Delta z_{fbj+1,j+2}) / 2; \quad (10)$$

$$\Delta z_{fbj,j+1} = z_{fbj+1} - z_{fbj}, j = 1, 2.$$

Значения средней (по сечению) объемной концентрации частиц на входе и выходе из НП рассчитываются из очевидных соотношений [9]:

$$t_{fb,e} = \frac{B_{g,b,e} c_{g,b} t_b + B_{airIII} c_{air} t_{air} + B_{рец,fb,e} c_{рец,fb} t_b + \Delta B_{C,fb} Q / \mu_C + Q_{C,fb} + Q_{ash,b,e} - Q_{экр,fb}}{B_{g,fb,e} c_{g,fb,e} + B_{рец,fb,e} c_{рец,fb,e}}, \quad (17)$$

где тепловосприятие экранных поверхностей НП находится по формуле:

$$Q_{экр,fb} = 3600 (\alpha_{rad,экр,fb} + \alpha_{cond,экр,fb}) \times (t_{fb,m} - t_{экр,fb}) f_{экр,fb}, \quad (18)$$

коэффициенты радиационного и кондуктивно-конвективного теплообмена между газозвесью и испарительными экранами НП вычисляются из соотношений [7, 10]:

$$\alpha_{cond,экр,fb} = \frac{1,65 \lambda_{g,fb} Ar_{fb}^{0,19} \sqrt{\langle \beta_{m,fb} \rangle}}{\delta_{ek,fb}}; \quad \alpha_{rad,экр,fb} = 5,84 \sigma_0 a_b a_p (t_{экр,fb} + 273)^3. \quad (19)$$

Расходы рециркулирующей массы в ядре потока и в кольцевой зоне определяются из выражений [9]:

$$B_{рец,c} = \frac{B_{рец,fb,e}}{\exp(-\gamma z_{fb})}; \quad B_{рец,d} = B_{рец,c,0} \exp(-\gamma z_{fb}) \{ \exp[-\gamma (H_{fb} - z_{fb})] - 1 \}, \quad (20)$$

$$\beta_{m,fb0} = \frac{\langle \beta_{m,fb} \rangle \gamma H_{fb}}{1 - \exp(-\gamma H_{fb})};$$

$$\beta_{m,fb,e} = \beta_{m,fb0} \exp(-\gamma H_{fb}); \quad (11)$$

$$\langle \beta_{m,fb} \rangle = \frac{\Delta P_{fb}}{g \rho_p H_{fb}},$$

перепад давления по высоте НП определяется согласно выражению [9]:

$$\Delta P_{fb} = \beta_{m,fb0} g \rho_p [1 - \exp(-\gamma H_{fb})] / \gamma, \quad (12)$$

расход рециркулирующей массы на выходе из НП вычисляется по формуле:

$$B_{рец,fb,e} = 3600 u_{p,fb,e} \beta_{m,fb,e} F_{fb} \rho_p, \quad (13)$$

$$\text{где } u_{p,fb,e} = u_{g,fb,e} - \frac{Ar_{fb} \eta_g}{\delta_{ek,fb} (18 + 0,61 \sqrt{Ar_{fb}})}. \quad (14)$$

Массовая концентрация углерода в рециркулирующей массе в НП

$$C_{C,fb} = \frac{u_{g,fb,m} \delta_{ek,fb} \gamma \ln \frac{B_{O_2,fb,e}}{B_{O_2,fb,0}}}{6 k_{C+O_2,fb} \beta_{m,fb0} [\exp(-\gamma H_{fb}) - 1]} \quad (15)$$

находится путем интегрирования дифференциального уравнения неразрывности:

$$\frac{dB_{O_2,fb}}{dz} = - \frac{6 k_{C+O_2,fb} C_{C,fb} B_{O_2,fb} \beta_{m,fb0} \exp(-\gamma z_{fb})}{u_{g,fb,m} \delta_{ek,fb}}. \quad (16)$$

Температура на выходе из НП может быть рассчитана исходя из выражения:

$$\text{кратность циркуляции находится по формуле: } L_{\text{рец}} = \frac{B_{\text{рец,fb,e}}}{B_{\text{угл}}} \quad (21)$$

Выносной теплообменник (пароперегревательная секция токса).

Расход рециркулирующей массы на входе в токс рассчитывается из уравнения теплового баланса выносного теплообменника:

$$B_{\text{рец,toks}} = \frac{Q_{\text{steam}} + B_{\text{g,toks,e}} c_{\text{g,toks}} t_{\text{toks}} - B_{\text{air,toks0}} c_{\text{air,toks0}} t_{\text{air0}} - Q_{\text{xp,toks}}}{t_{\text{fb,e}} c_{\text{рец,fb,e}} - t_{\text{toks}} c_{\text{рец,toks}}}, \quad (22)$$

где тепло, затраченное на перегрев пара, вычисляется по формуле:

$$Q_{\text{steam}} = D_{\text{steam}} (I_{\text{steam,e}} - I_{\text{steam,0}}), \quad (23)$$

количество тепла, выделившееся в результате горения O_2 , находится согласно выражению:

$$Q_{\text{xp,toks}} = \left\{ 1 - \frac{\exp[-6k_{C+O_2,toks} (1 - \varepsilon_{\text{toks}}) C_{C,fb} H_{\text{toks}}]}{u_{\text{g,toks,m}} \delta_{\text{ek,fb}}} \right\} \times B_{O_2,toks,0} Q / 32$$

$$u_{\text{g,toks,m}} = \frac{\eta_{\text{g,toks}} Ar_{\text{toks}} \varepsilon_{\text{toks}}^{4,75}}{\delta_{\text{ek,fb}} (18 + 0,61 \sqrt{Ar_{\text{toks}} \varepsilon_{\text{toks}}^{4,75}})} [9], \quad (24)$$

температура рециркулирующей массы определяется с использованием соотношения:

$$t_{\text{toks}} = t_{\text{steam,m}} + \frac{Q_{\text{steam}}}{3600 f_{\text{toks}}} \times \left[\frac{1}{\frac{1}{\alpha_{\text{rad,toks}} + \alpha_{\text{cond,toks}}} + \frac{\Delta_{\text{tr}}}{\lambda_{\text{tr}}} + \frac{1}{\alpha_{\text{steam}}}} \right]^{-1};$$

$$\alpha_{\text{steam}} = 0,0000267 \lambda_{\text{steam}} \times \left(\frac{u_{\text{steam}} d_{\text{tr0}}}{\eta_{\text{steam}}} \right)^{0,8} \frac{Pr_{\text{steam}}^{0,4}}{d_{\text{tr0}}} [11], \quad (25)$$

температура наружной поверхности змеевиков вычисляется как

$$t_{\text{экp,toks}} = t_{\text{toks}} - \frac{Q_{\text{steam}}}{3600 f_{\text{toks}} (\alpha_{\text{rad,toks}} + \alpha_{\text{cond,toks}})}. \quad (26)$$

В (25) и (26) коэффициенты лучистого и кондуктивно-конвективного теплообмена между рециркулирующей массой в токсе и поверхностью змеевиков определяются подобно первому выражению (4) и второй формуле (19).

Масса слоя и среднее время пребывания частиц в токсе находятся по рекомендациям [7]:

$$m_{\text{toks}} = (1 - \varepsilon_{\text{toks}}) H_{\text{toks}} \rho_p F_{\text{toks}};$$

$$\tau_{\text{p,toks}} = 60 m_{\text{toks}} / B_{\text{рец,toks}}. \quad (27)$$

Конвективный пароперегреватель.

При поверочном расчете КПП необходимо предварительно задать конечную температуру газов, а затем по уравнению теплового баланса определить тепловосприятие рассчитываемой поверхности:

$$Q_{\text{б,кпп}} = \varphi (I_{\text{г,кпп0}} - I_{\text{г,кпп,e}}). \quad (28)$$

Далее находится приращение энтальпии пара в змеевиках КПП:

$$\Delta I_{\text{steam}} = Q_{\text{б,кпп}} B_{\text{угл}} / D_{\text{steam}}; \quad (29)$$

средние значения скоростей пара и газа в КПП:

$$u_{\text{steam}} = \frac{D_{\text{steam}} V_{\text{steam}}}{3600 F_{\text{steam,кпп}}};$$

$$S_{\text{eff,кпп}} = 0,9 d_{\text{tr,e}} \left(\frac{4s_1 s_2}{\pi d_{\text{tr,e}}^2} - 1 \right); \quad (33)$$

$$u_{\text{g,кпп}} = \frac{B_{\text{g,fb,e}}}{3600 \rho_{\text{g,кпп}} F_{\text{g,кпп}}}; \quad (30)$$

температурный напор в КПП:

- прамоточная схема:

$$\Delta t_{\text{кпп}} = \frac{(t_{\text{g,кпп0}} - t_{\text{steam0}}) - (t_{\text{g,кпп,e}} - t_{\text{steam,e}})}{\ln \frac{t_{\text{g,кпп0}} - t_{\text{steam0}}}{t_{\text{g,кпп,e}} - t_{\text{steam,e}}}}; \quad (31)$$

- противоточная схема:

$$\Delta t_{\text{кпп}} = \frac{(t_{\text{g,кпп0}} - t_{\text{steam,e}}) - (t_{\text{g,кпп,e}} - t_{\text{steam0}})}{\ln \frac{t_{\text{g,кпп0}} - t_{\text{steam,e}}}{t_{\text{g,кпп,e}} - t_{\text{steam0}}}};$$

коэффициент теплоотдачи конвекцией от газов к стенке КПП [11]:

$$\alpha_{\text{g,conv,кпп}} = 0,0002326 C_z C_s \lambda_{\text{g,кпп}} \times \left(\frac{u_{\text{g,кпп}} d_{\text{tr,e}}}{\eta_{\text{g,кпп}}} \right)^{0,65} \times \frac{Pr_{\text{g}}^{0,33}}{d_{\text{tr,e}}} \quad (\text{коридорное расположение труб}); \quad (32)$$

эффективная толщина излучающего слоя в КПП [11]:

$$\alpha_{\text{rad,кпп}} = \frac{\sigma_0 (a_{\text{з,кпп}} + 1) a_{\text{кпп}} (t_{\text{g,кпп,м}} + 273)^3 \left(1 - \frac{(t_{\text{з,кпп}} + 273)^4}{(t_{\text{g,кпп,м}} + 273)^4} \right)}{2 \left(1 - \frac{t_{\text{з,кпп}} + 273}{t_{\text{g,кпп,м}} + 273} \right)}; \quad (38)$$

коэффициент теплоотдачи излучением от газозвеси к загрязненной трубе КПП с учетом излучения газового объема, расположенного перед КПП [11]:

$$\alpha_{\text{rad,кпп}}^* = \alpha_{\text{rad,кпп}} \times \left[1 + 0,4 \left(\frac{t_{\text{g,кпп0}} + 273}{1000} \right)^{0,25} \left(\frac{H_{\text{vol}}}{H_{\text{кпп}}} \right)^{0,07} \right]; \quad (39)$$

коэффициент теплопередачи от газов к пару (коридорное расположение труб) [11]:

температура наружной поверхности загрязнений стенки труб КПП [11]:

$$t_{\text{з,кпп}} = t_{\text{steam,м}} + (\epsilon_{\text{кпп}} + 1/\alpha_{\text{steam}}) \frac{Q_{\text{б,кпп}} B_{\text{угл}}}{f_{\text{кпп}}}; \quad (34)$$

коэффициент ослабления газового потока трехатомными газами в КПП [11]:

$$K_{\text{g,осл}} = \left(\frac{0,78 + 1,6r_{\text{H}_2\text{O}}}{0,316 \sqrt{P_{\text{g}} S_{\text{eff,кпп}} (r_{\text{H}_2\text{O}} + r_{\text{RO}_2})}} - 1 \right) \times \left[1 - 0,37 \frac{(t_{\text{g,кпп,м}} + 273)}{1000} \right] (r_{\text{H}_2\text{O}} + r_{\text{RO}_2}); \quad (35)$$

коэффициент ослабления лучей коксозольными частицами в КПП [11]:

$$K_{\text{ash,осл}} = \frac{43000 \rho_{\text{air0}} \mu_{\text{ash}}}{\sqrt[3]{(t_{\text{g,кпп,м}} + 273)^2 \delta_{\text{кш}}^2}}; \quad (36)$$

степень черноты газодисперсного потока в КПП:

$$a_{\text{кпп}} = 1 - \exp(- (K_{\text{ash,осл}} + K_{\text{g,осл}}) P_{\text{g}} S_{\text{eff,кпп}}); \quad (37)$$

коэффициент теплоотдачи излучением от запыленного потока к загрязненной трубе КПП [11]:

$$K_{\text{тепл,кпп}} = \frac{\psi (\alpha_{\text{rad,кпп}}^* + \alpha_{\text{g,conv,кпп}})}{1 + \frac{(\alpha_{\text{rad,кпп}}^* + \alpha_{\text{g,conv,кпп}})}{\alpha_{\text{steam}}}}; \quad (40)$$

тепловсприятие КПП, рассчитанное по уравнению теплопередачи:

$$Q_{\text{тепл,кпп}} = \frac{K_{\text{тепл,кпп}} f_{\text{кпп}} \Delta t_{\text{кпп}}}{B_{\text{угл}}}. \quad (41)$$

Если отношение тепловсприятий $Q_{\text{тепл,кпп}}/Q_{\text{б,кпп}}$ превышает 2%, расчет КПП необ-

ходимо повторить, приняв новое значение температуры газов на выходе из КПП.

На основании системы уравнений (1)–(41) разработана программа для расчета тепломассообменных процессов и химического реагирования твердого топлива в топочной камере, токсах и поверхностях нагрева, расположенных в конвективном газоходе.

Некоторые результаты расчетов. Обсудим результаты расчетов трех вариантов котлоагрегата с ЦКС блока №4 Старобешевской ТЭС, предназначенного для сжигания смеси отсева АШ и шлама при следующих исходных данных, представленных ИУЭ НАН Украины подрядными организациями согласно паспорту парогенератора. Состав топлива на рабочую массу, %: углерод – 47,1; сера общая – 1,1; водород – 0,8; кислород – 1,1; азот – 0,5; влажность – 8; зольность – 41,4; коэффициенты избытка воздуха в топке – 1,2; располагаемое тепло твердого топлива – 15480 кДж/кг; $D_{\text{wat}}=652$ т/ч; $D_{\text{steam,ппп}}=572$ т/ч; $\rho_p=1650$ кг/м³; $\delta_{\text{ек,fb}}=0,12$ мм. Температуры, °С: уходящих газов – 135; горячего воздуха – 260; $t_{\text{air}}=45$; $t_{\text{slag}}=835$; $t_{\text{эк0}}=236$ (244 [2]); $t_b=835$; $t_{\text{is}}=335$ (при давлении в барабане 140 атм); $t_{\text{экр,fb}}=450$; $t_{\text{угл}}=20$; $t_{\text{steam,ппп1,0}}=325$; $t_{\text{steam,ппп1,e}}=450$ (421 [2]); $t_{\text{steam,ппп2,e}}=450$; $t_{\text{steam,ппп3,e}}=490$ (462 [2]). Конструктивные характеристики котла: $H_{\text{fb}}=27,5$ м; $H_{\text{в}}=8,5$ м; $F_{\text{fb}}=140$ м²; $f_{\text{is,toks}}=170$ м²; $f_{\text{ппп1}}=f_{\text{ппп2}}=f_{\text{ппп3}}=330$ м²; $f_{\text{ппп4}}=2493$ м²; $f_{\text{ппп2}}=4185$ м²; $f_{\text{ппп1}}=6294$ м²; $f_{\text{эк}}=11732$ м²; ширина НП – 10,8 м и глубина – 12,96 м; ширина НП в районе решетки (на одну воронку) – 2,61 м; толщина обмуровки – 50 мм; ширина поворотной камеры – 15 м, глубина – 8,9 м и высота – 6,37 м; количество параллельно включенных труб (в одном токсе) в испарительных поверхностях – 220 шт.; в пароперегревательных – 228 шт.; число секций трубной поверхности (по ширине конвективного газохода) в КПП4 – 99 шт., в КПП1, ППП2 и экономайзере – 198 шт. Диаметр труб змеевиков, мм: испарительные поверхности токсов и ППП1 – 44,5×5, КПП2 и КПП3 – 44,5×8, КПП4 – 38×5,6, ППП2 – 38×4, КПП1 и экономайзер – 38×5. Массовая концентрация углерода в КС: $C_{\text{с,bl}}=C_{\text{с,blI}}=0,02$, $C_{\text{с,blII}}=0,01$. Избыточное давление, Па: на входе в решетку – 18200, на отметках 0,7 м – 10500 и 7,4 м – 4600. Перепад давления по

высоте топки между отметками, Па: 0–36 м – 17000, 26–36 м – 350. Доли первичного воздуха: вариант I – 0,32, II – 0,32, III – 0,4; вторичного: I – 0,12, II – 0,12, III – 0,16; третичного: I – 0,56, II – 0,56, III – 0,44. Расчетный материал приведен в таблице 1. Из начальных условий и табл. 1 видно, что доли первичного и вторичного дутья, а следовательно, и средняя скорость газа в КС в варианте III оказывается выше, чем в I и II. Поэтому для обеспечения близких значений ΔP_b в вариантах I–III необходимо, чтобы $\delta_{\text{ек,blI}} > \delta_{\text{ек,blII}}$ и $\delta_{\text{ек,blIII}} > \delta_{\text{ек,blI}}$ (см. (7), (8); табл. 1).

В варианте II массовая концентрация углерода в КС $C_{\text{с,blII}}$ в два раза меньше, чем в I, вследствие чего $\Delta B_{\text{с,blI}} > \Delta B_{\text{с,blII}}$ и $Q_{\text{кр,fbI}} > Q_{\text{кр,fbII}}$. В связи с этим при $t_{\text{bl}}=t_{\text{blII}}=835^\circ\text{C}$ температура рециркулирующей массы на входе в КС $t_{\text{реци0}}$ в варианте I оказывается на 22°С ниже, чем в II (см. табл. 1). Обращает на себя внимание тот факт, что в варианте II $t_{\text{рециII0}} \approx t_{\text{blII}}$. Это говорит о том, что рециркулирующая масса, поступающая в слой, не выполняет своего основного назначения – охлаждения КС. Расчеты показывают, что если степень конверсии углерода $\Delta B_{\text{с,b}} \leq 0,15 B_{\text{с}\Sigma 0}$, тогда $t_{\text{реци0}} > t_b$. По этой причине КС нельзя рассматривать в качестве стабилизатора горения.

Из таблицы 1 следует, что $\Delta B_{\text{с,fbII}} > \Delta B_{\text{с,fbI}}$, в результате чего температура на выходе из топки в варианте II оказывается на 11°С выше допустимой и на 18°С больше, чем в I.

Для того чтобы подогреть до температуры насыщения 652 т/ч питательной воды, а затем ее испарить, необходимо подвести к рабочей среде тепло в количестве $8,94 \cdot 10^8$ кДж/ч. Расчеты показывают, что 43% от общего количества тепла снимается настенными экранами топки и 57% – испарительными поверхностями токсов (рис. 1, поз. 8, 10, 12, 14). При этом тепловосприятие в НП $Q_{\text{экр,fb}}$ оказывается на порядок выше, чем в КС $Q_{\text{экр,b}}$ из-за обмуровки цельносварных экранов, расположенных в слое (см. табл. 1).

Для обеспечения указанного теплосъема в токсах №1–4 необходимо пропустить через каждую испарительную секцию выносных теплообменников 702 т/ч рециркулирующей массы. При этом температура металла змеевиков труб

$t_{\text{экп,токс}} < 400^{\circ}\text{C}$ (см. табл. 1), а расчетное значение $t_{\text{токс}}$ превышает экспериментальное всего лишь на 16°C .

Как показывают теоретические исследования, для достижения заданных параметров пара перед турбиной при условии $t_{\text{fb,e}} \leq 900^{\circ}\text{C}$ необходимо расширить диапазон тепловосприятия КПП2, КПП3 и ППП1 до температур $t_{\text{steam,кпп3,e}} = 490^{\circ}\text{C}$ и $t_{\text{steam,ппп1,e}} = 450^{\circ}\text{C}$. В связи с этим через пароперегревательные секции токов необходимо пропустить следующие расходы рециркулирующей массы: ППП1 – 228 т/ч, КПП2 – 438 т/ч и КПП3 – 241 т/ч (см. табл. 1, вариант I). При такой организации процесса теплосъема в токах $t_{\text{экп,токс}} \leq 520^{\circ}\text{C}$, а расчетная температура $t_{\text{токс,кпп2}}$ (см. табл. 1) превышает экспериментальное значение (без учета расширения диапазона тепловосприятия) на 8%.

Для обеспечения высоких коэффициентов кондуктивного теплообмена между рециркулирующей массой и тепловоспринимающей поверхностью в токе $0,5 \text{ кДж}/(\text{с}\cdot\text{К}\cdot\text{м}^2)$ необходимо организовать такую аэродинамическую структуру двухфазного потока в слое, при которой порозность $\varepsilon_{\text{токс}} = 0,72-0,8$. Это достигается путем регулирования расхода воздуха, поступающего в выносной теплообменник (см. вторую формулу (24)).

В теоретических исследованиях тепловосприятие змеевиков ППП1, КПП2 и КПП3 оказывается больше, чем в эксперименте, поэтому в выходных ступенях КПП4 и ППП2 первичный пар перегревается на $\Delta t_{\text{steam,кпп4}} = 60^{\circ}\text{C}$ (вместо 84°C (эксперимент)), а вторичный – $\Delta t_{\text{steam,ппп2}} = 86^{\circ}\text{C}$ (вместо 114°C (эксперимент)). По этой причине расчетные значения температур запыленных газов после КПП4 и ППП2 $t_{\text{g,кпп4,e}} = 672^{\circ}\text{C}$ и $t_{\text{g,ппп2,e}} = 574^{\circ}\text{C}$ (см. табл. 1, вариант I) превышают эксперимен-

тальные – на 13% и 10% соответственно. Следует подчеркнуть, что отношение приращений температур пара и газа в ППП2, полученное экспериментальным путем, $\Delta t_{\text{steam,ппп2}}/\Delta t_{\text{g,ппп2}} = 1,58$, резко отличается от расчетного – 0,89 и от данных [2] – 0,86. Такое расхождение вызывает большие сомнения в достоверности опытных данных, так как отношение изменения энтальпий пара и газа в ППП2 значительно больше единицы – $\Delta I_{\text{g,ппп2}}/\Delta I_{\text{steam,ппп2}} = D_{\text{steam,ппп2}}/B_{\text{урл}} = 4,37$.

Сопоставим результаты численных исследований конвективной шахты с данными [2], полученными при сжигании отсева АШ в котле с ЦКС блока №4 Старобешевской ТЭС на 100% нагрузке без учета расширения диапазона тепловосприятия пароперегревательных поверхностей токов. Из табл. 1 следует, что в варианте I перегрев первичного $\Delta t_{\text{steam,кпп4}}$ и вторичного $\Delta t_{\text{steam,ппп2}}$ пара в выходных ступенях КПП4 и ППП2 оказывается ниже значений, приведенных в [2], на 23°C и 36°C соответственно. В связи с этим в варианте I дымовые газы охлаждаются от $t_{\text{fb,e}} = 893^{\circ}\text{C}$ до $t_{\text{g,ппп2,e}} = 574^{\circ}\text{C}$, а в [2] – от $t_{\text{fb,e}} = 960^{\circ}\text{C}$ до $t_{\text{g,ппп2,e}} = 584^{\circ}\text{C}$, и в результате значения $t_{\text{g,ппп2,e}}$ в обоих случаях оказываются достаточно близкими. Перегрев пара в КПП1 $\Delta t_{\text{steam,кпп1}}$ и подогрев питательной воды в экономайзере $\Delta t_{\text{wat,эк}}$ по данным [2] и в теоретических исследованиях мало отличаются друг от друга, поэтому значения температур дымовых газов на выходе из экономайзера $t_{\text{g,эк,e}}$ в обоих случаях практически равны между собой.

Результаты расчетов показывают, что температуры острого пара после КПП4 $t_{\text{steam,кпп4,e}}$ и вторичного – после ППП2 $t_{\text{steam,ппп2,e}}$ отличаются от требуемых значений температур перед ЦВД и ЦСД всего лишь на 5°C и 7°C соответственно.

Таблица 1. Результаты расчетов котлоагрегата с ЦКС Старобешевской ТЭС

Показатель	Единица измерения	вариант I	вариант II	вариант III
Средний диаметр частиц в КС	м	0,0006	0,000597	0,000703
Количество углерода, сгоревшего в КС	кг/ч	16911,6	10180,6	16337,7
Расход рециркулирующей массы на входе в КС	кг/ч	$8,89 \cdot 10^6$	$8,89 \cdot 10^6$	$8,84 \cdot 10^6$
Температура рециркулирующей массы на входе в КС	$^{\circ}\text{C}$	812	834	821
Перепад давления по высоте КС	Па	6338,54	6366,85	6370
Температура внутренней поверхности обмуровки в КС	$^{\circ}\text{C}$	837,5	846,2	840,3
Коэффициент кондуктивного теплообмена между КС и обмуровкой	$\text{кДж}/(\text{с}\cdot\text{К}\cdot\text{м}^2)$	0,366	0,367	0,344

Показатель	Единица измерения	вариант I	вариант II	вариант III
Коэффициент лучистого теплообмена между КС и обмуровкой	кДж/(с·К·м ²)	0,125	0,125	0,1366
Коэффициент теплопередачи между КС и пароводяной смесью	кДж/(с·К·м ²)	0,025	0,025	0,0252
Тепло, воспринятое торкретированными поверхностями КС	кДж/ч	2,64·10 ⁷	2,64·10 ⁷	2,85·10 ⁷
Порозность в КС	—			
диапазон №1		0,96	0,96	0,9585
диапазон №2		0,95	0,95	0,95
Средняя скорость газа в КС	м/с			
диапазон №1		3,4	3,37	4,14
диапазон №2		3,2	3,17	3,98
Масса слоя в КС (на одну воронку)	кг			
диапазон №1		10591	10402	11220
диапазон №2		23717	24161	23012
Доля кислорода в дымовых газах на входе в диапазон №2 (с учетом подачи вторичного воздуха)	—	0,1555	0,1725	0,167
Доля кислорода в дымовых газах на выходе из диапазона №2 (без учета впрыска третичного воздуха)	—	0,094	0,133	0,12
Количество углерода, сгоревшего в НП	кг/ч	43557	50288	44131
Перепад давления по высоте НП	Па	3489,8	3461,5	3458
Расход рециркулирующей массы на входе в ядро потока	кг/ч	1,03·10 ⁸	1,03·10 ⁸	1,02·10 ⁸
Средняя концентрация частиц в НП	—	0,00784	0,007776	0,007768
Расход нисходящего потока в кольцевой зоне на входе в НП	кг/ч	-9,4·10 ⁷	-9,4·10 ⁷	-9,3·10 ⁷
Массовая концентрация углерода в НП	—	0,0157	0,01546	0,01529
Температура рециркулирующей массы на выходе из НП	°С	892,9 (960)	910,74	900,9
Тепловосприятие в НП	кДж/ч	3,8·10 ⁸	3,86·10 ⁸	3,81·10 ⁸
Скорость газа на выходе из НП	м/с	6,14	6,2	6,2
Расход воздуха на входе в токс испарительные секции	кг/ч			
ППП1		1444	1458	1449
КПП2		1552,8	1552,8	1552,8
КПП3		1451,9	1451,9	1451,9
Температура газодисперсного потока в токсах испарительные секции	°С	1448,8	1448,8	1448,8
ППП1		741,7	735,46	739,6
КПП2		581,4	581,4	581,4
КПП3		655,8	655,7	655,8
Расход рециркулирующей массы на входе в токс испарительные секции	кг/ч	619,8	619,8	619,8
ППП1		702146	594243	653511
КПП2		228248	215338	222262
КПП3		438435	406742	423601
Среднее время пребывания частиц в токсе испарительные секции	мин	241303	225939	234147
ППП1		1,2	1,385	1,26
КПП2		6,8	7,2	6,96
КПП3		3,4	3,7	3,5
Количество углерода, сгоревшего в токсе испарительные секции	кг/ч	6,4	6,8	6,6
ППП1		124,5	125,8	124,95
КПП2, КПП3		133,7	133,7	133,7
Суммарный расход питательной воды на входе в токсы	кг/ч	125	125	125
Коэффициент теплопередачи в токсе	кДж/(с·К·м ²)	356447	350967	354619

Показатель	Единица измерения	вариант I	вариант II	вариант III
испарительные секции		0,49	0,49	0,49
ППП1		0,35	0,35	0,35
КПП2		0,43	0,43	0,43
КПП3		0,425	0,425	0,425
Суммарный коэффициент теплообмена между слоем и тепловоспринимающей поверхностью в токсе	кДж/(с·К·м ²)			
испарительные секции		0,544	0,54	0,544
ППП1		0,537	0,537	0,537
КПП2, КПП3		0,55	0,55	0,55
Доля рециркулирующей массы, прошедшая через токсы		0,44	0,39	0,42
Температура газов на выходе из поворотной камеры	°С			
КПП4		765 (871)	774	770
КПП4		672 (729)	676	675
ППП2		574 (584)	576	576
КПП1		441 (441)	442	442
экономайзер		284 (281)	284	284
Температура пара (воды) на выходе из	°С			
КПП4		550,4 (545)	554	551,9
ППП2		536 (543)	538	537, 1
КПП1		398 (407)	398	398
экономайзер		288,2 (294)	288,5	288,5
Средняя температура наружного слоя золовых отложений на трубах	°С			
КПП4		574,73	579,4	576,6
ППП2		531,5	533,2	532,4
КПП1		403	403,6	403,6
экономайзер		342	342	342
Лучистый коэффициент теплоотдачи от запыленного газового потока к стенке трубы с учетом излучения объема, расположенного перед поверхностью	кДж/(с·К·м ²)			
КПП4		0,049	0,053	0,05
ППП2		0,029	0,03	0,03
КПП1		0,016	0,0173	0,0166
экономайзер		0,012	0,012	0,012
Коэффициент теплопередачи от запыленного газового потока к пару	кДж/(с·К·м ²)			
КПП4		0,063	0,066	0,0637
ППП2		0,056	0,0569	0,056
КПП1		0,0495	0,05	0,0496
экономайзер		0,044	0,044	0,0436
Температурный напор	°С			
КПП4		188	192	191
ППП2		130	132	132
КПП1		129	130	130
экономайзер		91	91	91

Примечания. 1. Во всех вариантах $\Delta P_{\text{реш}} = 7171,6$ Па; $B_{\text{угл}} = 131$ т/ч; КПД котла – 91,67%; $B_{\text{air}\Sigma} = 876413$ кг/ч; $\gamma = 0,08896$ м⁻¹; $L_{\text{рец}} = 69$; $\alpha_{\text{cond,экp,fb}} = 0,15$ кДж/(с·К·м²); $\alpha_{\text{rad,экp,fb}} = 0,047$ кДж/(с·К·м²); $u_{\text{wat,toks,is}} = 0,165$ м/с; $u_{\text{steam,nnn1}} = 38$ м/с; $u_{\text{steam,knp2}} = 23$ м/с; $u_{\text{steam,knp3}} = 26$ м/с; $u_{\text{steam,knp4}} = 20$ м/с; $u_{\text{steam,knp1}} = 8,3$ м/с; $u_{\text{steam,nnn2}} = 29,7$ м/с; $u_{\text{wat,эк}} = 0,94$ м/с; $u_{\text{g,toks,is}} = 0,097$ м/с; $u_{\text{g,nnn1}} = 0,066$ м/с; $u_{\text{g,knp2}} = 0,067$ м/с; $u_{\text{g,knp3}} = 0,064$ м/с; $u_{\text{g,knp4}} = 7,1$ м/с; $u_{\text{g,knp1}} = 8,4$ м/с; $u_{\text{g,nnn2}} = 9,6$ м/с; $u_{\text{g,эк}} = 6,75$ м/с; $m_{\text{toks,is,b}} = 13721$ кг; $m_{\text{knp2,b}} = 24839$ кг; $m_{\text{nnn1,b}} = m_{\text{knp3,b}} = 25759$ кг; $\alpha_{\text{g,conv,knp4}} = 0,06$ кДж/(с·К·м²); $\alpha_{\text{g,conv,knp1}} = 0,068$ кДж/(с·К·м²); $\alpha_{\text{g,conv,nnn2}} = 0,073$ кДж/(с·К·м²); $\alpha_{\text{g,conv,эк}} = 0,061$ кДж/(с·К·м²); $\alpha_{\text{steam,knp4}} = 3,48$ кДж/(с·К·м²); $\alpha_{\text{steam,knp1}} = 3,25$ кДж/(с·К·м²); $\alpha_{\text{steam,nnn2}} = 1,02$ кДж/(с·К·м²); $\epsilon_{\text{toks,is}} = 0,8$; $\epsilon_{\text{knp2}} = 0,73$; $\epsilon_{\text{nnn1}} = \epsilon_{\text{knp3}} = 0,72$; $t_{\text{экp,toks,is}} = 376$ °С; $t_{\text{экp,nnn1}} = 495$ °С; $t_{\text{экp,knp2}} = 498$ °С; $t_{\text{экp,knp3}} = 520$ °С. Тепло, кДж/ч, необходимое для тепловосприятия рабочей среды в котле – $1,86 \cdot 10^9$, подогрева 652 т/ч воды до температуры насыщения – $1,88 \cdot 10^8$, испарения – $7,06 \cdot 10^8$.

2. В скобках приведены данные [2] на 100% нагрузке (без учета расширения диапазона тепловосприятия пароперегревательных поверхностей токов), предоставленные ИУЭ НАН Украины подрядными организациями по результатам предварительных пусконаладочных работ 2005 г. котлоагрегата с ЦКС блока №4 Старобешевской ТЭС.

Выводы. 1. Построена полуэмпирическая инженерная оперативная методика расчета рабочего процесса в котлоагрегате с ЦКС Старобешевской ТЭС, предназначенного для сжигания смеси отсева АШ и шламов. Модель требует небольшого объема эмпирической информации, удобна для реализации на компьютере и позволяет оперативно (в режиме реального времени) оценить и скорректировать основные параметры аэродинамики, тепловых и физико-химических процессов при работе парогенератора на различных нагрузках, выбрать оптимальный режим сжигания смеси топлив с максимальным улавливанием окислов серы и минимальным механическим недожогом.

2. С использованием разработанной методики проведен ряд поверочных расчетов котла с ЦКС блока №4 Старобешевской ТЭС на нагрузке (паропроизводительность 652 т/ч), близкой к номинальной. Цель численных экспериментов – найти такой режим горения смеси отсева АШ и шламов, при котором $t_{f,b,e} \leq 900^\circ\text{C}$, $t_{\text{steam,кпп4,e}} = 545^\circ\text{C}$ и $t_{\text{steam,ппп2,e}} = 543^\circ\text{C}$. Организация рассматриваемого режима возможна при следующих условиях: а) в КС выгорает 28% углерода исходного топлива, а в НП – 72% при $B_{\text{airI}} = 0,32B_{\text{air}\Sigma}$, $B_{\text{airII}} = 0,12B_{\text{air}\Sigma}$, $B_{\text{airIII}} = 0,56B_{\text{air}\Sigma}$ и $\delta_{\text{ek,b}} = 0,6$ мм; б) диапазон тепловосприятия поверхностей КПП2, КПП3 и ППП1 расширяется до температур $t_{\text{steam,кпп3,e}} = 490^\circ\text{C}$ и $t_{\text{steam,ппп1,e}} = 450^\circ\text{C}$. При этом температура металла стенки труб змеевиков ($t_{\text{экp,токe}} \leq 520^\circ\text{C}$) не превышает допустимую – 550-560°C; в) 43% от общего количества тепла снимается настенными экранами топki и 57% – испарительными поверхностями токов.

3. Результаты расчетов удовлетворительно согласуются с экспериментальными значениями и данными [2], предоставленными ИУЭ НАН Украины подрядными организациями.

4. Анализ численных исследований показывает, что если в КС степень конверсии углерода $\Delta B_{\text{C,b}} \leq 0,15 B_{\text{C}\Sigma 0}$, то псевдооживленный слой нельзя рассматривать в качестве стабилизатора горения из-за $t_{\text{peu0}} > t_b$.

5. Дальнейшее развитие рассматриваемой методики расчета видится в описании процессов, связанных с теплогидравлической разверкой выходных ступеней КПП4 и ППП2, что позволит определить максимальные температуры стенок развернутых труб и, следовательно, обосновать возможность безопасной работы котла в пиковых режимах на нагрузках выше номинальной.

1. *Белый Г.В., Иванов В.И., Корчевой Ю.П., Майстренко А.Ю. и др.* Реализация технологии сжигания высокозольного антрацита и отходов его обогащения в циркулирующем кипящем слое на энергоблоке №4 (210 МВт) Старобешевской ТЭС // Энерготехнологии и ресурсосбережение. – 2011. – №6. – С. 3–11.

2. *Розроблення технічних рішень щодо оновлення та заміни діючих котлоагрегатів в рамках програми створення вітчизняного котлобудування: Звіт про НДР (заключний) / Інститут вугільних енерготехнологій (ІВЕ) НАН України; керівник О.Ю.Майстренко.* – № ДР 0106U009660. – Київ, 2006. – 94 с.

3. *Майстренко А.Ю., Рохман Б.Б., Топал А.И., Выфатнюк В.Г., Чернявский Н.В.* Инженерная методика и численные результаты расчетов топki котлоагрегата с циркулирующим кипящим слоем // Энерготехнологии и ресурсосбережение. – 2010. – №5. – С. 6–13.

4. *Абрамов В.И., Бартоломей Г.Г., Белосельский Б.С. и др.* Тепловые и атомные электрические станции. Справочник. – М.: Энергоиздат, 1982. – 625 с.

5. *Краснощеков Е.А., Сукомел А.М.* Задачник по теплотопереводке. – М.: Энергия, 1980. – 288 с.

6. *Махорин К.Е., Хинкис П.А.* Сжигание топлива в псевдооживленном слое. – К: Наукова думка, 1989. – 204 с.

7. *Баскаков А.П., Лукачевский Б.П., Мухленов И.П. и др.* Расчеты аппаратов кипящего слоя. Справочник. – Л.: Химия, 1986. – 352 с.

8. *Lewis W.K., Gilliland F.D., Lang P.M.* Entrainment from fluidized beds // Chem. Eng. Progr. Symp. Ser. – 1962. – Vol. 58. – No. 38. – P. 65–78.

9. *Рохман Б.Б.* К моделированию процессов переноса в надслоевом пространстве топki парогенератора с циркулирующим кипящим слоем // ИФЖ. – 2006. – Т. 79. – № 1. – С. 20–28.

10. *Теплицкий Ю.С.* Пристеночная гидродинамика циркулирующего кипящего слоя // ИФЖ. – 2001. – Т. 74. – № 5. – С. 177–181.

11. *Кузнецов Н.В., Митор В.В. и др.* Тепловой расчет котельных агрегатов (Нормативный метод) – М.: Энергия, 1973. – 296 с.