

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ

**НАЦІОНАЛЬНА МЕТАЛУРГІЙНА
АКАДЕМІЯ УКРАЇНИ**

**ТЕХНІЧНА ТЕПЛОФІЗИКА
ТА ПРОМИСЛОВА
ТЕПЛОЕНЕРГЕТИКА**

ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ

Випуск 6

**Дніпропетровськ
Нова ідеологія
2014**

Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика : збірник наукових праць. – Випуск 6. – Дніпропетровськ : Нова ідеологія, 2014. – 144 с.

Рекомендовано до друку Вченою радою
Національної металургійної академії України (НМетАУ).
Протокол № 8 від 24 листопада 2014 р.

Засновник видання:

Національна металургійна академія України.

Свідоцтво про державну реєстрацію друкованого засобу
масової інформації: серія КВ № 15114-3686Р от 10.04.2009 р.
Періодичність видання – 1 раз на рік.

Постановою президії ВАК України № 01 – 05/1 від 26.01.2011 р. збірник наукових праць «Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика» включено до переліку наукових фахових видань, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук.

У збірнику, що рецензується, публікуються результати робіт, які відповідають напрямкам досліджень спеціальності 05.14.06 – «Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика» (галузь – «технічні науки»), паспорт якої затверджено постановою президії ВАК України від 08.11.2000 р. № 23-08/9.

Адреса редакції: Редакція збірника наукових праць «Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика», кафедра ТЕМП, НМетАУ, пр. Гагаріна 4, м. Дніпропетровськ, 49600, Україна.

Телефони:

заступник головного редактора (+380562) 47-44-27;
відповідальний секретар (+38067) 297-49-62.

Факс: (+380562) 46-24-73.

E-mail: ktemp@ktemp.dp.ua

Web-сайт: <http://ttpt.ktemp.dp.ua/index.html>

РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ

Величко Олександр Григорович – Національна металургійна академія України (НМетАУ), ректор; чл.-кор. НАН України, д.т.н., проф. – *головний редактор*.

Губинський Михайло Володимирович – НМетАУ, зав. каф. промислової теплоенергетики; д.т.н., проф. – *заступник головного редактора*.

Басок Борис Іванович – Інститут технічної теплофізики НАН України, заст. директора з наукової роботи; чл.-кор. НАН України, д.т.н., проф.

Безродний Михайло Костянтинович – НТТУ «КПІ», професор каф. теоретичної та промислової теплотехніки; д.т.н., проф.

Варга Августін (Augustin Varga) – Технічний університет (м. Кошице, Словаччина), зав. каф. теплотехніки промислових печей; Ph. D., Prof.

Грес Леонід Петрович – НМетАУ, проф. каф. теплотехніки та екології металургійних печей; д.т.н., проф.

Єрьомін Олександр Олегович – НМетАУ, зав. каф. теплотехніки та екології металургійних печей; д.т.н., доц.

Карп Ігор Миколайович – Інститут газу НАН України, почесний директор; академік НАН України, д.т.н., проф.

Лазіч Ладислав (Ladislav Lazić) – Загребський університет (м. Сісак, Хорватія), декан металургійного факультету, Ph. D., Prof.

Михальов Олександр Ілліч – НМетАУ, зав. каф. інформаційних технологій і систем; д.т.н., проф.

Недоп'юкін Федір Вікторович – Донецький національний університет, професор кафедри фізики нерівноважних процесів, метрології та екології; д.т.н., проф.

Тімошпольський Володимир Ісаакович – ЗАТ «Нафтогазбудізоляція», директор з науки та нової техніки; д.т.н., проф.

Ткаченко Станіслав Йосипович – Вінницький національний технічний університет, зав. кафедри теплоенергетики; д.т.н., проф.

Яковлєва Ірина Геннадіївна – Запорізька державна інженерна академія, зав. каф. теплоенергетики; д.т.н., проф.

Ярошенко Юрій Гаврилович – Уральський федеральний університет, проф. каф. теплофізики та інформатики в металургії; д.т.н., проф.

Гупало Олена В'ячеславівна – НМетАУ, доц. каф. теплотехніки та екології металургійних печей; к.т.н., доц. – *відповідальний секретар*.

Шемет Тетяна Миколаївна – НМетАУ, асистент каф. теплотехніки та екології металургійних печей – *технічний редактор*.

НЕЗАЛЕЖНІ РЕЦЕНЗЕНТИ

Професора, доктора технічних наук М.П. Ревун, В.О. Габринєць, О.В. Бородулін, В.О. Маслов, О.Д. Горбунов.

УДК 669.1

Борыца Я. – д.т.н., Технический Университет Ченстохова, г. Ченстохова, Польша

Ковалик М. – ассистент, Технический Университет Ченстохова, Польша

Хальусиак Б. – ассистент, Технический Университет Ченстохова, Польша

ИССЛЕДОВАНИЯ ВЛИЯНИЯ ВРЕМЕНИ НАГРЕВА НА СЦЕПЛЕНИЕ ОКАЛИНЫ СО СТАЛЬЮ

В статье представлен стенд для исследования нагрева металла и измерения сцепления окалины со сталью. Для исследования сцепления окалины разработана оригинальная методика измерений. Выполнены измерения и получены зависимости, описывающие влияние времени нагрева на сцепление. Полученные результаты могут быть использованы для уточнения технологических режимов, обеспечивающих оптимальное сцепление металла с окалиной.

Ключевые слова: сцепление окалины, угар стали в окалину, процесс нагрева стальной заготовки, технология нагрева.

Состояние вопроса

Процесс нагрева стальной заготовки перед пластической обработкой сопровождается окислением стали. В результате этого явления возникает окалина, присутствие которой вызывает проблемы, как в процессе нагрева, так и во время последующей пластической обработки.

Основными направлениями развития технологий нагрева металла являются снижение расхода энергии и снижение окалинообразования за счет выбора соответствующей технологии нагрева. Эта проблема широко описана в публикациях [1 – 5].

Нагрев стальной заготовки перед пластической обработкой происходит, прежде всего, в печах с непрерывным режимом работы – методических толкательных печах и в печах с шагающим подом. Изменение режима работы печи (снижение темпа выдачи заготовок) вызывает повышение расхода топлива.

Одной из причин остановки печи является необходимость ремонта, связанная с повреждением (наростания) подины за счет налипания окалины во время нагрева. Эта проблема актуальна как при производстве листового железа, так и при производстве сортового проката.

Перед пластической обработкой поверхность стали необходимо очистить. Однако при большом сцеплении окалины она остается на поверхности заготовки. В результате, при пластической деформации

возникают закаты, требующие механического удаления дефектов и приводящие к снижению качества изделий [6, 7]. Проблема большого сцепления окалины имеет место тоже в процессе волочения проволоки. Остатки окалины на поверхности катанки, будучи вдавлены в материал, вызывают интенсивный износ фильер [8].

Следовательно, можно констатировать, что одним из направлений совершенствования процесса нагрева заготовок является разработка малоокислительных режимов нагрева и режимов, обеспечивающих допустимое сцепление металла с окалиной. Одним из основных параметров, определяющих прочность окалины, является время нагрева.

Цель разработки

Целью настоящей статьи было измерение прочности сцепления окалины, определение зависимостей, описывающих влияние времени нагрева на сцепление, и выбор параметров нагрева заготовок, обеспечивающих допустимую прочность сцепления окалины с металлом. То есть такую прочность сцепления, при которой окалина не будет отпадать при транспортировке заготовок в печи и одновременно легко отделяться от поверхности стали при прокатке.

Конструкция исследовательского стенда

Для реализации поставленной цели на кафедре промышленных печей и охраны окружающей среды создан специализированный стенд. Главным элементом стенда является электрическо-газовая печь KS 520 с размером нагревательной камеры 220 x 220 x 520 мм. Схема печи представлена на рис. 1 [9].

Горелка является генератором газовой атмосферы путем изменения коэффициента расхода воздуха и, соответственно, химического состава дымовых газов. Остальная тепловая мощность печи подводится в виде электрической энергии, что дает возможность точного регулирования температуры в нагревательной камере печи.

Температура в печи регулируется регулятором TROL – 9090. Точность регулирования температуры находится в пределах $\pm 1,0$ К. Температура камеры печи измеряется термопарой градуировки PtRh-Pt, по которой осуществляется регулирование, и дополнительной измерительной термопарой градуировки NiCr-Ni. Коэффициент расхода воздуха регулируется через непрерывное измерение ротаметрами объёмного расхода газа и воздуха.

Для определения прочности сцепления окалины спроектировано и изготовлено устройство, которое представлено на рис. 2. Устройство состоит из направляющей камеры круглого сечения, бойка, нижнего фланца и подставки под образец. После удаления фиксатора боек свободно падает и ударяет в образец, вызывая отделение окалины от ме-

талла. Регулирование высоты размещёния бойка обеспечивает изменение энергии удара на образец.

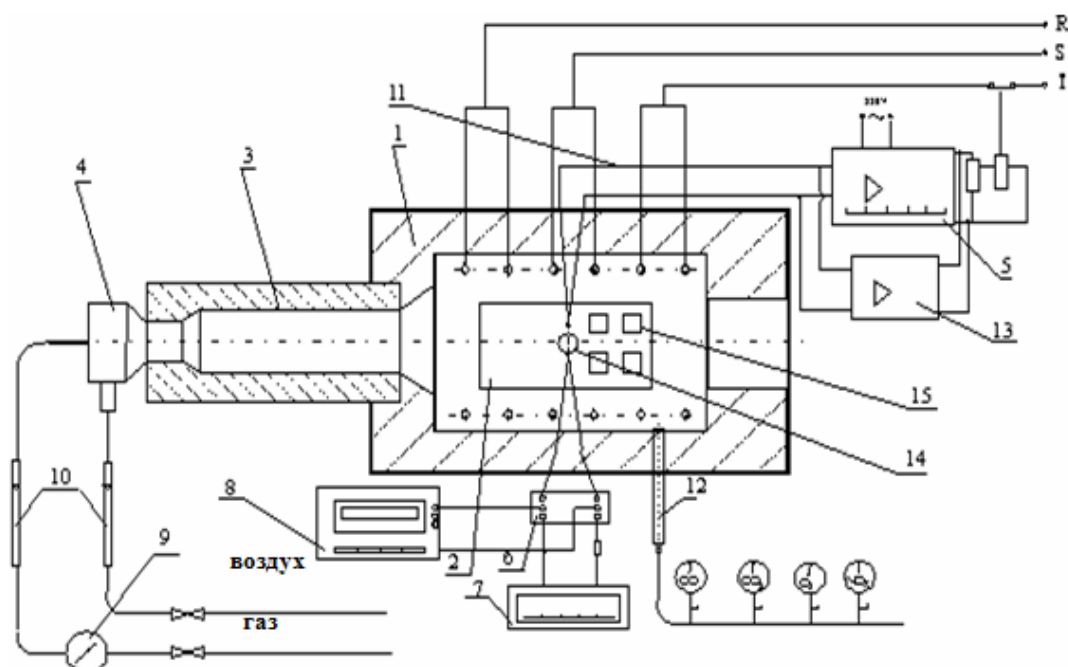


Рис. 1. Схема электрическо-газовой печи:

- 1- печь; 2- огнеупорная подставка; 3- обжигательная камера; 4- горелка;
 5- регулятор температуры; 6- компенсационная коробка; 7- регистратор температуры; 8- милливольтметр; 9- газовый счетчик; 10- ротаметры;
 11- регулирующий термоэлемент PtRh-Pt; 12- зонд дымовых газов; 13- программированный регулятор температуры; 14- контрольный образец с термоэлементом NiCr-Ni; 15- исследованные образцы

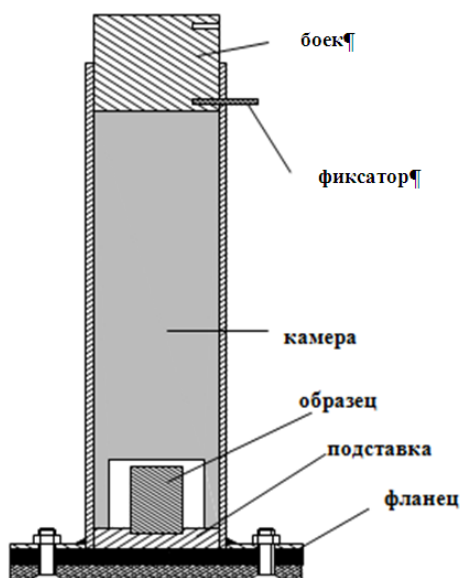


Рис. 2. Схема устройства для определения прочности сцепления окалины

Метод измерений прочности сцепления

Массовый метод измерений прочности сцепления окалины заключается во взвешивании образцов на следующих этапах: в исходном состоянии, после испытаний на прочность, после очистки от окалины очередных этапах исследований. Схема метода представлена на рис. 3.

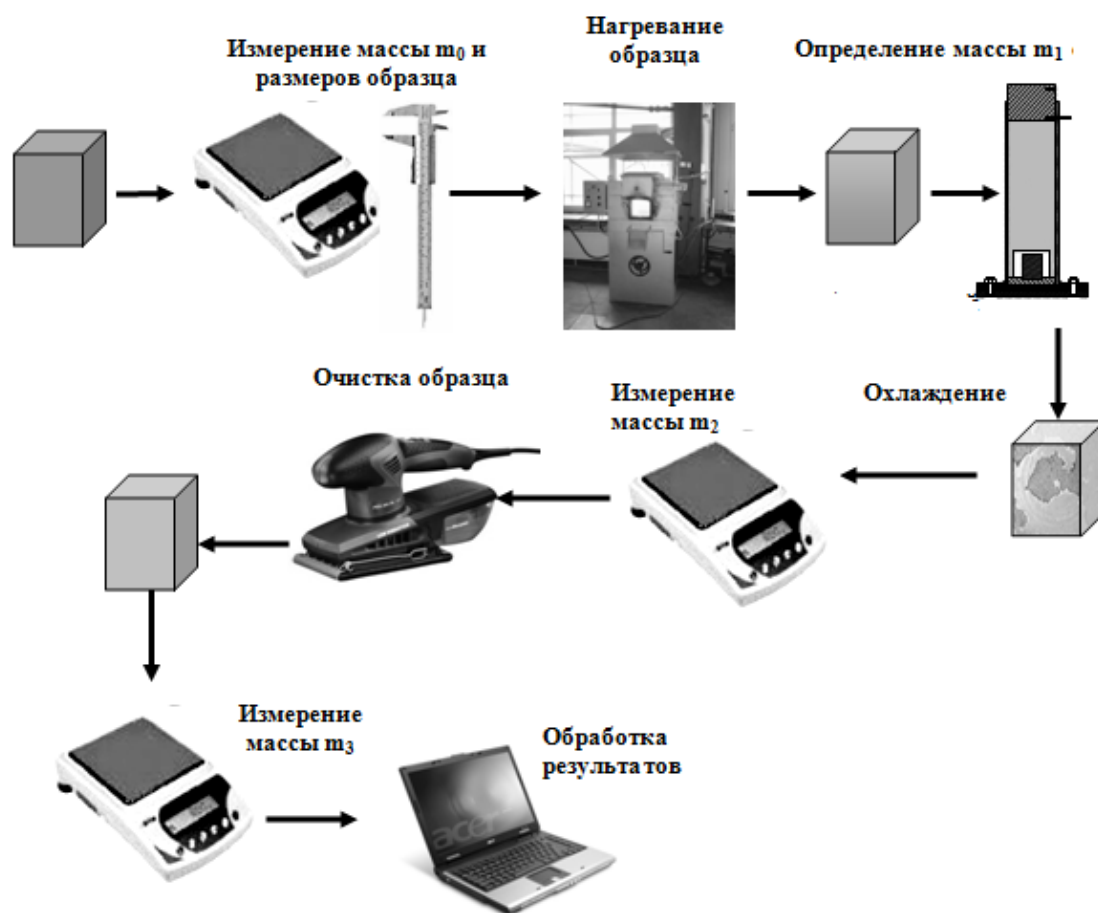


Рис. 3. Схема массового метода измерений сцепления окалины

Прочность сцепления окалины можно характеризовать отношением массы окалины, которая осталась на образце после ударных испытаний ко всей массе окалины [10] по зависимости:

$$P = \frac{m_2 - m_3}{m_1 - m_3} \cdot 100\% \quad (1)$$

где m_1 – масса образца после нагрева, г; m_2 – масса образца после ударных испытаний, г; m_3 – масса образца после полной очистки от окалины, г; P – прочность сцепления окалины характеризуется долей окалины, которая осталась после испытаний, %.

Массы m_2 и m_3 определяются взвешиванием образцов. Для определения массы m_1 используется выражение:

$$m_1 = m_0 + \frac{z \cdot A}{0,74}, \quad (2)$$

где m_0 – масса образца перед нагревом, г; z – угар металла в окалину, г/м²; A – площадь поверхности образца, м².

Для определения угара металла в окалину z используется выражение:

$$z = \frac{m_0 - m_3}{A}. \quad (3)$$

Результаты исследований прочности сцепления окалины

Исследования сцепления окалины проведены при нагреве образцов до температуры 1200°C, в атмосфере продуктов сгорания природного газа с коэффициентом расхода воздуха $\alpha_1=1,2$ и $\alpha_2=0,8$.

Время нагрева образцов составляло $\tau=1, 3, 4, 5, 8, 10$ часа.

Результаты измерений величины сцепления окалины в зависимости от времени нагрева представлены в таблице 1.

Таблица 1

Результаты измерений величины прочности сцепления окалины и угара металла в окалину

α	τ , ч	m_0 , г	m_1 , г	m_2 , г	m_3 , г	A , м ²	z , кг/м ²
1,2	1	320,730	345,581	304,945	302,340	0,007482	2,458
	3	312,553	362,788	283,734	275,379	0,007211	5,156
	4	316,796	392,203	279,815	260,995	0,007268	7,678
	5	314,440	404,082	278,263	248,105	0,007325	9,057
	8	321,748	441,787	284,427	232,919	0,007325	12,128
	10	325,670	485,323	288,963	207,527	0,007598	15,549
0,8	1	322,976	334,733	318,348	314,276	0,007540	1,154
	3	320,340	359,321	309,423	291,494	0,007382	3,908
	4	326,900	387,157	312,849	282,310	0,007540	5,914
	5	315,888	384,293	305,706	265,268	0,007268	6,965
	8	316,800	431,158	307,112	232,175	0,007325	11,554
	10	315,984	454,773	310,554	213,280	0,007211	14,244

Результаты расчетов величины сцепления окалины представлены на рис. 3.

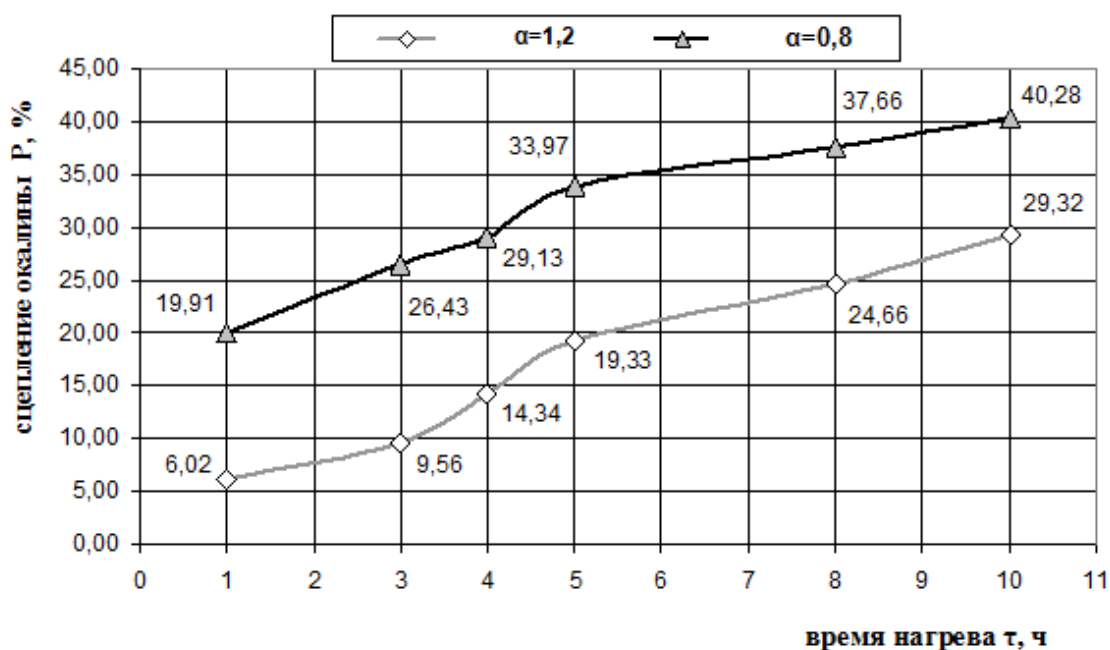


Рис. 4. Результаты расчетов величины прочности сцепления окалины

Влияние времени нагрева на сцепление окалины с металлом

На основе полученных результатов определены зависимости времени нагрева на прочность сцепления окалины к металлу в виде:

$$P = a \cdot \tau^b, \% \quad (4)$$

где a , b – постоянные.

Значения коэффициентов и величины статистических ошибок представлены в таблице 2.

Таблица 2

Постоянные и величины статистических ошибок

Коэффициент расхода воздуха α	Постоянные		Коэффициент корреляции R^2	Средняя погрешность аппроксимации $\bar{\delta}$, %
	a	b		
1,2	5,049	0,766	0,98	8,7
0,8	19,32	0,320	0,99	2,6

Сравнение опытных и расчетных значений прочности сцепления окалины представлены на рис. 5.

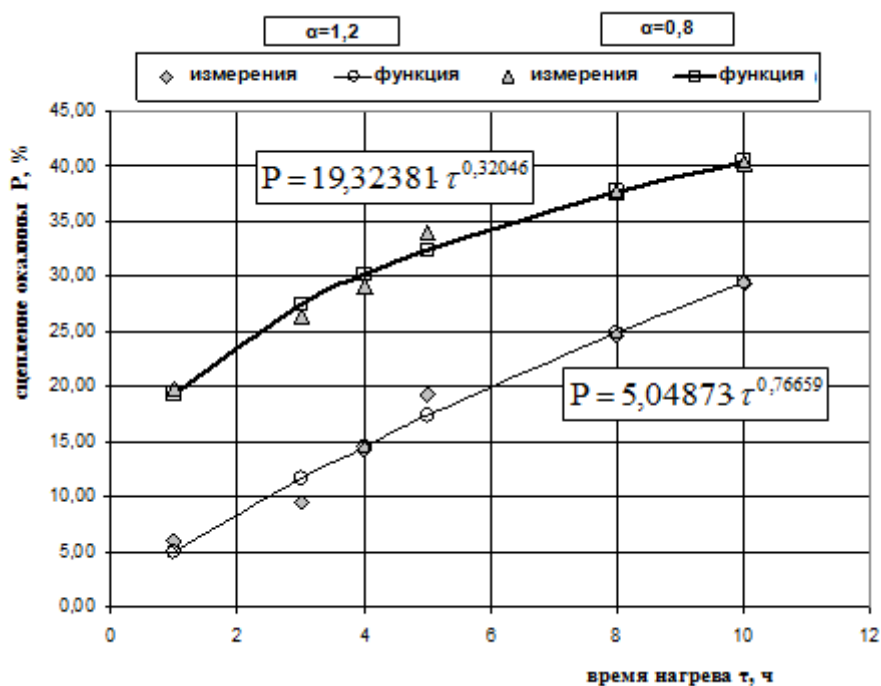


Рис. 5. Сравнение расчетных и экспериментальных значений прочности сцепление окалины

Выводы

На основании экспериментальных и теоретических исследований можно констатировать следующее:

1. Величина прочности сцепления окалины с металлом заготовки нарастает с повышением времени нагрева.
2. С повышением коэффициента расхода воздуха величина прочности сцепления окалины уменьшается.
3. Зависимость прочности сцепления от времени нагрева описывается степенной функцией, что подтверждается величиной статистических ошибок, не превышающей 9 %.
4. Выполненные исследования влияния времени нагрева на прочность сцепления окалины, будут использованы при выборе технологии нагрева стали перед пластической переработкой.

Список литературы

1. Neumann F. Metallurgische Betrachtungen zum Oxydationsverhalten von Stahl beim Erwärmen / Neumann F. // Harterei-Tech. Mitt. 1971. – № 3. – С. 198–207.
2. Wawrzyk P. Bezzgorzelinowe nagrzewanie stali w piecach grzewczych / Wawrzyk P., Wessely P. // Śląsk, Katowice 1973.

3. Результаты исследований некоторых параметров камерной печи малоокислительного нагрева металла / Дегтев Г. Ф., Шевченко П. В. и др. // Кузнечно-штамповочное производство, 1973. – № 1. – С. 35–38.
4. Szargut J. Zasady poprawy eksploatacji pieców grzejnych / Szargut J., Kozioł J., Majza E. // Zeszyty Naukowe Pol. Śl., Energetyka z. 106, Gliwice 1989.
5. Kieloch M. Energooszczędne i małożgorzelinowe nagrzewanie wsadu stalowego / Kieloch M. // Prace naukowe Wydziału Inżynierii Procesowej, Materiałowej i Fizyki Stosowanej, Seria Metalurgia № 29, Częstochowa 2002.
6. Boryca J. Анализ влияния параметров нагрева на сцепление окарины со сталью / Boryca J., Kieloch M. // Сборник научных трудов Национальной Металлургической академии Украины: Металлургическая теплотехника. – Днепропетровск 2004. – С. 207–216.
7. Kieloch M. The dependence of scale adhesion to the steel substrate on thermal and chemical parameters / Kieloch M., Boryca J., Wyczółkowski R. // III International Conference: Refractories, Furnaces and Thermal Insolutions. – Podbanske-Wysokie Tatry, 2004, – С. 243–248.
8. Golis B. Druty stalowe / Golis B., Pilarczyk J. W., Błażejowski Z. // Politechnika Częstochowska, Prace dydaktyczne, Seria Metalurgia № 35, Częstochowa 1991.
9. Boryca J. The adhesion of scale to the steel substrate in the process of heating the charge before plastic working / Boryca J., Kieloch M. // Acta Metallurgica Slovaca 2002. – № 4. – С. 20–28.
10. Boryca J. Pomiar przyczepności zgorzeliny do podłoża stalowego / Boryca J., Kieloch M., Radomski G. // Hutnik- Wiadomości Hutnicze 2002. – № 2. – С. 58–63.

Рукопись поступила 22.07.2014 г.

УДК 628.336.4; 691.535

Ван Барт М.А. – инженер отдела водородной энергетики, Институт проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного НАН Украины, г. Харьков

ПЕРСПЕКТИВЫ ПРИМЕНЕНИЯ ОСАДКА СТОЧНЫХ ВОД ДЛЯ СНИЖЕНИЯ ЭНЕРГОЕМКОСТИ ЦЕМЕНТНОГО ПРОИЗВОДСТВА

На основе анализа существующих технологий обработки и утилизации осадка сточных вод была предложена технология использования осадка в качестве инертной добавки при производстве цементного клинкера. Представлен технико-экономический расчет эффективности использования осадка сточных вод, который подтвердил целесообразность применения данной технологии в цементной промышленности. Для уменьшения влагосодержания осадка сточных вод предложено использование естественного промораживания в зимний период для приведения его физических свойств к условиям сырьевой смеси для производства цемента. Проведено расчетно-теоретические исследование процесса тепломассопереноса в слое осадка сточных вод с целью определения толщины слоя полного промораживания осадка. Определен потенциал энерго- и ресурсосбережения при использовании данной технологии утилизации для возвращающихся печей цементного производства.

Ключевые слова: цементное производство, осадок сточных вод, инертная добавка, энергоемкость, ресурсосбережение.

Введение

Уровень техногенной нагрузки на окружающую среду в большинстве промышленных регионах Украины достиг критических значений. Одной из наиболее острых экологических проблем, как в Украине, так и во всем мире на сегодняшний день является утилизация отходов. Особую категорию загрязнителей составляют осадки сточных вод и отходы промышленного производства, которые содержат большое количество тяжелых металлов и радионуклидов. Накопления большого количества осадка усложняют работу очистных сооружений (затраты на обработку составляют до 50 % общих расходов очистных сооружений). В отличие от других отходов количество осадка сточных вод не может быть снижено за счет изменения экономической и социальной политики в обществе [1 – 5].

Постановка задачи

Существующие способы обработки осадков сточных вод (ОСВ) сводятся к уменьшению объема осадка и изменению их структуры для последующего использования. На сегодняшний день не существует универсального, экономически выгодного и экологически чистого вида их утилизации. Причиной этого является непостоянство состава осадков, который зависит от специфики производств, имеющих сбросов в стоки, особенностей их очистки и т.д. Поэтому в каждом случае требуется целевое исследование возможности использования осадка и разработки соответствующих технологий его утилизации.

Осадок бытовых сточных вод утилизируется в сельском хозяйстве, промышленном производстве, при производстве строительных материалов. Но в связи с большим количеством тяжелых металлов, неприятным запахом, возможным заражением гельминтами осадок требует дополнительной обработки, которая не всегда технологически возможна или экономически оправдана.

Целью данной работы является анализ эффективности использования осадка сточных вод путем использования его как инертной добавки при производстве цементного клинкера с целью снижения ресурсо- и энергоемкости цементного производства.

Методика и результаты исследования

Подготовка осадка, в соответствии с техническими данными клинкера, не требует специализированного оборудования, энергоемких процессов, не изменяет технологических циклов производства клинкера. Осадок в качестве минеральной добавки может быть добавлен в клинкер на стадии дробления. Использование «свежего» осадка сточных вод позволит существенно снизить площади, отводимые под депонирование осадка и снизить потребление воды в производстве клинкера.

Проведенный анализ технологической схемы и материального баланса цементного производства показал, что подготовка осадка с учетом технических требований к цементному клинкеру, не потребует дополнительной установки специализированного оборудования, не приведет к увеличению энергоемкости производства и не изменит технологический цикл получения цементного клинкера. Осадок в качестве добавки поступает в клинкер на стадии дробления. Для использования осадка его влажность согласно ДСТУ Б В.2.7 – 112:2002 не должна превышать 15 % [6, 7].

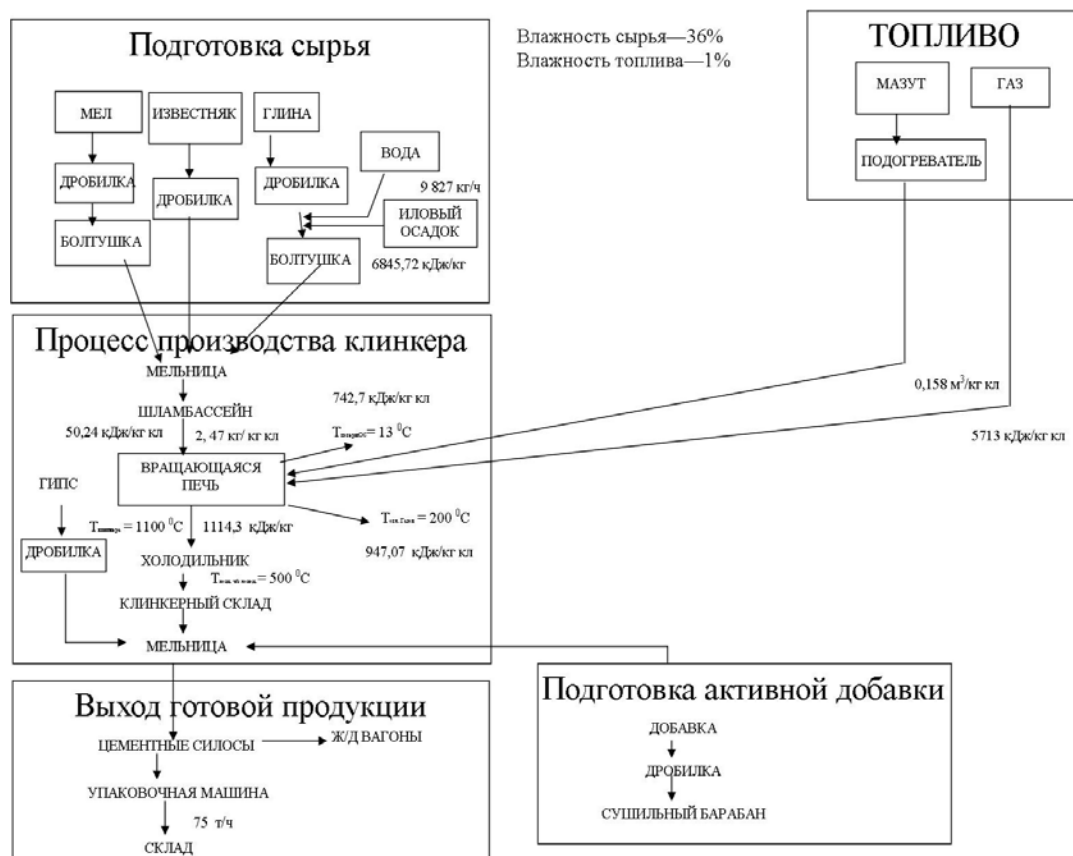


Рис. 1. Технологическая схема производства цемента с использованием активного ила сточных вод

Начальная влажность осадка на иловых полях составляет 70 – 90 %. Для улучшения процесса обезвоживания и уменьшения затрат предложено использовать естественное замораживание осадков на иловых полях, что позволит резко снизить исходное удельное сопротивление осадков и улучшить их водоотдающую способность. Улучшение обезвоживаемости осадков после их таяния объясняется изменениями исходной физико-химической структуры осадков, в результате которой происходит перераспределение различных форм связи влаги в осадке в сторону увеличения количества свободной влаги, что облегчает возможность удаления ее через фильтрующее основание площадок, а также способствует увеличению скорости ее испарения [8].

Осадок после замораживания и оттаивания обезвоживается механическим путем без применения дополнительных реагентов, что позволяет сохранить более близкую к природной среде структуру и состав. Особенно эффективно дальнейшее обезвоживание осадка на наливных фильтрах и ленточных фильтр-прессах. Длительная выдержка осадка после оттаивания ведет к ухудшению его водоотдающей способности.

На сегодняшний день не в полной мере используются преимущества, получаемые за счет замораживания и оттаивания осадка из-за то-

го, что не происходит полного промораживания всего слоя осадка. При замораживании осадков на иловых площадках твердая фаза концентрируется у их основания, а высота слоя залитого осадка составляет 1,0 – 1,4 м, в то время как глубина промерзания почвы в полосе умеренно-континентального климата составляет от 0,08 до 0,64 м и зависит от высоты залегания снежного покрова, в результате чего значительная часть осадка не промораживается, то есть физико-химическая структура остается ненарушенной. Интенсификации процесса замораживания осадков можно достигнуть периодической уборкой верхнего слоя промороженного осадка с поверхности площадок, что позволит улучшить процесс теплообмена между осадком и окружающей средой. Было проведено расчетно-теоретические исследования процесса теплопроводности в слое осадка сточных вод.

На рис. 2 представлено изменение температуры в слое осадка сточных вод во времени.

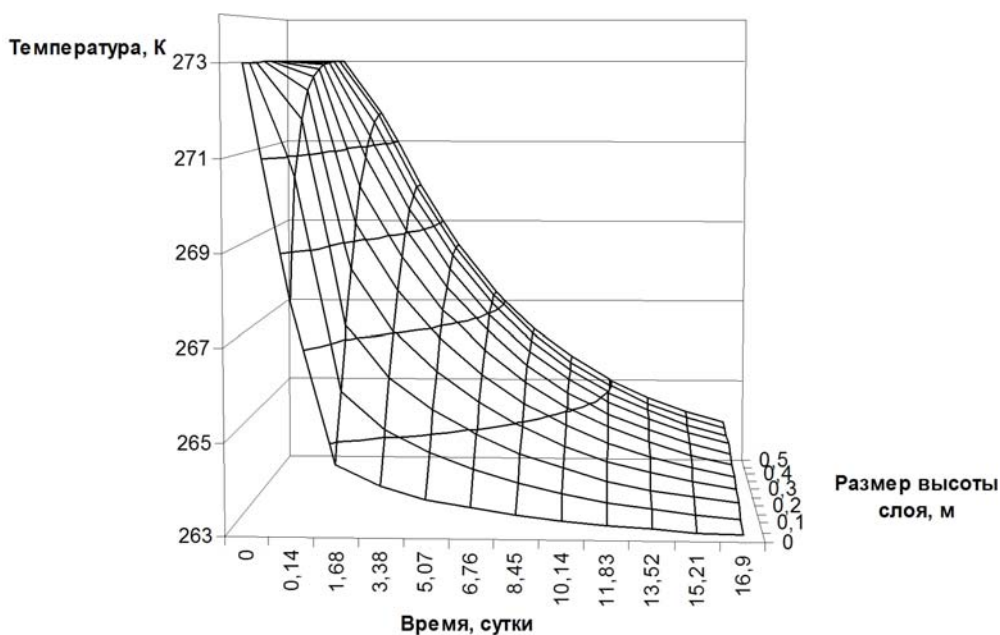


Рис. 2. Динамика изменения температуры в слое осадка сточных вод при средней температуре наружного воздуха -10°C

Проведенные расчетно-теоретические исследования процесса тепломассопереноса в слое осадка сточных вод показали, что через 17 суток при средней температуре -10°C слой илового осадка полностью промерзнет на глубину 0,5 м, что делает возможным использование естественного промораживания для улучшения процесса сушки осадка сточных вод в климатических условиях Украины.

С целью определения возможности комплексного использования осадка было проведено исследование физико-химических свойств и

состава осадка сточных вод характерных для крупных промышленных центров. Анализ показал, что его минералогический состав соответствует содержанию компонентов цементного клинкера. Согласно ДСТУ Б В.2.7 – 112:2002, ОСВ может быть добавлен в объеме до 10 % в качестве инертной добавки.

Для расчета экономии природного газа была выбрана вращающаяся цементная печь, используемая в производстве цемента мокрым способом производительностью 75 т/ч с габаритами 5х185 м (табл. 1) [7].

Таблица 1

Основные характеристики вращающейся печи
при мокром способе производства цементного клинкера

Характеристика	Величина
Производительность, G_p , т/ч	75
Влажность шлама, $w_{шл}$, %	36
Температура отходящих газов $T_{отх.г.}$, °C	250
Расход условного топлива на обжиг клинкера, $G_{кл}$, кг/т	211
Расход теплоты на обжиг клинкера B_p , кДж/кг	6100
Влажность добавки $w_{ос}$, %	15

Учитывая то, что ОСВ имеет различный состав в разных городах, для расчета были использованы данные крупных промышленных центров, приведенные в [8]. В таблице 2 представлены данные о теплоте сгорания осадка при начальном значении влажности w_n и при требуемой влажности $w_{ос} = 15\%$.

Проведенные расчетные исследования показали, что для осадка различного состава теплота сгорания изменяется незначительно. Это позволяет сделать вывод, что для снижения потребления природного газа при производстве цемента возможно использовать ОСВ любых крупных промышленных центров. Но основным критерием, показывающим возможность утилизации ОСВ, остается его минеральный и органический состав, который влияет на количество добавки и качество получаемого конечного продукта.

Таблица 2

Теплота сгорания ОСВ различного состава

№	Горючая масса, %	Q_H^C , МДж/кг	Q_H^r , МДж/кг	w_n , %	Q_H^p при w_n , МДж/кг	Q_H^p при $w_{ос} = 15\%$, МДж/кг
1	23,6	19,7	24,8	70,3	5,86	16,74
2	26,4	20,3	24,9	67,63	6,57	17,25
3	27,6	17,6	22,9	64,09	6,32	14,96
4	29,5	19,6	23,3	64,93	6,87	16,66
5	24	19,3	25,2	68,65	6,05	16,4
6	25,9	16,5	24	62,31	6,22	14,03

Рассмотрим далее расчет экономии топлива при добавке ОСВ в количестве 3, 5, 7 и 9 %, выполненный по методике, изложенной в [9].

Определяем расход илового осадка в клинкере как:

$$G_0 = G_n \cdot \delta_{oc},$$

где δ_{oc} – доля осадка, вносимого в печь.

Необходимое количество осадка сточных вод составит:

$$G'_{oc} = G_{oc} / \delta_{орг},$$

где $\delta_{орг}$ – доля горючей части.

Теплота сгорания осадка сточных вод при заданной влажности шлама $w_{шл} = 36\%$ и осадка $w_{oc} = 15\%$ составит:

$$Q_H^{P'} = Q_H^P \cdot \frac{100 - w_{шл}}{100 - w_{oc}},$$

где Q_H^P – теплота сгорания осадка сточных вод, кДж/м³.

Далее определяется часовое количество теплоты выделяемого при сжигании осадка:

$$Q_{oc} = Q_H^{P'} \cdot G'_{oc},$$

Теплота, полезно используемая в печи, составит:

$$Q_n^{пол} = Q_n \cdot B_n.$$

Тогда экономия топлива при использовании органической части осадка определяется как:

$$\mathcal{E} = Q_{oc} / Q_n^{пол},$$

а экономия природного газа составит

$$\mathcal{E}_{пр.г} = \frac{q_{кл} \cdot G_n}{Q_H^C} \cdot \mathcal{E},$$

где $q_{кл}$ – расход теплоты на обжиг клинкера, кДж/кг; Q_H^C – теплота сгорания природного газа, кДж/м³.

Годовая экономия природного газа в печи определяется по формуле:

$$\mathcal{E}_{год} = \mathcal{E}_{пр.г} \cdot T,$$

где T – количество часов работы печи в год (в расчете принималось 7920 часов).

Экономия условного топлива в т.у.т./год составит:

$$\mathcal{E}_{усл} = \mathcal{E}_{год} \cdot \frac{Q_{усл.т}}{Q_H^C \cdot 1000},$$

где $Q_{усл.т}$ – теплота сгорания условного топлива, кДж/м³.

Полученные данные по экономии природного газа в печи приведены на рис. 3.

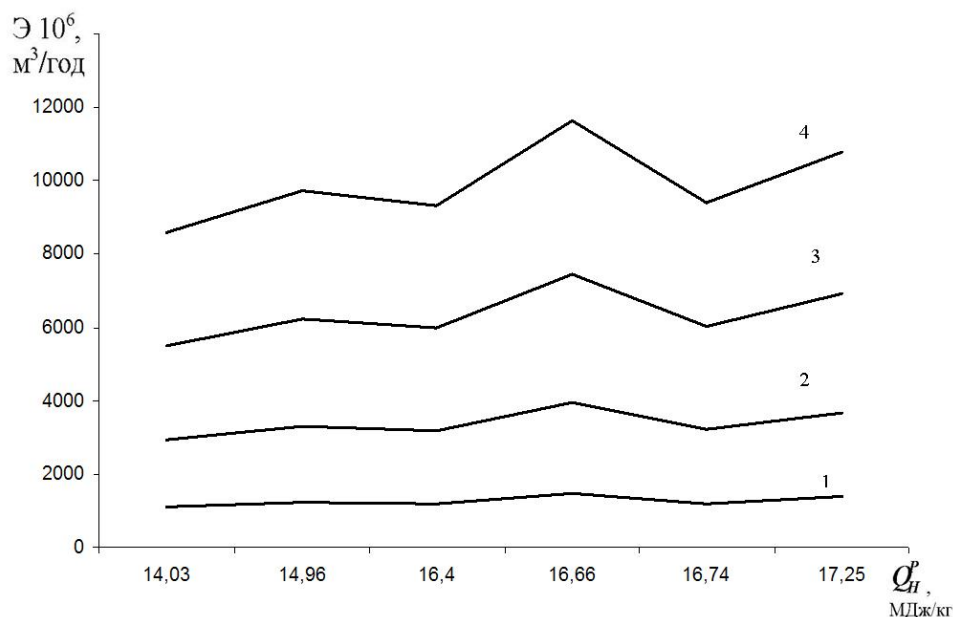


Рис. 3. Економія природного газу в результаті використання ОСВ в качестве добавки: 1 – добавка осадка сточных вод в количестве 3 %; 2 – добавка осадка сточных вод в количестве 5 %; 3 – добавка осадка сточных вод в количестве 7 %; 4 – добавка осадка сточных вод в количестве 9 %

Как следует из рис. 3, экономия природного газа при практически одинаковой теплоте сгорания осадка сточных вод будет расти с увеличением доли органических веществ. Для рассматриваемой печи экономия природного газа составит от 1,4 до 5,2 %, что подтверждает экономическую целесообразность использования данного вида его утилизации. Эффективность предотвращенного экологического ущерба в результате использования разработанной технологии будет оценена в дальнейших исследованиях.

Выводы

Предложен метод утилизации осадка сточных вод, который показал возможность использования осадка в качестве инертной добавки при производстве цементного клинкера. Для наиболее экономически выгодного способа обработки осадка предлагается применять естественное замораживание, что позволит резко снизить исходное удельное сопротивление и улучшить его водоотдающую способность. Внедрение данной технологии позволит существенно снизить риск дальнейшего заражения почвы, грунтовых и подземных вод, что позволит улучшить экологическую ситуацию и социально-гигиенические условия проживания населения вблизи водоочистных сооружений и иловых площадок. Разработанная технология утилизации позволит снизить себестоимость цемента за счет экономии энергетических и материальных ресурсов, а также уменьшить затраты на хранение осадка.

Экономия природного газа для рассматриваемой цементной печи за счет использования органической части осадка сточных вод в качестве дополнительного энергоносителя составит 1,4 – 5,2 %.

Преимуществом данной технологии утилизации по сравнению с существующими на сегодняшний день является его дешевизна ввиду отсутствия дополнительных затрат энергии и необходимости применения технологического оборудования.

Список литературы

1. Евилевич А.З. Утилизация осадков сточных вод. – Л.: Стройиздат, 1988. – 247 с.
2. Дрозд Г.Я. Технично-экологические записки по проблеме утилизации осадков городских и промышленных сточных вод. – Донецк: ИЭП НАН Украины, 2001. – 340 с.
3. Яковлев С.В., Воронов Ю.В. Водоотведение и очистка сточных вод. – Москва: Изд-во Ассоциации строительных вузов, 2004. – 704 с.
4. Хахимов Ф.И., Керженцев А.С., Севастьянов С.М. Рекомендации по утилизации илов городских очистных сооружений. – М.: Госкомэкологии России, 1999. – 54 с.
5. Батлук В.А. Основы экологии и охрана окружающей среды. Учебное пособие. – Львов: Афиша, 2001. – 336 с.
6. ДСТУ Б В.2.7-112-2002, Цементы. Общие технические условия. – Киев: Госкомградостроительства Украины, 2002. – 18 с.
7. Алексеев Б.В., Барбашев Г.К. Производство цемента: Учебник для сред. ПТУ. – М.: Высшая школа, 1985 – 264 с.
8. Степаненко Н.И., Ряховская А.И., Романенко О.А. Химия и технология воды. – 1985. № 2. – С. 79 – 80.
9. Пьячев В.А., Капустин Ф.Л. Тепловые и технологические расчеты вращающихся печей для обжига цементного клинкера. – Екатеринбург: УПИ, 1992. – 34 с.

Рукопись поступила 03.03.2014 г.

УДК 621.175:658.2

Гичёв Ю.А. — д. т. н., профессор, Национальная металлургическая академия Украины (НМетАУ)

Запотоцкая А.Ю. — магистрант, НМетАУ

ПРЕДПОСЫЛКИ К ИСПОЛЬЗОВАНИЮ КОНВЕРТЕРНОГО ГАЗА ДЛЯ ОБЖИГА ИЗВЕСТНЯКА

Использование конвертерного газа для обжига известняка может обеспечить кислородно-конвертерный процесс известью или, по крайней мере, исключить дефицит извести в кислородно-конвертерном производстве стали. Опытное-промышленное опробование обжига известняка конвертерным газом в действующем кислородно-конвертерном цехе с последующим применением продукта обжига непосредственно в цехе для выплавки стали привело к улучшению ряда технологических показателей кислородно-конвертерного процесса. Анализ процесса, выполненный на основе теплового и материального балансов обжига с учетом интенсивности теплообмена в слое и кинетики диссоциации в куске, показал, что технология обжига известняка конвертерным газом представляется в виде синхронизированного с выплавкой стали цикла, включающего в соответствии с выходом газа из конвертера ряд продувок слоя и чередование их с паузами межпродувочных периодов.

Ключевые слова: конвертерный газ, обжиг известняка, известь, тепловой и материальный балансы.

Введение

Обжиг известняка конвертерным газом создает предпосылки для совместного решения двух проблем — обеспечения кислородно-конвертерного процесса известью, дефицит которой испытывают предприятия черной металлургии, и более эффективного (по сравнению с существующим состоянием) использования энергетического потенциала конвертерного газа [1].

Постановка задачи исследования

В задачу данной работы входили:

- анализ производства и применения извести при выплавке кислородно-конвертерной стали;

- оценка выхода извести и продолжительности обжига при использовании конвертерного газа;
- анализ результатов опытно-промышленного опробования обжига известняка конвертерным газом;
- оценка основных характеристик технологии обжига известняка конвертерным газом.

Применение извести при выплавке кислородно-конвертерной стали

Известь является основным шлакообразующим компонентом в шихте кислородно-конвертерной плавки и оказывает существенное влияние на важнейшие технологические показатели процесса: качество стали, выход годного, продолжительность продувки, расход кислорода и стойкость футеровки конвертера [2, 3].

Известь для выплавки конвертерной стали должна быть свежесожженной, активной, содержать минимальное количество серы и фосфора (до 0,1 %) и обладать высокой флюсующей способностью ($\text{SiO}_2 < 3 \%$). Оптимальные размеры кусков извести для кислородно-конвертерной плавки составляют $10 \div 30$ мм. Более крупные куски медленно растворяются в шлаке, а частицы менее 10 мм во время загрузки извести в конвертер выносятся отходящим газом.

Расход извести при выплавке кислородно-конвертерной стали зависит от качества извести, состава чугуна и других компонентов шихты, а также определяется конкретными технологическими условиями выплавки стали и заданной основностью шлака. Удельный расход извести составляет в пределах $50 \div 110$ кг/т стали, причем, технологически наиболее вероятным интервалом расхода извести является $77 \div 86$ кг/т стали [3].

В Украине производство извести для всех переделов черной металлургии в целом составляет в расчете на 1 т стали около 60-70 кг, причем, на долю конвертерной стали приходится не более 45-50 кг, что указывает, при сравнении с технологической потребностью в извести, на ее дефицит в кислородно-конвертерном производстве. Недостаточным является также и качество получаемой извести, которое в значительной степени зависит от типа применяемых для производства извести обжиговых печей.

Обжиг известняка весьма энергоемкий процесс. На производство 1 т извести в газовых шахтных печах затрачивается $140 \div 210$ кг условного топлива, во вращающихся печах – $220 \div 320$ кг, в печах кипящего слоя – $170 \div 200$ кг, что делает известково-обжиговое производство заметным потребителем топлива в черной металлургии.

В сложившейся ситуации вполне очевидно экономическое значение использования конвертерного газа для обжига известняка. Производство извести непосредственно в конвертерном цехе с использованием теплоты конвертерного газа создает предпосылки для покрытия дефицита извести при существенной экономии топливно-энергетических ресурсов отрасли.

Выход извести и продолжительность обжига при использовании конвертерного газа

Обоснование эффективности использования конвертерного газа для обжига известняка требует, в первую очередь, определения ожидаемого выхода извести, на основе которого можно судить о целесообразности разработки процесса. Оценка выхода извести выполнена для трех вариантов использования конвертерного газа:

- при использовании физической теплоты конвертерного газа;
- при использовании химической энергии конвертерного газа и размещении реактора после газоочистки;
- при совместном использовании физической теплоты и химической энергии газа.

Выражение для определения ожидаемого выхода извести (на 1 т стали), полученное из уравнения теплового баланса процесса, имеет следующий вид:

$$m_{из} = \frac{Q_{кг} \cdot \eta_{об}}{\left[c_{изв} \cdot t_d + q_d \cdot m_{CaCO_3} \cdot \varepsilon + (c_{из} \cdot t_{об} - c_{из} \cdot t_d) \cdot (1 - 0,44 \cdot m_{CaCO_3} \cdot \varepsilon) \right] \cdot k_{изв}}, \quad (1)$$

где $Q_{кг}$ – теплота конвертерного газа в расчете на 1 т стали; $\eta_{об}$ – тепловой к.п.д. обжига; $c_{изв}$, $c_{из}$ – теплоемкости известняка и извести при соответствующих температурах по данным [4]; t_d – температура диссоциации известняка, вычисленная по формуле, приведенной в [5]; q_d – расход теплоты на диссоциацию 1 кг $CaCO_3$, вычисленный по формуле, приведенной в [6]; m_{CaCO_3} – массовая доля $CaCO_3$ в известняке; ε – степень обжига; $t_{об}$ – температура обжига, принятая в интервале $1000 \div 1300$ °С; 0,44 – доля молекулярной массы CO_2 в реакции диссоциации известняка; $k_{изв}$ – расходный коэффициент известняка для получения 1 кг извести.

Знаменатель в выражении (1) определяет расход теплоты на получение 1 кг извести и учитывает: теплоту нагрева известняка до температуры диссоциации, теплоту диссоциации $CaCO_3$ и теплоту нагрева извести от температуры диссоциации до температуры обжига.

Теплота конвертерного газу $Q_{\text{кг}}$ определяется, в зависимости от варианта использования газа, выражениями:

- при использовании физической теплоты газа

$$Q_{\text{кгф}} = C_{\text{кг}} \cdot t_{\text{кг}} \cdot v_{\text{кг}}^{\text{уд}}; \quad (2)$$

- при использовании химической теплоты газа

$$Q_{\text{кгх}} = Q_{\text{н}}^{\text{р}} \cdot v_{\text{кг}}^{\text{уд}}; \quad (3)$$

- при совместном использовании физической и химической теплоты газа

$$Q_{\text{кг}\Sigma} = (Q_{\text{н}}^{\text{р}} + C_{\text{кг}} \cdot t_{\text{кг}}) \cdot v_{\text{кг}}^{\text{уд}}, \quad (4)$$

где $v_{\text{кг}}^{\text{уд}}$ – выход газа на 1 т выплавленной стали.

С учетом неизбежных подсосов воздуха при отводе газа без дожигания формулы (2) и (3), соответственно, принимают вид:

$$Q_{\text{кгф}} = Q_{\text{н}}^{\text{р}} \cdot \alpha_{\text{п}} + c_{\text{кг}} \cdot t_{\text{кг}} \cdot v_{\text{кг}}^{\text{уд}} \cdot k_{\text{п}}; \quad (5)$$

$$Q_{\text{кгх}} = Q_{\text{н}}^{\text{р}} \cdot (1 - \alpha_{\text{п}}) \cdot v_{\text{кг}}^{\text{уд}} \cdot k_{\text{п}}, \quad (6)$$

где $\alpha_{\text{п}}$ – соответствующий величине подсосов коэффициент расхода воздуха ($\alpha_{\text{п}} = 0,1$); $k_{\text{п}}$ – коэффициент, учитывающий увеличение объема конвертерного газа при частичном его сжигании вследствие подсосов.

Влияющая на выход извести эффективность использования теплоты конвертерного газа при обжиге учитывалась через тепловой к.п.д. обжига, величина которого, в зависимости от типа и модификации обжиговой печи, изменяется в довольно широких пределах ($0,5 \div 0,7$).

Из результатов расчета ожидаемого выхода извести, представленных на рисунках 1 и 2, следует, что использование конвертерного газа для производства извести может полностью обеспечить или, по крайней мере, компенсировать дефицит извести в кислородно-конвертерном производстве стали. На рисунках 1 и 2 верхние сплошные линии при удельном выходе конвертерного газа $80 \text{ м}^3/\text{т}$ стали; нижние – $50 \text{ м}^3/\text{т}$ стали, штрихпунктирные линии на рисунке 1 – с учетом подсоса воздуха.

Подсосы воздуха при отводе конвертерного газа снижают выход извести с использованием химической энергии газа вследствие уменьшения теплоты сгорания газа и увеличивают выход извести при использовании физической теплоты газа за счет дополнительного выделения теплоты от частичного сжигания газа.

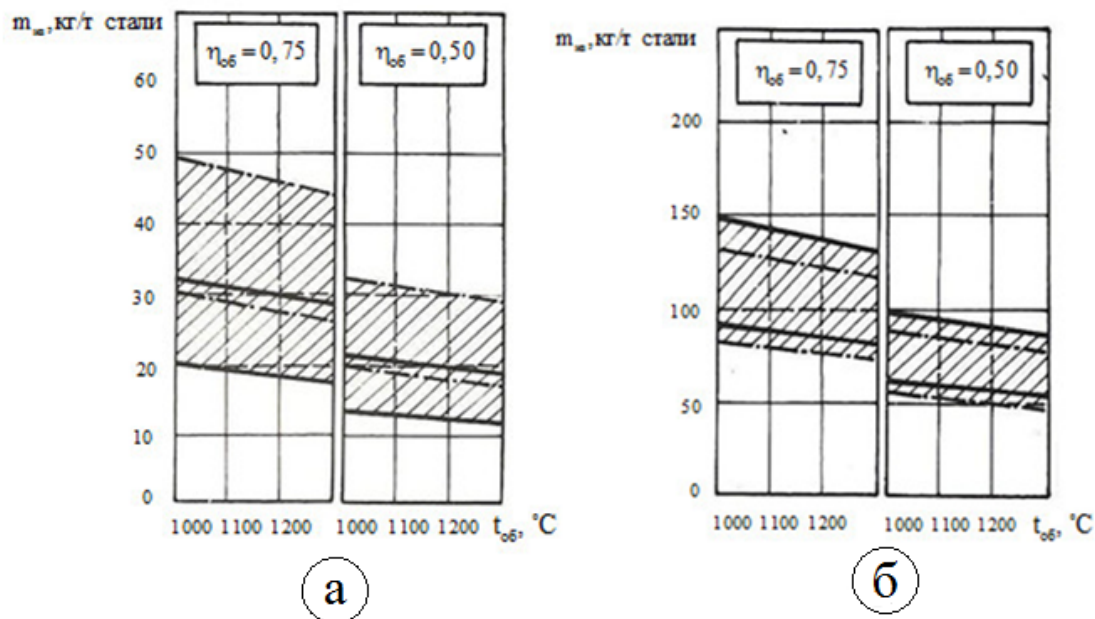


Рис. 1. Выход извести при использовании физической (а) и химической (б) теплоты конвертерного газа

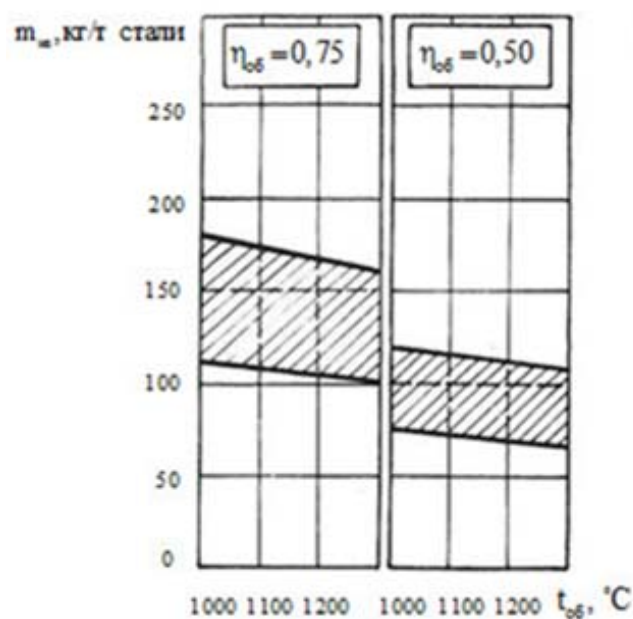


Рис. 2. Выход извести при совместном использовании физической и химической теплоты конвертерного газа

Результаты оценки продолжительности обжига, представленные на рисунке 3, получены путем использования известных экспериментальных данных и теоретических зависимостей, позволяющих вычис-

лить время обжига при различных температурах и размерах кусков известняка. Время обжига $\tau_{об}$ пересчитано на количество 15-минутных продувок конвертера $\tau_{пр}$:

$$n = \tau_{об} / \tau_{пр} . \quad (7)$$

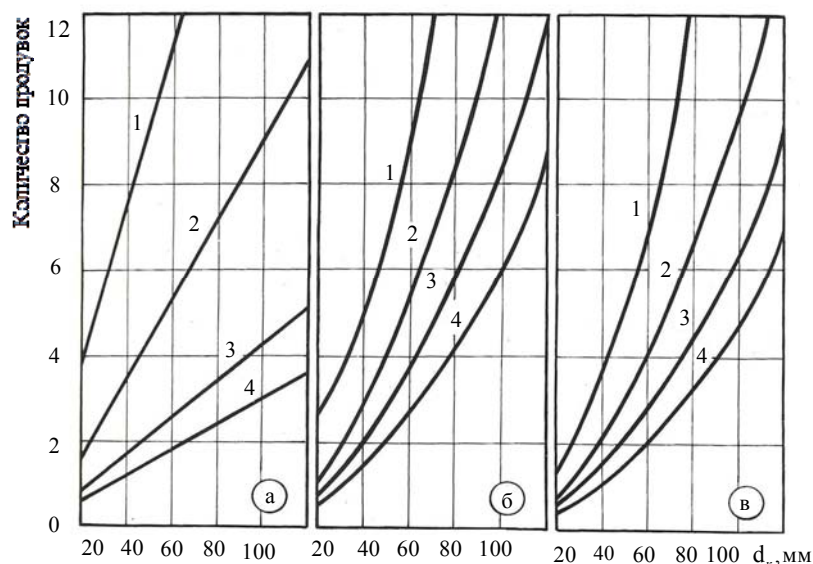


Рис. 3. Зависимость времени обжига (количества продувок) от диаметров кусков известняка и температуры обжига
1- температура обжига 1000 °С; 2 – 1100 °С; 3 – 1200 °С; 4 – 1300 °С.
а – по данным работ [7]; б – по формуле, приведенной в работе [8];
в – по формуле, приведенной в [5]

Несмотря на расхождение во времени обжига при различных способах его вычисления и большую продолжительность обжига крупных кусков, очевидно, что при обжиге кусков известняка с размерами, обеспечивающими получение извести оптимального для кислородно-конвертерной плавки гранулометрического состава (10 ÷ 30 мм), продолжительность обжига достаточно ограничена и вполне допускает организацию циклического процесса. Периодическая подача газа может оказаться позитивным фактором, устраняющим пережог и способствующим получению более активной извести по сравнению с непрерывной подачей [9].

В паузы между подачами газа происходит перераспределение температур в кусках известняка. Более нагретая поверхностная часть кусков передает теплоту путем теплопроводности в центральную их часть. В результате к началу следующей продувки повышается градиент температур между поверхностью кусков и газом за счет снижения температуры поверхности, что увеличивает интенсивность теплообмена во время продувок, и вместе с этим исключается длительная вы-

держка наружной части кусков в перегретом состоянии, что повышает реакционную способность извести.

Положительной стороной обжига конвертерным газом может оказаться также и присутствие в газе пыли, состоящей в основном из оксидов железа. Известь, покрытая оксидами железа, при прочих одинаковых характеристиках с обычной известью, склонна к лучшей ассимиляции в конвертерном шлаке. Положительный результат от применения ожелезненной извести в конвертерном процессе отмечается в ряде работ [10, 11], а именно, указывают на ускорение шлакообразования, сокращение продолжительности продувки, уменьшение расхода кислорода и исключение добавки к шихте дорогостоящего плавикового шпата.

Таким образом, идея использования конвертерного газа для обжига известняка располагает достаточно весомыми энергетическими и технологическими предпосылками, указывающими на целесообразность ее реализации. При этом, наряду с возможностью покрытия дефицита извести без дополнительных затрат постороннего топлива, создаются условия для разработки оригинальной технологии обжига с получением активной ожелезненной извести и возможностью ее подачи в конвертер в свежееобожженном виде и в нагретом состоянии.

Опытно-промышленное опробование обжига извести конвертерным газом

Для проверки принципиальной возможности реализации обжига известняка конвертерным газом проведено опытно-промышленное опробование процесса в действующем кислородно-конвертерном цехе на заводе им. Петровского, где применяется система отвода газа из конвертера с полным дожиганием. Коэффициент расхода воздуха в зависимости от периода продувки составил от 3 до 5, что обусловило сравнительно небольшие температуры продуктов сгорания конвертера газа на входе в обжиговой реактор (кратковременно до $1000 \div 1100$ °C).

Схема опытно-промышленной установки представлена на рисунке 4.

Установка размещена на специально сооруженном обводном участке газоотводящего тракта конвертера и включает последовательно соединенные между собой газоходами обжиговой реактор, скруббер и влагоотделитель. Обводной участок со стороны входа газа подключен к верхней секции кессона, а со стороны выхода – к газоходу, ведущему к дымососу тракта.

Реактор выполнен в виде стального резервуара диаметром 3000 мм, установленного рядом с бункерами сыпучей шихты. В верх-

ней части реактор оборудован загрузочным люком с механизированной крышкой, а в нижней – литой трубой для выпуска продукта обжига и создания периферийного теплоизолирующего защитного слоя шихты. Подача продуктов сгорания и отвод их из реактора осуществлялись через встроенные в полость реактора водоохлаждаемые газоходы [12].

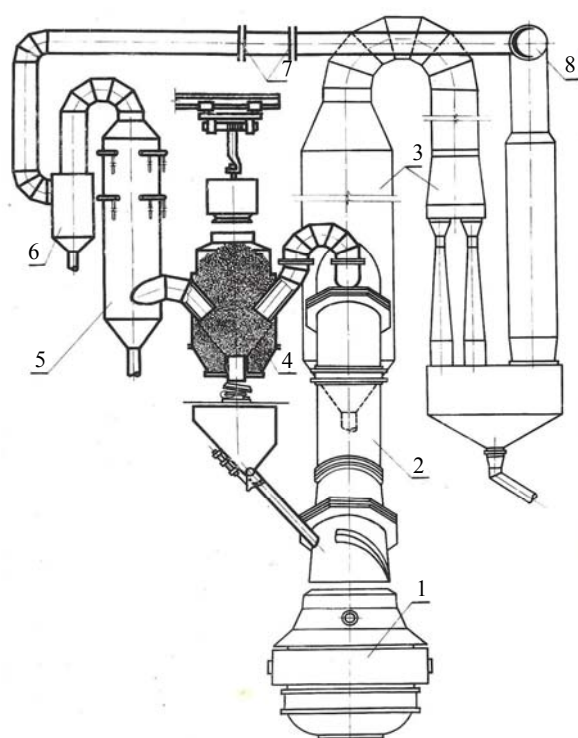


Рис. 4. Схема опытно-промышленной установки для обжига известняка конвертерным газом:

- 1 – конвертер; 2 – кессон; 3 – газоочистка; 4 – обжиговый реактор;
5 – скруббер; 6 – влагоотделитель; 7 – регулирующий дроссельный и аварийный отсечной клапаны;
8 – газоход к дымососу

Работа установки автоматизирована, пульт управления установкой вместе со щитом КИП размещены в дистрибуторной цеха. Открытие и закрытие установленного на определенный расход регулирующего дросселя производились по сигналу открытия и закрытия кислородного клапана. Объем продуктов сгорания, поступающих в обжиговый реактор, составил до 15 – 16 % от их общего количества. Продолжительность работы установки составила 940 конвертерных плавов.

Продукт обжига во время работы установки выдавали в конвертер по тракту сыпучих в соответствии с технологией выплавки стали. Количество выдаваемого в конвертер продукта обжига изменялось в пределах $0,2 \div 2,5$ т за плавку.

Обожженный продукт представлял собой нагретый до температуры $780 \div 860$ °С известняк, покрытый оболочкой оксидов железа конвертерной пыли. Достаточно развитая диссоциация известняка отмечена при максимальных температурах его нагрева и составила 11-15 %. Невысокая степень обжига обусловлена в основном двумя причинами. Во-первых, сравнительно невысокой температурой продуктов сгорания вследствие больших подсосов воздуха при отводе газа из конвертера. Во-вторых, из-за несоблюдения временного режима обжига, т.к. продукт обжига отгружали из реактора в соответствии с технологией ведения плавов, что не совпадала со временем выдержки известняка в реакторе, необходимой для получения достаточно высокой степени обжига. Максимальная продолжительность выдержки известняка в зоне обжига обычно не превышала двух продувок конвертера.

Тем не менее, эксплуатация опытно-промышленной установки дала весьма положительные результаты. При сравнении (по данным ОТК) технологических показателей конвертерных плавов с применением обожженного на опытно-промышленной установке известняка и без его применения при прочих одинаковых условиях установлено: сокращение продолжительности продувок на 0,8 – 3,1 %, увеличение температуры стали при повалке конвертера после продувок на $0,33 \div 1,40$ %, увеличение выхода годного на $0,2 \div 1,4$ %, снижение содержания в стали серы на $5,4 \div 20,5$ % и фосфора на $3,7 \div 34,8$ %.

Полученные при опытно-промышленном опробовании процесса результаты указывают на целесообразность углубления исследований с целью разработки технологии обжига известняка конвертерным газом, обеспечивающей более высокую степень обжига. Установка показала достаточно высокую работоспособность, надежность и безопасность в эксплуатации. При этом опробованы система отбора продуктов сгорания из тракта и сброса их в тракт, система подачи сыпучих в конвертер при высоких температурах шихты, испытана работа реактора на запыленном газе и прочее.

Накопленный опыт в дальнейшем использован при проектировании промышленных вариантов установок технологического использования конвертерного газа.

Оценка основных характеристик

технологии обжига известняка конвертерным газом

Оценка процесса выполнена на основе совместного расчета теплового и материального балансов, уравнения которых имеют следующий вид:

$$Q_{\text{кг}} + Q_{\text{изв}} = Q_{\text{д}} + Q_{\text{п}} + Q_{\text{г}} ; \quad (8)$$

$$M_{\text{изв}} = M_{\text{изв}} \cdot (1 - m_{\text{CO}_2} \cdot \Delta \epsilon) + M_{\text{CO}_2} \cdot \Delta \epsilon, \quad (9)$$

где $Q_{\text{кг}}$ – теплота, вносимая в процесс конвертерным газом; $Q_{\text{изв}}$, $M_{\text{изв}}$ – теплота и масса известняка, поступающего в процесс; $Q_{\text{д}}$ – расход теплоты на диссоциацию известняка; $Q_{\text{п}}$ – теплота продукта обжига; $Q_{\text{г}}$ – теплота отходящего после обжига газа с учетом выделившегося CO_2 при диссоциации известняка; m_{CO_2} , M_{CO_2} – массовая доля и масса диоксида углерода, выделяющегося при полной диссоциации известняка; $\Delta \epsilon$ – изменение степени обжига.

Балансы вычислялись для количества выходящего газа и расхода известняка в расчете на 1 т выплавляемой стали отдельно для каждой продувки и с учетом использования химической энергии газа.

Для расчета приняты следующие исходные данные и условия: масса обжигаемого известняка – 137,5 кг/т стали, что при степени обжига 95 % может обеспечить конвертерный процесс известью в количестве 80 кг/т стали; удельный выход газа – 65 м³/т стали; продукты сгорания перед входом в реактор охлаждаются избыточным воздухом до температуры 1000 ÷ 1300 °С с целью предотвращения спекания и переобжига извести.

Отдельные статьи теплового баланса с учетом параметров, входящих в материальный баланс, определялись выражениями:

$$Q_{\text{кг}} = v_{\text{кг}}^{\text{уд}} \cdot t_{\text{пс}} \cdot (c_{\text{пс}} \cdot v_{\text{пс}} + c_{\text{в}} \cdot v_{\text{в}}); \quad (10)$$

$$Q_{\text{изв}} = M_{\text{изв}} \cdot c_{\text{изв}} \cdot t_{\text{изв}}; \quad (11)$$

$$Q_{\text{д}} = M_{\text{изв}}^{\text{исх}} \cdot q_{\text{д}} \cdot \Delta \epsilon; \quad (12)$$

$$Q_{\text{п}} = M_{\text{изв}}^{\text{исх}} \cdot (1 - m_{\text{CO}_2} \cdot \Delta \epsilon) \cdot c_{\text{п}} \cdot t_{\text{п}}; \quad (13)$$

$$Q_{\text{г}} = [v_{\text{кг}}^{\text{уд}} \cdot (c_{\text{пс}} \cdot v_{\text{пс}} + c_{\text{в}} \cdot v_{\text{в}}) + c_{\text{CO}_2} \cdot M_{\text{CO}_2} \cdot \Delta \epsilon / \rho_{\text{CO}_2}] \cdot t_{\text{г}}, \quad (14)$$

где $t_{\text{пс}}$ – температура продуктов сгорания конвертерного газа; $c_{\text{пс}}$, $c_{\text{в}}$ – теплоемкости продуктов сгорания и избыточного воздуха; $v_{\text{пс}}$ – объем продуктов сгорания в расчете на 1 м³ конвертерного газа; $v_{\text{в}}$ – объем избыточного воздуха для охлаждения продуктов сгорания до заданной температуры в расчете на 1 м³ газа; $c_{\text{изв}}$ – теплоемкость известняка, находящегося в процессе обжига с учетом степени обжига после предыдущей продувки, определяемая по данным, приведенным в [4]; $t_{\text{изв}}$ – температура находящегося в процессе обжига известняка к началу продувки; $M_{\text{изв}}^{\text{исх}}$ – исходная масса известняка; $c_{\text{п}}$ – теплоемкость продукта обжига, определяемая по данным, приведенным в [4], в зависимости от степени обжига в конце продувки; $t_{\text{п}}$ – температура продукта обжига в конце продувки; c_{CO_2} , ρ_{CO_2} – теплоемкость и плот-

ность CO_2 ; t_r – средняя за продувку температура отходящего после обжига газа.

Температура продукта обжига в уравнении теплового баланса вычислялась по методике нагрева кусковой шихты в неподвижном слое, приведенной в [8]. Расчеты выполнены при температуре продуктов сгорания на входе в слой $1000 \div 1300$ °С и скоростях газа в слое $0,5 \div 2,0$ м/с (при нормальных условиях на свободное сечение реактора), толщина слоя принята 1 м, коэффициент теплоотдачи определялся по формуле, приведенной в [8], теплопоглощение от разложения известняка учитывалось через кажущуюся теплоемкость, а массивность частиц через их внутреннее тепловое сопротивление (эквивалентный диаметр куска в слое принят 0,03 м).

Изменение степени обжига в выражениях (12) – (14) определялось по продвижению фронта диссоциации в куске за одну продувку ($\tau_{\text{пр}}$):

$$f_{\text{пр}} = w_{\text{д}} \cdot \tau_{\text{пр}}, \quad (15)$$

где $w_{\text{д}}$ – скорость продвижения фронта диссоциации, которая вычислялась по данным, приведенным в [8].

В соответствии с выражением (15) изменение степени обжига известняка за одну продувку определялось соотношением

$$\Delta \varepsilon = \left[r_{\text{К}^*}^3 - (r_{\text{К}^*} - f_{\text{пр}})^3 \right] / r_{\text{К}}^*, \quad (16)$$

где $r_{\text{К}}$, $r_{\text{К}^*}$ – радиус куска известняка и радиус необожженного ядра куска.

Расчеты диссоциации и нагрева слоя выполнены совместно методом последовательного приближения, причем, исходными данными для последующей продувки являлись результаты расчета предыдущей продувки. Средняя за продувку температура отходящего газа также вычислялась методом последовательного приближения из выражения (14) с учетом уравнения теплового баланса (8) по формуле:

$$t_r = \frac{Q_{\text{кг}} + Q_{\text{изв}} - (Q_{\text{д}} + Q_{\text{п}})}{v_{\text{кг}}^{\text{уд}} \cdot (c_{\text{пс}} \cdot v_{\text{пс}} + c_{\text{в}} \cdot v_{\text{в}}) + c_{\text{CO}_2} \cdot M_{\text{CO}_2} \cdot \Delta \varepsilon / \rho_{\text{CO}_2}}. \quad (17)$$

В результате расчетов получены зависимости температуры продукта обжига, степени его обжига и температуры отходящего газа от количества продувок слоя, которые в целом позволяют дать предварительную оценку циклам периодического обжига известняка (см. рис. 5).

Конечная температура продукта обжига зависит от начальной температуры газа, которую слой достигает в течение 2 – 4 продувок. Рост степени обжига отстает от температуры слоя, причем, с уменьшением начальной температуры газа и скорости газа отставание степени обжига от роста температуры слоя увеличивается. Для полного

(по условию расчета 95 %) обжига слоя в зависимости от температуры и скорости газа необходимо от 2 до 9 продувок. Средняя за продувку температура отходящих газов по мере увеличения количества продувок возрастает и по завершению обжига достигает начальной температуры газа.

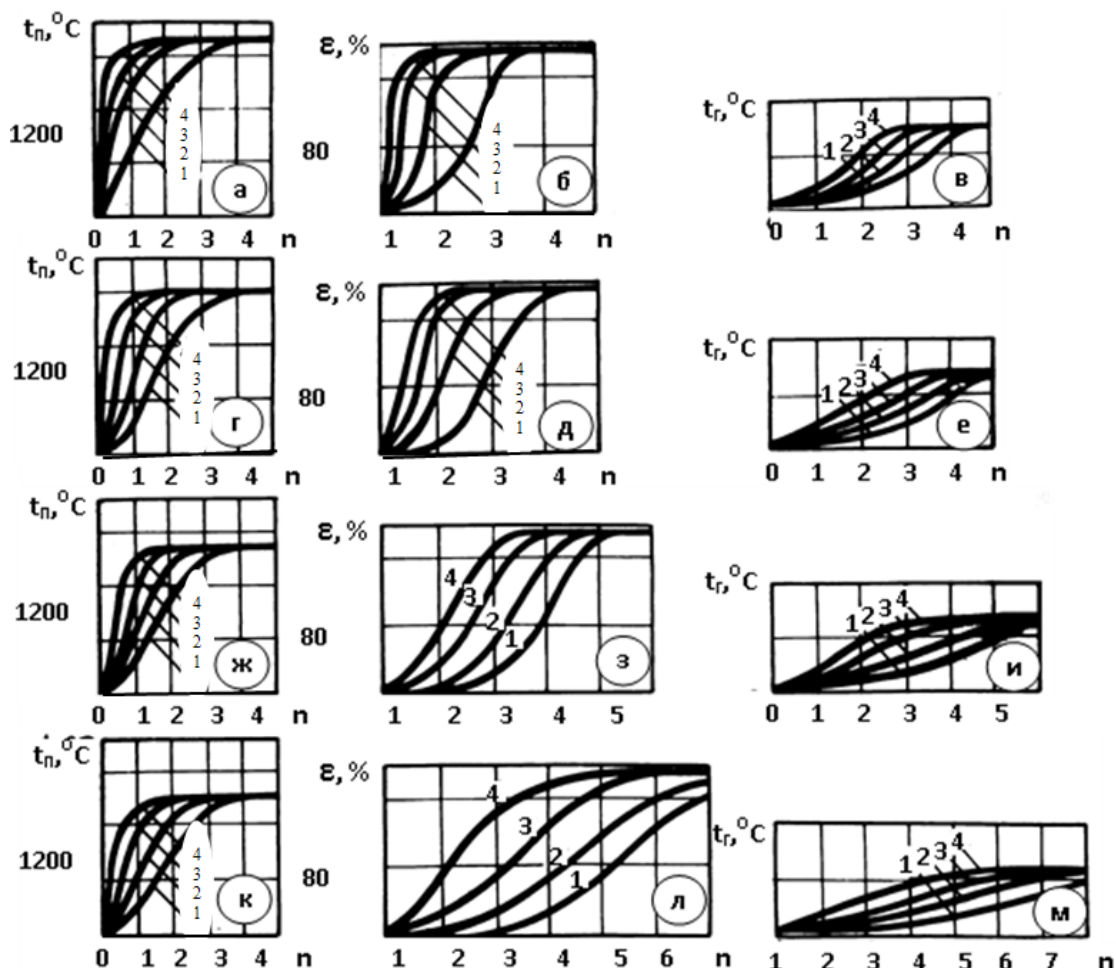


Рис. 5. Зависимость температуры продукта обжига (t_n), степени обжига (ϵ) и температуры отходящих газов (t_r) от количества продувок слоя
а, б, в – при температуре газа на входе в слой 1300 °C; г, д, е – 1200 °C;
ж, з, и – 1100 °C; к, л, м – 1000 °C; 1 – скорость газа 0,5 м/с; 2 – 1,0 м/с;
3 – 1,5 м/с; 4 – 2,0 м/с

Полученные предварительные сведения о технологии обжига известняка конвертерным газом использованы в качестве исходных данных в последующих экспериментально-теоретических исследованиях процесса.

Выводы

1. Использование конвертерного газа для производства извести может полностью обеспечить или, по крайней мере, компенсировать дефицит извести в кислородно-конвертерном производстве стали.

2. Опытное-промышленное опробование обжига известняка конвертерным газом в действующем кислородно-конвертерном цехе для выплавки стали привело к улучшению ряда технологических показателей кислородно-конвертерного процесса (к сокращению продолжительности продувки на 0,8 – 3,1 %, увеличению выхода годного на 0,2 – 1,4 %, снижению содержания в стали серы на 5,4 – 20,5 % и фосфора на 3,7 – 34,8%), что подтвердило целесообразность разработки технологий обжига известняка с использованием конвертерного газа.

3. Предварительный теоретический анализ процесса, выполненный на основе теплового и материального балансов обжига с учетом интенсивности теплообмена в слое и кинетики диссоциации в куске, показал, что технология обжига известняка конвертерным газом представляется в виде синхронизированного с выплавкой стали цикла, включающего, в соответствии с выходом газа из конвертера, ряд продувок слоя и чередование их с паузами межпродувочных периодов. Полученные в результате теоретического анализа предварительные технологические характеристики обжига использованы для дальнейших экспериментально-теоретических исследований.

Список литературы

1. Гичёв Ю.А. Взгляд на проблему использования отходящих газов сталеплавильных конвертеров // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2004. – №2(8). – С. 30-36
2. Баптизманский В.И., Охотский В.Б. Физико-химические основы кислородно-конвертерного процесса. – Киев – Донецк: Вища шк., 1981. – 183 с.
3. Третьяков Е.В., Дидковский В.К. Шлаковый режим кислородно-конвертерной плавки. – М.: Металлургия, 1972. – 144 с.
4. Теплофизические свойства топлив и шихтовых материалов черной металлургии. Справочник / В.М. Бабошин, Е.А. Кричевцов, В.М. Абзалов, Я.М.Щелоков. – М.: Металлургия, 1982. – 152 с.
5. Табунщиков Н.П. Производство извести. – М.: Химия, 1974. – 239 с.
6. Ростовцев С.Т. Теория металлургических процессов. – М.: Металлургиздат, 1956. – 515 с.
7. Монастырев А.В., Александров А.В. Печи для производства извести. Справочник. – М.: Металлургия, 1979. – 232 с.
8. Катаев Б.И., Ярошенко Ю.Г., Лазарев Б.Л. Теплообмен в до-

менной печи. – М.: Металлургия, 1968. – 355 с.

9. А. с. 1198034 СССР, МКИ С 04в 2/10. Способ производства извести / К.А. Бовкун, Ю.А. Гичёв, Ю.Ф. Ждан и др. // Б.И. 1985. - №46. – 7 с.

10. Использование ожелезненной извести в конвертерной плавке / Хайдуков В.П., Рябов В.В., Трубников А.А. и др. // Черная металлургия: Бюл. НТИ. – 1986. - №18. – С.43.

11. Производство ожелезненной извести на агломерационных машинах / Сулименко Е.И., Большак В.В., Долженко Ю.Л. и др. // Черная металлургия. – 1990. - №5. – С.45-46.

12. А. с. 1411312 СССР, МКИ С 04в 2/10. Способ производства извести в шахтных печах / Ю.А. Гичёв, В.И. Деревянко, В.Д. Кабак и др. // Б.И. 1988. - №27. – 5 с.

Рукопись поступила 20.02.2014 г.

УДК 669.184.152.4

Гичёв Ю.А. — д.т.н., профессор, Национальная металлургическая академия Украины (НМетАУ)

Переверзева О.В. — магистрант, НМетАУ

ТЕПЛО- И МАССООБМЕН ПРИ ВОССТАНОВЛЕНИИ ЖЕЛЕЗОРУДНОГО СЫРЬЯ КОНВЕРТЕРНЫМ ГАЗОМ

Исследование тепло- и массообмена выполнено путём математического моделирования процесса. Установлен ряд особенностей процесса восстановления железорудного сырья конвертерным газом. Восстановление высокотемпературным газом, отобранном до газоочистки, возможно в интервале температур 700 – 1000 °С, а восстановление охлаждённым газом после газоочистки целесообразно только лишь при температурах 700 – 800 °С. Выход металлизированного продукта при использовании высокотемпературного газа в 1,5 – 2 раза выше по сравнению с использованием охлаждённого газа. Максимальная степень использования СО конвертерного газа при восстановлении высокотемпературным газом составила до 37 %, а охлаждённого – до 20 %. Предложена конструктивная схема реактора-восстановителя и порядок его расчёта. На основе результатов исследований определена ожидаемая производительность реактора по металлизированному продукту.

Ключевые слова: восстановление, железорудное сырьё, конвертерный газ, тепло- и массообмен, реактор-восстановитель.

Введение

Эффективность использования конвертерного газа в качестве восстановителя зависит от интенсивности протекания процессов тепло- и массообмена при восстановлении. Конвертерный газ, располагая тепловой энергией и химическим потенциалом, должен обеспечить нагрев сырья до температуры восстановления, выдержку его при этой температуре и восстановление до заданной степени металлизации [1]. Процессы нагрева и восстановления тесно взаимосвязаны, что требует их совместного рассмотрения.

Постановка задачи

В задачу исследований входили:

- разработка методики расчётного исследования с учётом всех основных факторов, влияющих на данный процесс восстановления;

- расчётное исследование распределения температур и степени восстановления сырья в слое реактора-восстановителя;
- анализ изменения температуры газа и концентрации в нем восстановителя в процессе восстановления сырья;
- выдачу технологических и конструктивных рекомендаций для реализации процесса с прогнозированием его производительности, степени восстановления железорудного сырья и эффективности использования конвертерного газа.

Математическая модель

Математическая модель процесса включает вычисление трубок тока газа в слое с последующим просчетом по их длине температур и концентрации реагентов. Такой подход позволяет преобразовать решение пространственной нестационарной задачи, в которой учитывается изменение параметров по четырем координатам (три пространственных и временная), в решение двухкоординатной задачи, где изменение параметров вычисляется во времени и по одной криволинейной координате, совпадающей с осью симметрии трубки тока [2].

Совокупность трубок тока дает простую и наглядную для анализа физическую картину процесса. Применение трубок тока позволяет, в отличие от обычных просчетов, где весь расчетный массив взаимосвязан, исследовать процесс не только по всему объему продуваемого слоя, но и на отдельных его участках, исключая при этом расчет всего слоя.

В целом математическая модель включает последовательное решение задач газодинамики и тепломассообмена. Решение задачи газодинамики, которое сводится к вычислению трубок тока, приведено в работе [3].

Уравнения теплообмена для трубки тока представлены в следующем виде:

$$\left\{ \begin{array}{l} c_g \rho_g w_{\delta^*} \frac{\partial t_g}{\partial \delta^*} + c_g \rho_g w_n \frac{\partial t_g}{\partial n} + c_g \rho_g w_{вп} \frac{\partial t_g}{\partial вп} = -\alpha_v (t_g - t_m); \\ c_m^* \rho_m \frac{\partial t_m}{\partial \tau} = \alpha_v (t_g - t_m), \end{array} \right. \quad (1) \quad (2)$$

где c_g , c_m , ρ_g , ρ_m – теплоёмкость и плотность, соответственно, газа и материала; w_{δ^*} , w_n , $w_{вп}$ – проекции скорости газа в трубке тока, соответственно, на касательный вектор к ее траектории $\vec{\tau}$, на вектор нормальный к касательной $\vec{n}$ и бинормальный вектор $\vec{вп}$;

$\frac{\partial t_r}{\partial \delta^*}, \frac{\partial t_r}{\partial n}, \frac{\partial t_r}{\partial \text{вн}}$ — производные от температуры газа по соответствующим направлениям векторов; α_v — объёмный коэффициент теплоотдачи [4]; c_m^* — кажущаяся теплоёмкость сырья.

При условии непроницаемости трубок тока ($w_n = 0, w_{\text{вн}} = 0$) уравнения теплообмена принимают вид:

$$\begin{cases} c_r \rho_r w_{\delta^*} \frac{\partial t_r}{\partial \delta^*} = -\alpha_v (t_r - t_m); \end{cases} \quad (3)$$

$$\begin{cases} c_m^* \rho_m \frac{\partial t_m}{\partial \tau} = \alpha_v (t_r - t_m). \end{cases} \quad (4)$$

В конечно-разностной форме (принята схема бегущего счета на четырехточечном шаблоне) система уравнений (3) и (4) принимает вид:

$$\begin{cases} c_{r,i,j} \rho_{r,i,j} w_{r\delta_{i,j}^*} \frac{t_{r,i+1,j+1} - t_{r,i,j}}{\delta_j^*} = -\alpha_{v,i,j} (\bar{t}_{r,i,j} - \bar{t}_{m,i,j}); \end{cases} \quad (5)$$

$$\begin{cases} c_{m,i,j}^* \rho_{m,i,j} \frac{t_{m,i+1,j+1} - t_{m,i,j}}{\tau_i} = \alpha_{v,i,j} (\bar{t}_{r,i,j} - \bar{t}_{m,i,j}), \end{cases} \quad (6)$$

где $\bar{t}_{r,i,j}, \bar{t}_{m,i,j}$ - средние температуры газа и материала, определяемые выражениями:

$$\bar{t}_{r,i,j} = (t_{r,i+1,j+1} + t_{r,i,j+1} + t_{r,i+1,j} + t_{r,i,j}) / 4; \quad (7)$$

$$\bar{t}_{m,i,j} = (t_{m,i+1,j+1} + t_{m,i,j+1} + t_{m,i+1,j} + t_{m,i,j}) / 4. \quad (8)$$

Совместное решение уравнений (5) и (6) относительно $t_{m,i+1,j+1}$ и $t_{r,i+1,j+1}$ с учетом выражений (7) и (8) дает следующие соотношения:

$$t_{m,i+1,j+1} = \left[\frac{t_{m,i,j+1} \cdot W_{m1,i,j}}{\tau_i} + \frac{\alpha_{v,i,j}}{4} \cdot \frac{t_{r,i,j+1} \cdot W_{r1,i,j}}{W_{r2,i,j} \delta_j^*} + \frac{W_{r2,i,j} - \alpha_{v,i,j}}{4W_{r2,i,j}} (t_{r,i,j}^* - t_{m,i,j}^*) \right] / W_{m2,i,j} \quad (9)$$

$$t_{r,i+1,j+1} = \left[\frac{t_{r,i+1,j} \cdot W_{r1,i,j}}{\delta_j^*} - \alpha_{v,i,j} (t_{r,i,j}^* - t_{m,i,j}^* - \frac{t_{m,i+1,j+1}}{4}) \right] / W_{m2,i,j}, \quad (10)$$

где

$$\begin{aligned} W_{m1,i,j} &= c_{m,i,j}^* \rho_{m,i,j}; & W_{r1,i,j} &= c_{r,i,j} \rho_{r,i,j} w_{r\delta_{i,j}^*}; \\ W_{r2,i,j} &= \frac{W_{r1,i,j}}{\delta_j^*} + \frac{\alpha_{v,i,j}}{4}; & W_{m2,i,j} &= \frac{W_{m1,i,j}}{\tau_i} + \frac{\alpha_{v,i,j}}{4} - \frac{\alpha_{v,i,j}^2}{16W_{m1,i,j}}; \\ t_{r,i,j}^* &= (t_{r,i,j} + t_{r,i+1,j} + t_{r,i,j+1}) / 4; \end{aligned} \quad (11)$$

$$t_{M_{i,j}}^* = (t_{M_{i,j}} + t_{M_{i+1,j}} + t_{M_{i,j+1}}) / 4; \quad (12)$$

Рекуррентные соотношения (9) – (12) позволяют последовательно рассчитать узлы сетки и определить температурные поля процесса.

Особенностью восстановления железорудного сырья является ступенчатый характер реакции ($\text{Fe}_2\text{O}_3 \rightarrow \text{Fe}_3\text{O}_4 \rightarrow \text{FeO} \rightarrow \text{Fe}$). При большом расходе газа восстановление кускового материала сопровождается одновременным протеканием ряда ступеней. При этом возникает вопрос о выборе химического потенциала суммарного процесса.

В работе [5] на основе макрокинетического анализа процесса восстановления с привлечением математического аппарата диффузионной кинетики установлено, что в случае протекания нескольких реакций в объеме куска определяющим является химический потенциал реакции $\text{FeO} \rightarrow \text{Fe}$, а суммарная скорость процесса зависит от этой реакции даже при сравнительно небольшой степени ее развития в объеме куска. Кроме того, от закиси железа отнимается большая часть кислорода железорудного материала, и восстановление закиси занимает основную часть общего времени процесса.

Все это позволяет без существенных погрешностей в расчете массообмена при восстановлении железорудного сырья принимать схему протекания лишь одной реакции:



Для описания массообмена, происходящего в соответствии с гетерогенной реакцией (13), уравнения массообмена можно представить в следующем виде:

$$w_{\text{гд}^*} \frac{\partial [\text{CO}]}{\partial \delta^*} = -K_{p_1} [\text{FeO}] [\text{CO}] + K_{p_2} [\text{Fe}] [\text{CO}_2]; \quad (14)$$

$$\frac{\partial [\text{FeO}]}{\partial \tau} = -K_{p_1} [\text{FeO}] [\text{CO}] + K_{p_2} [\text{Fe}] [\text{CO}_2]. \quad (15)$$

В уравнениях (14) и (15) значение в квадратных скобках соответствует концентрации реагирующих веществ и продуктов их реакции, а K_{p_1} и K_{p_2} - константы, характеризующие интенсивность превращения.

В соответствии с законом сохранения массы для вычисления массообмена достаточно рассмотреть одно из этих уравнений, например, уравнение (14), которое с учетом обозначений $K_{p_1}^* = K_{p_1} [\text{FeO}]$ и $K_{p_2}^* = K_{p_2} [\text{Fe}]$ принимает вид, выражающий массообмен через изменение концентраций в газовой фазе:

$$w_{\text{гд}^*} \frac{\partial [\text{CO}]}{\partial \delta^*} = -K_{p_1}^* [\text{CO}] + K_{p_2}^* [\text{CO}_2] = -K_{p_1}^* \left\{ [\text{CO}] - \frac{K_{p_2}^*}{K_{p_1}^*} [\text{CO}_2] \right\}. \quad (16)$$

Отношение $\frac{K_{p_2}^*}{K_{p_1}^*}$ представляет собой константу равновесия реакции восстановления $\bar{K}$, а выражение в фигурных скобках – одну из форм записи химического потенциала.

В свою очередь, значение $K_{p_1}^*$ характеризует интенсивность массообмена и уменьшается по мере снижения концентрации FeO в сырье, т.е. по мере увеличения степени восстановления железорудного сырья. В связи с этим выражение для $K_{p_1}^*$ принимает вид:

$$K_{p_1}^* = K_{p_1} [\text{FeO}] = K_{p_1} (1 - \varphi_k), \quad (17)$$

где φ_k – степень восстановления железорудного сырья по кислороду.

Выражение (17) аналогично соотношению для суммарного коэффициента массообмена, полученного на основе диффузионно-кинетической модели восстановления кусков железорудного сырья в слое [6]:

$$K_\Sigma = K_{\Sigma O} (1 - \varphi_k), \quad (18)$$

где K_Σ – суммарный коэффициент массообмена, объединяющий влияние химической, внутренней и внешней диффузий; $K_{\Sigma O}$ – суммарный коэффициент массообмена при $\varphi_k = 0$.

В действительности суммарный коэффициент массообмена более сложная функция различных факторов процесса, однако использование выражения (18) в ряде работ показало отсутствие каких-либо существенных погрешностей в результатах расчета. В данном случае, погрешность, связанная с упрощением записи K_Σ , может быть компенсирована путем подбора числового массива $K_{\Sigma O}$ на основе обширных опытных данных, приведенных в работах [5,6]. Отношение $K_{p_1}^* / a_F$, (где a_F – удельная поверхность слоя) позволяет идентифицировать размерности коэффициентов $K_{p_1}^*$ и K_Σ и представить уравнение массообмена (16), с учетом стехиометрии реакции (13), в следующем виде:

$$\frac{\partial [\text{CO}]}{\partial \delta^*} = - \frac{2K_\Sigma a_F}{w_{r\delta^*}} \{ [\text{CO}] - \bar{k} [\text{CO}_2] \}. \quad (19)$$

где $\bar{k}$ – константа скорости реакции.

С учетом постоянства суммы концентрации восстановителя и газообразного продукта восстановления:

$$\Sigma^* = \text{CO}' + \text{CO}_2' = \text{CO}'' + \text{CO}_2'', \quad (20)$$

или в конечно-разностной форме:

$$\Sigma^* = [\text{CO}]_{i,j} + [\text{CO}_2]_{i,j} = [\text{CO}]_{i,j+1} + [\text{CO}_2]_{i,j+1},$$

уравнение (19) после разделения переменных принимает вид:

$$\frac{\partial [\text{CO}]}{[\text{CO}](1 + \bar{k}) - \bar{k}(\text{CO}' + \text{CO}_2')} = -\frac{2K_{\Sigma} a_F}{w_{r\delta}^*} \delta \delta^*. \quad (21)$$

Для участка дуги трубы точка δ_j^* за промежуток времени значения K_{Σ} , $w_{r\delta}^*$ и $\bar{k}$ остаются постоянными, что позволяет проинтегрировать уравнения в пределах изменения концентрации оксида углерода от CO' до CO'' в ячейке сетки принятой схемы расчета и получить выражение для конечной концентрации восстановителя.

В результате интегрирования получено выражение для конечной концентрации восстановления и продукта восстановления:

$$[\text{CO}]_{i,j+1} = -1 / (1 + \bar{k}_{i,j}) \left\{ K_{\Sigma_{i,j}} - K_{\Sigma_{i,j}} \exp\left(-\frac{2(1 + \bar{k}_{i,j})K_{\Sigma_{i,j}} a_F \delta_i^*}{w_{r\delta_{i,j}}^*}\right) + (1 + \bar{k}_{i,j}) [\text{CO}]_{i,j} \exp\left(-\frac{2(1 + \bar{k}_{i,j})K_{\Sigma_{i,j}} a_F \delta_i^*}{w_{r\delta_{i,j}}^*}\right) \right\}; \quad (22)$$

$$[\text{CO}_2]_{i,j+1} = \Sigma^* - [\text{CO}_2]_{i,j+1} = 1 / (1 + \bar{k}_{i,j}) \left\{ \Sigma^* - ([\text{CO}]_{i,j} - \bar{k} [\text{CO}_2]_{i,j}) \times \exp\left(-\frac{2(1 + \bar{k}_{i,j})K_{\Sigma_{i,j}} a_F \delta_i^*}{w_{\delta_{i,j}}^*}\right) \right\}. \quad (23)$$

Связь между количеством отнятого кислорода Δm_{O_2} и накоплением CO_2 однозначно определяет выражение:

$$\Delta m_{\text{O}_{2i+1,j+1}} = \frac{1}{2} \left\{ [\text{CO}]_{i,j+1} - [\text{CO}_2]_{i,j} \right\} w_{r\delta_{i,j}}^* \rho_{\text{O}_2} \tau_i. \quad (24)$$

При этом конечная степень восстановления сырья составит:

$$\varphi_{K_{i+1,j+1}} = \varphi_{K_{i+1,j}} + \frac{\Delta m_{\text{O}_{2i+1,j+1}}}{m_{\text{O}_2}}, \quad (25)$$

где m_{O_2} – исходное количество кислорода, связанного с оксидами железа в сырье.

Последовательно решение уравнений (23) – (25) позволяет рассчитать массообмен и определить концентрационные поля процесса.

Схема восстановления железорудного сырья конвертерным газом представлена на рисунке 1.

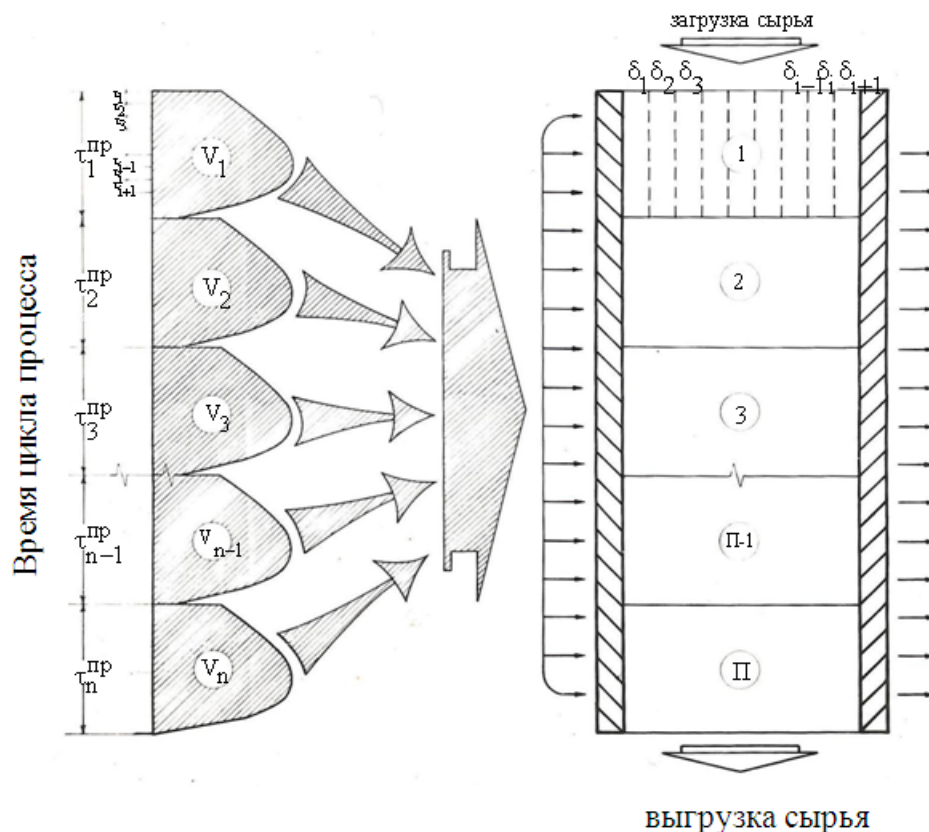


Рис. 1. Схема восстановления железорудного сырья конвертерным газом:
 $\tau^{пр}$ — продолжительность продувки конвертера; V — количество конвертерного газа, использованного для восстановления в течение одной продувки

Слой восстанавливаемого сырья разделен по высоте шахты реактора на порции, соответствующие одной загрузке сырья в конвертер. Порция сырья, проходя от верхнего уровня шахты к нижнему, по мере отгрузки восстановленного продукта в конвертер, последовательно от одной продувки конвертера к другой восстанавливается до определенной степени металлизации. Обозначения 1, 2, 3...n-1, n указывают на количество продувок конвертера, в течение которых порция сырья находилась в реакторе-восстановителе.

Для получения общей картины процесса необходимо последовательно рассчитать тепло- и массообмен в одной порции сырья при многократной продувке его газом.

Развитие процесса восстановления рассмотрено в соответствии с двумя основными вариантами размещения системы в цехе [7] при использовании высокотемпературного конвертерного газа ($\overline{CO} = 85\%$, $\overline{CO_2} = 15\%$) и охлажденного очищенного газа после частичного сжигания ($\overline{CO} = 49,3\%$, $\overline{CO_2} = 22,0\%$, $\overline{N_2} = 28,7\%$).

Восстановление высокотемпературным конвертерным газом

Одним из основных параметров, определяющих развитие процесса восстановления, является температура материала, поэтому анализ процесса целесообразно начинать с рассмотрения температурных полей в слое.

Распределение температуры материала по толщине слоя зависит от продолжительности нагрева (количества продувок), скорости газа и температуры газа на входе в слой.

На рисунке 2 представлено распределение температуры материала при многократной продувке слоя газом со скоростью $0,75 \div 1,25$ м/с и начальной температурой $700 \div 1000$ °С. Направление продувки совпадает с направлением оси абсцисс, а цифры на поле графиков указывают на количество продувок газа через слой.

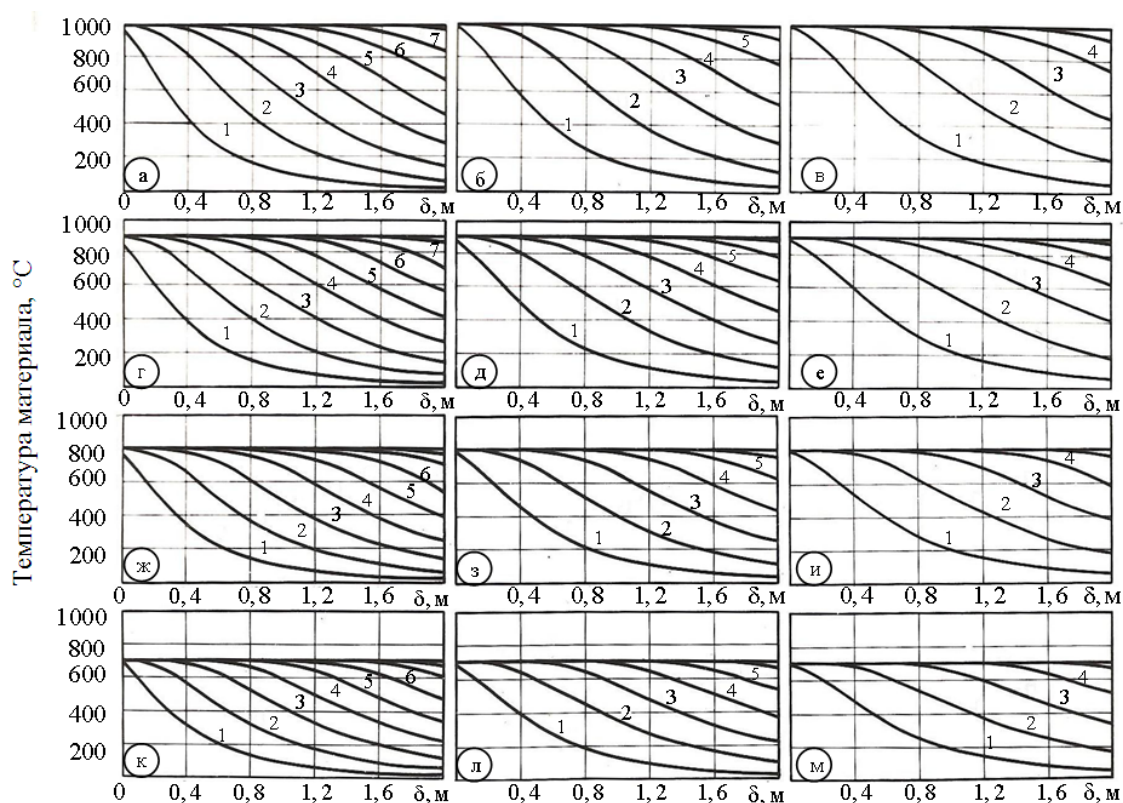


Рис. 2. Распределение температуры материала при многократной продувке слоя конвертерным газом
а, б, в – при температуре газа на входе в слой 1000 °С и скорости газа, соответственно, 0,75, 1,00 и 1,25 м/с; г, д, е – то же при температуре газа на входе в слой 900 °С; ж, з, и – то же при 800 °С; к, л, м – то же при 700 °С.

Приведенные результаты позволяют сделать ряд обобщений. Увеличение количества продувок приводит к выравниванию температуры слоя по его толщине, а максимальный уровень нагрева определяет температура газа на входе в слой. Начало прогрева слоя до темпе-

ратуры газа наблюдается уже после второй продувки, а с увеличением количества продувок толщина максимально прогретого слоя возрастает, т.е. температура газа на входе в слой при многократной продувке полностью контролирует температурный уровень процесса восстановления в цикле. Количество продувок, необходимых для подогрева слоя до температуры газа, зависит от скорости газа и толщины слоя, причем, при одной и той же скорости газа количество продувок для полного прогрева слоя практически не зависит от начальной температуры газа.

В качестве фактора, оказывающего влияние на прогрев слоя, можно также отметить тепловыделения, вызванные реакцией восстановления. На рисунке 3 приведено распределение температур в слое с учетом и без учета тепловыделений.

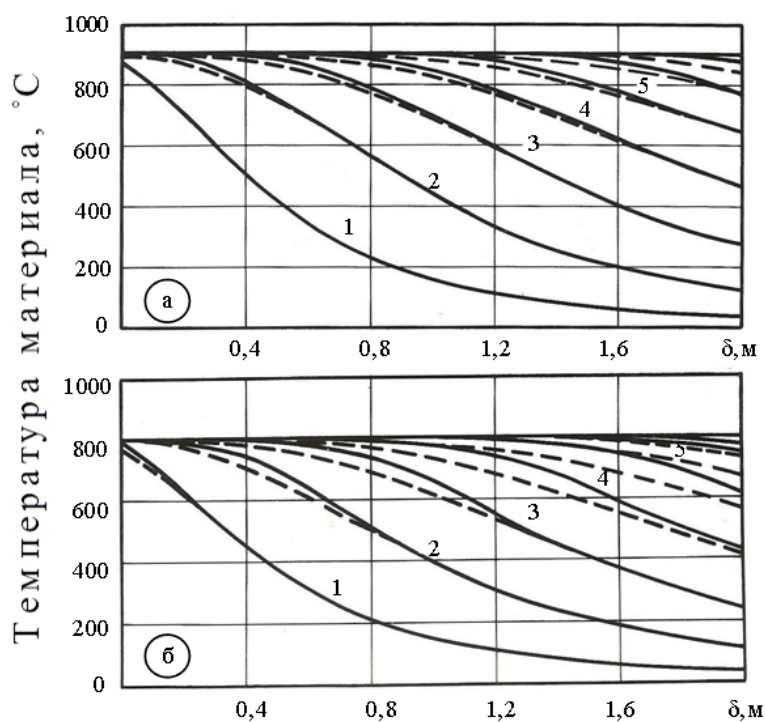


Рис. 3. Распределение температуры материала при многократной продувке слоя железорудного сырья конвертерным газом с учетом (сплошные линии) и без учета (штриховые) тепловыделений от реакции восстановлений (скорость газа 1 м/с): а – при температуре газа на входе в слой 900°C; б – 800°C

Как видно из графиков, тепловыделения в ходе прогрева слоя сказываются незначительно, что объясняется сравнительно небольшим суммарным тепловым эффектом реакции восстановления оксидом углерода. Причем разница в температурных кривых, с учетом и без учета тепловыделений, проявляется в большей степени при

уменьшении температурного уровня нагрева. В целом же тепловыделения в слое при восстановлении оксидом углерода вероятно не оказывают существенного влияния на ход процесса, т.к. максимальная разность в температурных кривых не превышает 10 %, а по мере прогреве слоя эта разность практически исчезает.

Выбор температуры восстановления высокотемпературным конвертерным газом (до газоочистки) представляется в довольно широких пределах, от 700 до 1000 °С.

При этом изменение температуры газа на входе в слой является одним из возможных вариантов регулирования процесса.

Влияние температуры газа на ход восстановления иллюстрируется кривыми, приведенными на рисунке 4, позволяющими отметить следующее.

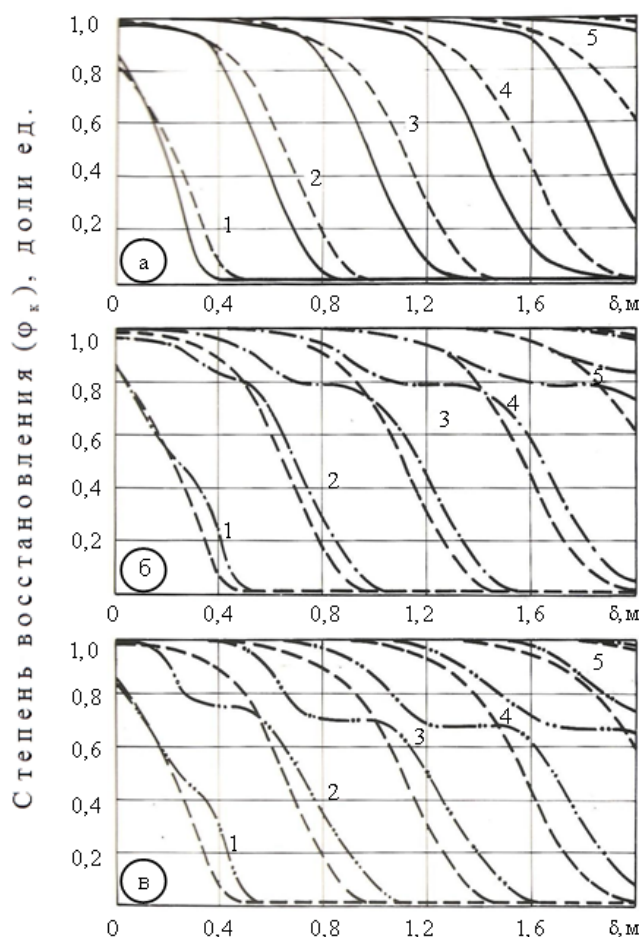


Рис. 4. Влияние начальной температуры конвертерного газа на восстановление железорудного сырья при многократной продувке слоя ($\text{CO} = 85\%$, скорость газа – 1 м/с):

а – сравнение степени восстановления железорудного сырья при начальных температурах газа 700 и 800 °С;

б – то же при 800 и 900 °С; в – то же при 900 и 1000 °С.

Повышение температуры газа приводит к более глубокому продвижению кривой восстановления по толщине слоя. При этом во всем интервале температур конвертерный газ обеспечивает достаточно полное восстановление слоя.

Цикл процесса условно можно разделить на три этапа. Первый этап характеризует начало восстановления и включает первую продувку слоя. Во втором этапе происходит стабилизация продвижения кривой восстановления по толщине слоя (вторая и третья продувка). Третий этап характеризует развитый процесс со стабильным продвижением фронта кривой восстановления по толщине слоя.

Вид кривых степени восстановления с повышением температуры газа изменяется. При температурах 800 – 900 °С форма кривых плавная с постепенным снижением степени восстановления по толщине слоя. При температуре 900 °С в первых, по ходу газа, участках слоя формируется зона высокотемпературного восстановления. Здесь проявляется тормозящее действие термодинамического фактора (отношение CO/CO_2) в большей степени, чем в глубине слоя, где имеет место низкотемпературное восстановление. В результате процесс протекает одновременно в двух режимах, отличающихся скоростью продвижения фронта восстановления сырья по толщине слоя, что приводит к деформации кривых восстановления.

При температуре 1000 °С разность продвижения фронта восстановления по толщине слоя на различных его участках увеличивается, что вызывает еще более резкую деформацию кривых восстановления. Увеличение разности в продвижении различных участков кривых восстановления способствует также и то, что высокотемпературная зона совпадает с завершением восстановления, которое, в свою очередь, также является тормозящим фактором процесса.

Влияние скорости газа на ход восстановления иллюстрируется кривыми на рисунке 5.

Увеличение скорости газа также, как и увеличение его температуры, приводит, при прочих одинаковых условиях, к более глубокому проникновению восстановления в толщину слоя. При этом разность в продвижении кривой восстановления (заштрихованные площади на графиках) растет с увеличением количества продувок.

Так, после четвертой продувки слоя со скоростью газа 1 м/с (см. рисунок 5а) кривая степени восстановления совпадает с кривой восстановления пятой продувки при скорости газа 0,75 м/с. Следовательно, при скорости газа 1 м/с на восстановление одного и того же объема слоя требуется на 25% времени меньше.

Таким образом, увеличение скорости газа приводит к пропорциональному увеличению производительности процесса.

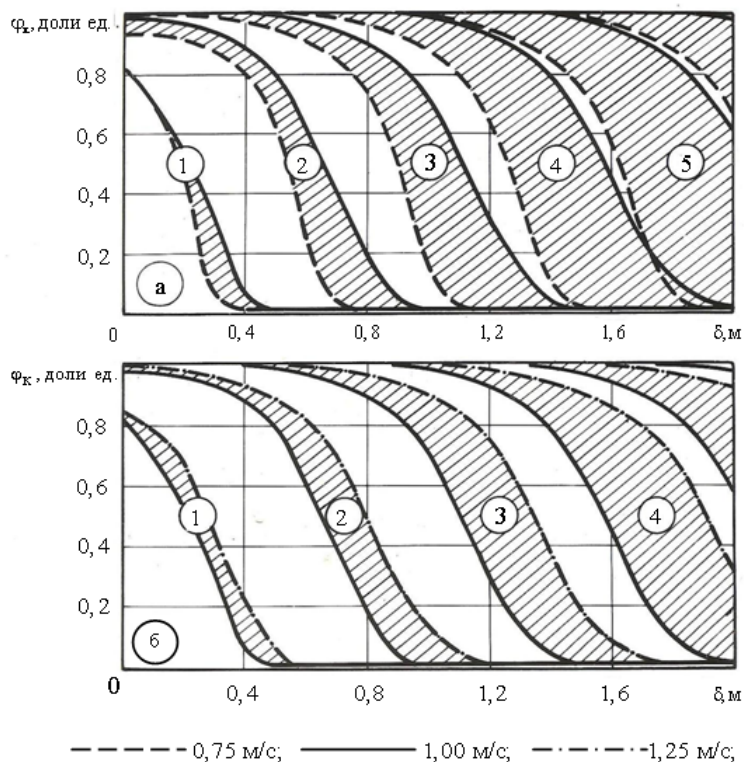


Рис. 5. Влияние скорости конвертерного газа на восстановление железорудного сырья при многократной продувке слоя ($\text{CO} = 85\%$; температура газа – 800°C)
а – сравнение степени восстановления железорудного сырья при скорости газа 0,75 и 1 м/с; б – то же при 1,00 и 1,25 м/с.

Увеличению производительности процесса способствует также и предварительный подогрев слоя, что возможно при двухсекционной компоновке реактора-восстановителя. Из графиков на рисунке 6 следует, что предварительный подогрев практически независимо от толщины слоя сокращает время процесса на одну продувку.

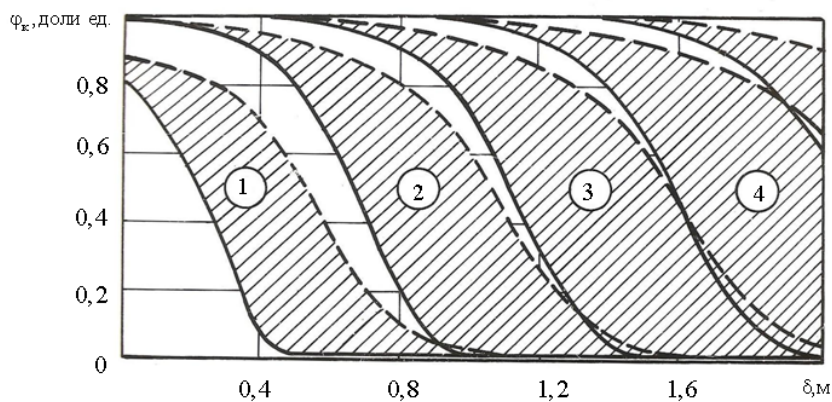


Рис. 6. Влияние предварительного подогрева слоя железорудного сырья на восстановление при многократной продувке слоя ($\text{CO} = 85\%$; температура газа – 800°C ; скорость газа – 1 м/с)

За динамикой процесса можно проследить также по изменению концентрации СО в газе на выходе из слоя. На рисунке 7 показано изменение средних за продувку концентраций СО в циклах восстановления слоя железорудного сырья различной толщины.

Уменьшение концентрации СО на выходе из слоя начинается в момент прогрева первых по ходу газа участков слоя до температуры начала восстановления.

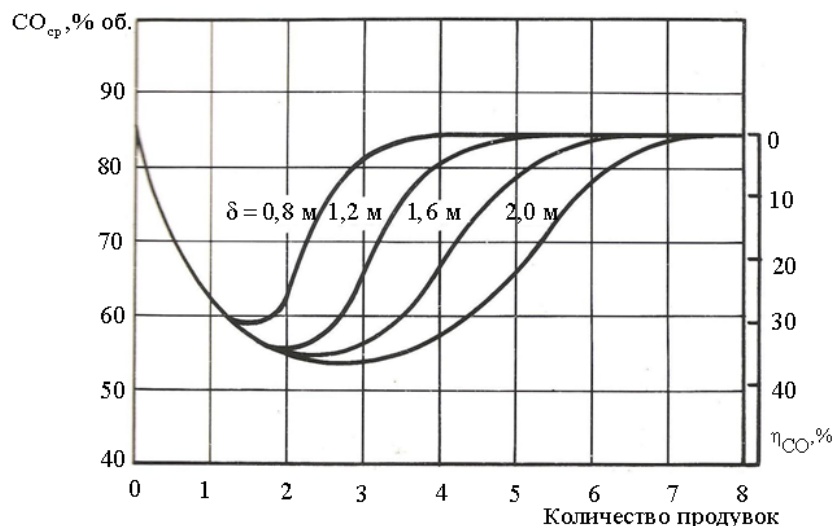


Рис. 7. Изменение концентрации и степени использования СО конвертерного газа в циклах многократных продувок слоя (СО = 85 %; температура газа – 800 °С; скорость газа – 1,00 м/с) 0,8...2,0 м – толщина слоя

Минимального значения концентрации СО достигает по завершению формирования достаточно обширной области прогретого слоя, что характеризуется стабильным продвижением фронта восстановления по толщине слоя (см. рисунок 4). Затем, вследствие завершения процесса, следует повышение концентрации СО на выходе из слоя. При этом время начала завершающей фазы также, как и продолжительность восстановления в целом, зависит от толщины слоя.

Кривые на рисунке 7 характеризуют также и степень использования СО, которая однозначно определяется снижением концентрации СО в газе при восстановлении (см. первую шкалу графика).

Максимальная степень использования СО несколько возрастает с увеличением толщины слоя, причем, по мере увеличения толщины рост максимальной степени использования СО замедляется, что указывает на предельную толщину слоя с точки зрения эффективности использования восстановительного потенциала газа. Для слоя толщиной 0,8 ÷ 2,0 м максимальная степень использования СО составила в пределах 30 ÷ 37 % при среднем значении за цикл продувок около 20 %.

Восстановление конвертерным газом после частичного сжигания

Необходимость восстановления таким газом возникает при использовании охлажденного конвертерного газа после газоочистки. Оценка восстановительной способности газа показала [6], что, в отличие от использования высокотемпературного газа (до газоочистки), восстановление охлажденным газом, после частичного его сжигания, возможно в довольно узком интервале температур ($700 \div 800^\circ\text{C}$), что подтверждают графики, приведенные на рисунке 8.

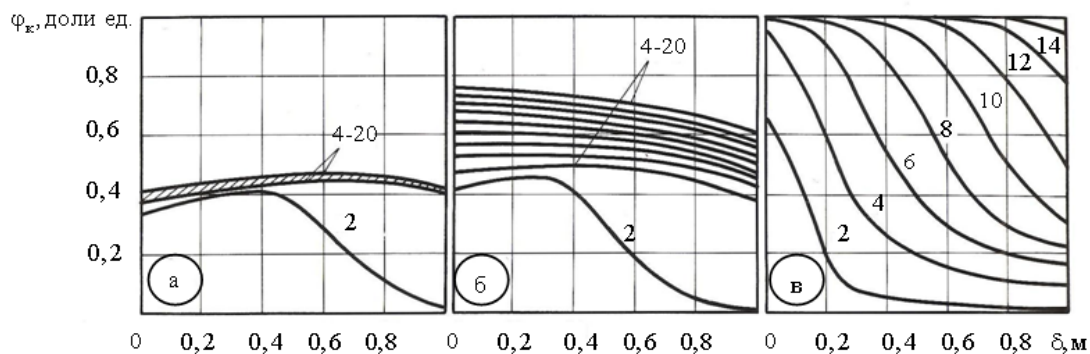


Рис. 8. Распределение степени восстановления в слое железорудного сырья при многократной продувке конвертерным газом после его частичного сжигания ($\text{CO} = 49,3\%$, $\text{CO}_2 = 22,0\%$, скорость газа – 1 м/с):
а – при начальной температуре газа 900°C ; б – 800°C ; в – 700°C .

Из графиков следует, что восстановление низкопотенциальным газом, получаемым после частичного сжигания охлажденного конвертерного газа, требует при одной и той же толщине слоя значительно большего количества продувок, чем восстановление высокопотенциальным конвертерным газом. Сравнивая кривые восстановления с нагревом слоя (см. рисунок 2), можно отметить, что восстановление низкопотенциальным газом идет практически в изотермических условиях, т.к. уже после четвертой продувки слоя толщиной в 1 м слой полностью прогрет до начальной температуры газа.

Полное восстановление слоя низкопотенциальным газом достигается только при температуре 700°C . При температурах 800°C и 900°C максимальная степень восстановления сырья не превышает, соответственно, 80% и 50% , а начиная с четвертой продувки процесс восстановления при этих температурах протекает чрезвычайно медленно.

Большая продолжительность процесса делает нецелесообразным восстановление низкопотенциальным газом слоя толщиной более 1 м . Кроме того, отсутствует необходимость в дожигании газа до температуры 900°C , т.к. в слой достаточно подавать газ с температурой $700 - 800^\circ\text{C}$. Это позволяет увеличить концентрацию CO в газе.

После частичного сжигания до температуры 800°C концентрация CO и CO_2 в газе составят 53,2 и 20,6 %, а при 700°C – 57,2 и 18,9 %. Использование газа с такими составами значительно сокращает время восстановления (рисунок 9).

Влияние предварительного подогрева сырья на восстановление низкопотенциальным газом иллюстрируется графиками на рис. 10.

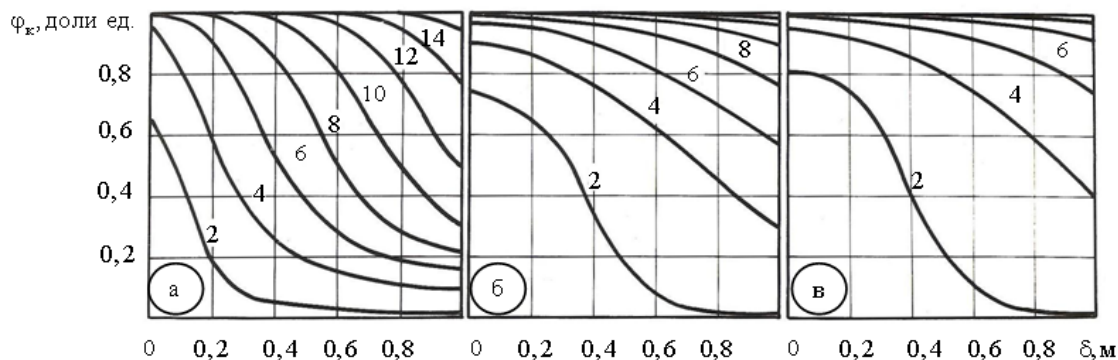


Рис. 9. Распределение степени восстановления в слое железорудного сырья при многократной продувке низкопотенциальным конвертерным газом различных составов (температура газа – 700°C ; скорость газа – 1 м/с):
а – $\text{CO} = 49,3\%$; $\text{CO}_2 = 22,0\%$; б – $\text{CO} = 53,2\%$; $\text{CO}_2 = 20,8\%$;
в – $\text{CO} = 57,2\%$; $\text{CO}_2 = 18,9\%$

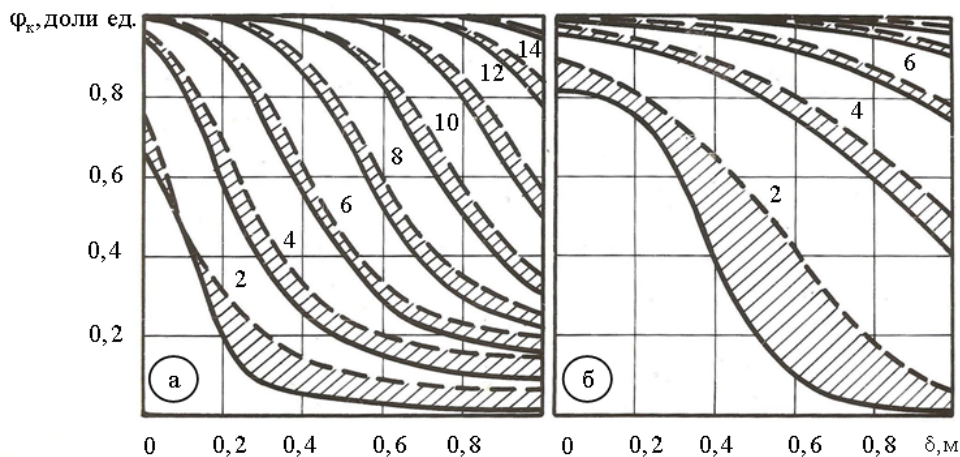


Рис. 10. Влияние предварительного подогрева слоя железорудного сырья на восстановление при многократной продувке низкопотенциальным конвертерным газом (температура газа – 700°C ; скорость газа – 1 м/с)
а – начальные концентрации в газе: $\text{CO} = 49,3\%$;
 $\text{CO}_2 = 22,0\%$; б – $\text{CO} = 57,2\%$; $\text{CO}_2 = 18,9\%$;

Предварительный подогрев при восстановлении газом с концентрациями CO от 49,3 до 57,2 % в целом не оказывает существенного влияния на ход восстановления. Это объясняется большой продолжи-

тельностью восстановления по сравнению со значительно опережающим его нагревом. Предварительный нагрев оказывается здесь малоэффективным средством для интенсификации процесса.

Изменение концентрации и степени использования СО низкопотенциальным газом приведено на рисунке 11. В целом картина изменения СО здесь такая же, как и при восстановлении высокопотенциальным газом. Максимальная степень использования СО в зависимости от толщины слоя составила в пределах $21 \div 32 \%$ при средней степени использования СО в цикле продувок около 15% .

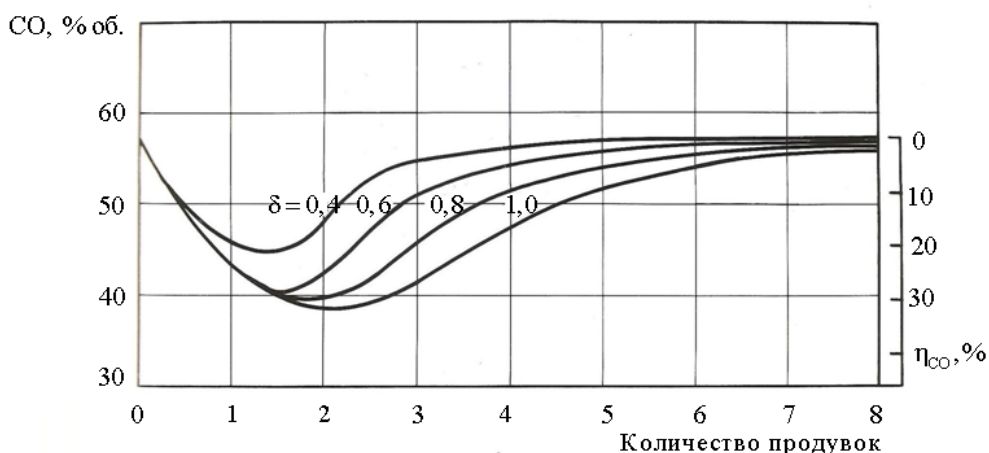


Рис. 11. Изменение концентрации и степени использования СО в циклах продувок слоя низкопотенциальным конвертерным газом ($\text{CO} = 57,2 \%$; $\text{CO}_2 = 18,9 \%$; температура газа – 700°C ; скорость газа – 1 м/с) $0,4 \dots 1,0 \text{ м}$ – толщина слоя

Восстановление конвертерным газом, отводимым с небольшим подсосом воздуха

Отвод газа из конвертера без дожигания допускает небольшие подсосы воздуха, что приводит к снижению восстановительного потенциала газа. В исходных данных для анализа процесса величина подсосов принята в соответствии с коэффициентом расхода воздуха $0,1$, представляющим среднее значение в интервале величин возможных подсосов. Концентрации СО и CO_2 в газе, с учетом подсоса воздуха составили соответственно $67,5$ и $16,8 \%$. Восстановление таким газом иллюстрируется графиками на рисунке 12.

Как видно из графиков, многократная продувка слоя газом с начальной температурой от 700 до 900°C обеспечивает практически полное восстановление сырья. При этом длительность процесса увеличивается в $1,5 \div 2,0$ раза по сравнению с восстановлением газом, отводимым без подсоса воздуха (см. рисунок 4).

Вид кривых восстановления при температурах газа 700 и 800 °С плавный с постепенным снижением степени восстановления по мере увеличения толщины слоя. При температуре 900 °С также, как и при использовании высокопотенциального газа, проявляется тормозящее действие термодинамического фактора в зонах высокотемпературного восстановления.

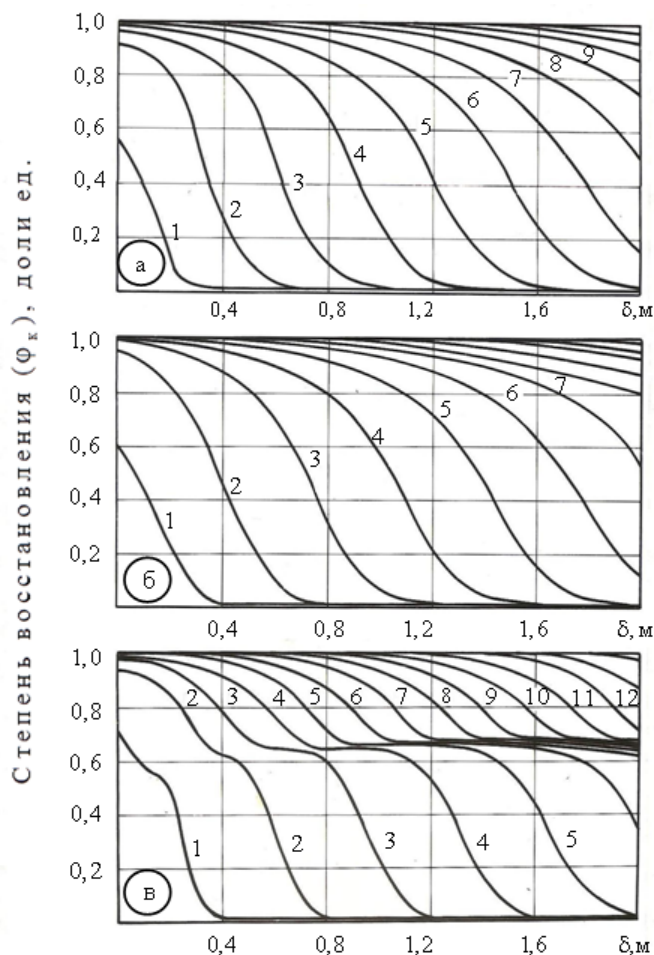


Рис. 12. Восстановление конвертерным газом, отводимым с небольшим подсосом воздуха ($\text{CO} = 67,5\%$; $\text{CO}_2 = 16,8\%$; скорость газа – 1 м/с):
а – при начальной температуре газа 700 °С;
б – 800 °С; в – 900 °С

Уменьшение концентрации CO вследствие подсоса воздуха приводит к соответствующему уменьшению отношения CO к CO_2 в газе, что выражается в более четком, чем при восстановлении высокопотенциальным газом, разграничении зон высокотемпературного и низкотемпературного восстановлений. При этом продвижение участка кривой восстановления в зоне высоких температур происходит со скоростью примерно в два раза меньшей, чем в зоне низких температур.

Подсосы снижают также эффективность использования охлажденного конвертерного газа. При частичном сжигании охлажденного газа до температуры 700°C концентрации CO и CO_2 в газе составят, соответственно, 48,4 % и 22,5 %, а при 800°C – 45,2 % и 23,5 %. Восстановление газами с такими составами иллюстрируется на рисунке 13.

Полное восстановление слоя возможно только при использовании газа, полученного при частичном сжигании до 700°C . При использовании газа, дожигаемого до 800°C , максимальная степень восстановления сырья не превышает 40 – 45 %.

Влияние предварительного подогрева сырья на ход восстановления газом, отводимым с небольшим подсосом воздуха, характеризуется кривыми, приведенными на рисунке 14.

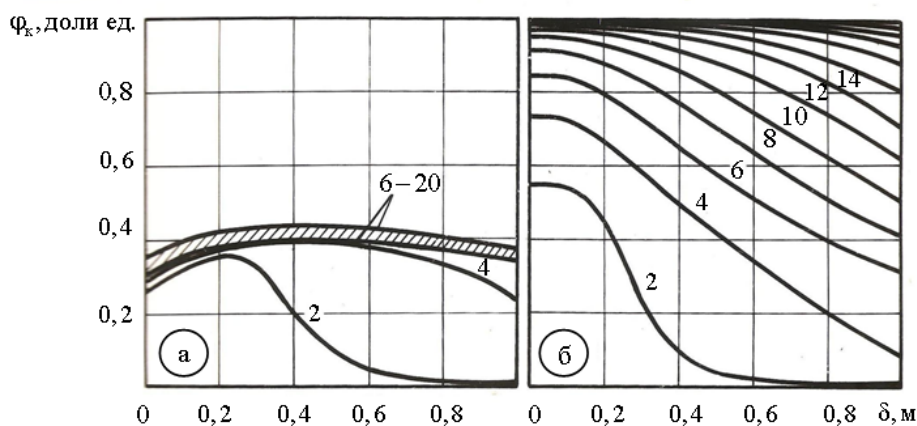


Рис. 13. Восстановление (с учетом подсоса воздуха) охлажденным газом после частичного сжигания (температура газа – 700°C ; скорость газа – 1 м/с):
а – начальные концентрации в газе: $\text{CO} = 45,2\%$; $\text{CO}_2 = 23,5\%$;
б - $\text{CO} = 48,4\%$; $\text{CO}_2 = 22,5\%$.

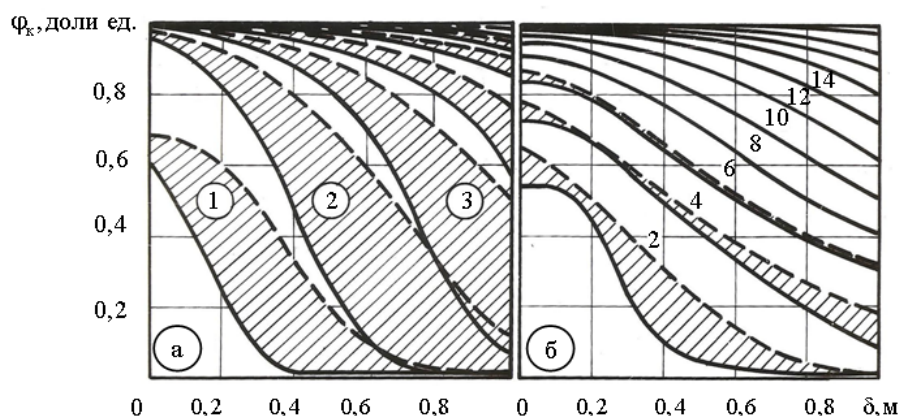


Рис. 14. Влияние предварительного подогрева слоя (500°C) на восстановление газом, отводимым с небольшим подсосом воздуха (скорость газа – 1 м/с):
а – при восстановлении газом до газоочистки ($\text{CO} = 67,5\%$; $\text{CO}_2 = 16,8\%$; температура газа – 800°C); б - при восстановлении газом после частичного сжигания ($\text{CO} = 48,4\%$; $\text{CO}_2 = 22,5\%$; температура газа – 700°C)

Здесь так же, как и при использовании газа, отводимого без подсоса воздуха, предварительный подогрев сырья заметно сокращает время восстановления только при использовании высокотемпературного газа до газоочистки, а при использовании охлажденного газа после частичного сжигания влияние предварительного подогрева практически отсутствует.

Конструктивная схема реактора-восстановителя и выход металлизированного продукта

Особенностью реактора-восстановителя системы использования конвертерного газа является сравнительно небольшая толщина восстанавливаемого слоя при необходимости обеспечения большой пропускной способности по газу в соответствии с интенсивностью выхода газа из конвертера. Конструирование реактора, отвечающего этим требованиям, возможно при многослойной компоновке его рабочего объема с параллельным подводом газа, как это показано на рисунке 15.

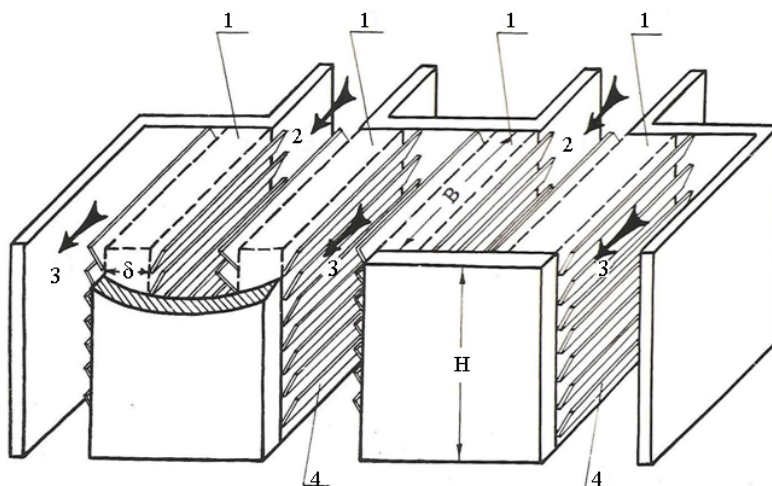


Рис. 15. Конструктивная схема реактора-восстановителя:
1 – шахта; 2 – подвод газа; 3 – отвод газа; 4 – жалюзийная решетка

Конструктивный расчет реактора заключается в определении размеров параллельно работающих шахт реактора: толщины (δ), высоты (H) и ширины слоя (B) в шахте.

Толщина слоя в шахте δ принимается в соответствии с допустимым газодинамическим сопротивлением реактора, размещаемого на газоотводящем тракте конвертера.

По толщине слоя δ , используя графики $\varphi_k = f(\delta)$, например на рисунках 12 и 14, определяется количество продувок, необходимых для достижения заданной степени восстановления сырья.

Суммарное проходное сечение для газа по всем шахтам реактора определяется из соотношения:

$$S_{\Sigma p} = V_{\text{кг}}^{\max} / w_{\text{го}}, \quad (26)$$

где $V_{\text{кг}}^{\max}$ – расход газа в период максимального газовыделения из конвертера; $w_{\text{го}}$ – скорость газа в слое (при нормальных условиях на свободное сечение реактора).

Размер шахты и суммарный объем слоя в реакторе определяют конструктивные соотношения:

$$B = (S_{\Sigma p} / b_k f_{\text{ш}})^{0,5}; \quad H = b_k B; \quad V_{\Sigma \text{сл}} = S_{\Sigma p} \delta, \quad (27-29)$$

где b_k – конструктивный коэффициент, величина которого принимается в зависимости от места размещения реактора в пределах $0,5 \div 1,5$; $f_{\text{ш}}$ – число шахт в реакторе.

Расход окисленных и выход металлизированных окатышей (на 1 т стали) определяется выражениями:

$$M_{\text{ок(о)}} = \frac{V_{\Sigma \text{сл}} \cdot \rho_n}{n \cdot T_{\text{пл}}}; \quad M_{\text{ок(м)}} = \frac{V_{\Sigma \text{сл}} \cdot \rho_n^*}{n \cdot T_{\text{пл}}}, \quad (30-31)$$

где $T_{\text{пл}}$ – тоннаж конвертерной плавки; ρ_n и ρ_n^* – удельная насыпная масса окисленных и металлизированных окатышей.

Выход металлизированного продукта и расход окисленных окатышей в зависимости от толщины слоя в реакторе при использовании конвертерного газа, отводимого с небольшим подсосом воздуха, представлены на рисунке 16.

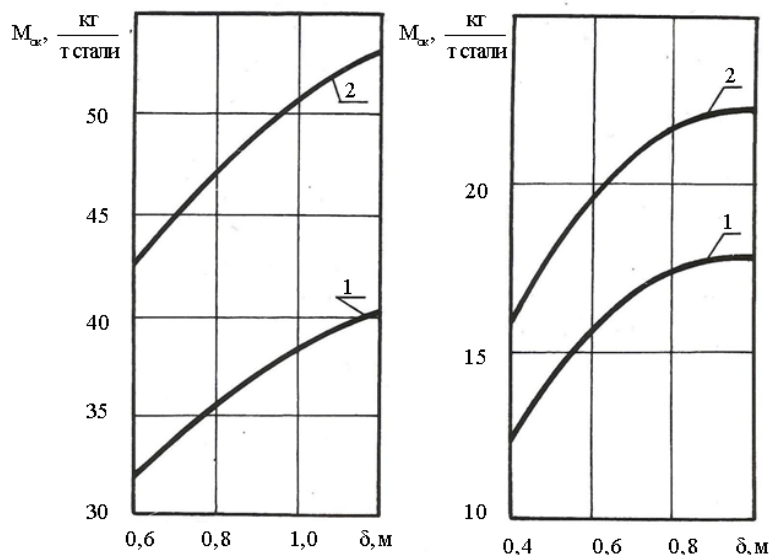


Рис. 16. Выход металлизированного продукта (1) и расход окисленных окатышей (2) в зависимости от толщины восстанавливаемого слоя в реакторе: а – при использовании высокопотенциального конвертерного газа ($\bar{\phi}_{\text{мет}} = 95\%$); б – при использовании низкопотенциального конвертерного газа ($\bar{\phi}_{\text{мет}} = 75\%$)

Выводы

В результате исследования тепло- и массообмена установлено ряд особенностей процесса восстановления железорудного сырья конвертерным газом.

Восстановление высокотемпературным газом, отобранном до газоочистки, возможно в интервале температур 700 – 1000 °С, а восстановление охлаждённым газом после газоочистки целесообразно только лишь при температурах 700 – 800 °С. Выход металлизированного продукта при использовании высокотемпературного газа в 1,5 – 2 раза выше по сравнению с использованием охлаждённого газа. Максимальная степень использования СО конвертерного газа при восстановлении высокотемпературным газом составила до 37 %, а охлаждённого – до 20 %.

Предложена конструктивная схема реактора-восстановителя и порядок его расчёта. На основе результатов исследований определена ожидаемая производительность реактора по металлизированному продукту.

Список литературы

1. Гичёв Ю.А., Переверзева О.В. Предпосылки к использованию конвертерного газа для восстановления железорудного сырья // Металургійна теплотехніка: збірник наукових праць НМетАУ. - Випуск 4 (19). - Дніпропетровськ: Нова ідеологія, 2012. - С. 9-20.
2. Гичёв Ю.А. Разработка и научные основы систем технологического использования конвертерного газа/ НМетАУ. Дис.... докт. техн. наук.- Днепропетровск, 1994.-631с.
3. Гичёв Ю.А. Решение задачи газодинамики для слоевых аппаратов перекрёстного тока // Металлургическая теплотехника. Сборник научных трудов Национальной металлургической академии Украины. – Днепропетровск: Пороги, 2004. - С. 144-152.
4. Гичёв Ю.А. Экспериментальное исследование нагрева и восстановления железорудных окатышей // Металургійна теплотехніка: збірник наукових праць НМетАУ. - Випуск 5 (20). - Дніпропетровськ: Нова ідеологія, 2013. - С. 24 – 40.
5. Тимофеев В.Н., Боковиков В.А. Кинетика процесса восстановления в слое // Теплотехника доменного и агломерационного процессов: Тем. отрасл. сб. / МЧМ СССР: ВНИИМТ. – М., 1966. - №14. – С. 19-37.
6. Тепло- и массообмен в плотном слое / Б.И. Китаев, В.Н. Тимофеев, Б.А. Боковиков и др. – М.: Металлургия, 1972. – 432 с.
7. Гичёв Ю.А., Переверзева О.В. Оценка восстановительной способности конвертерного газа // Металургійна теплотехніка: збірник наукових праць НМетАУ. - Випуск 4 (19). - Дніпропетровськ: Нова ідеологія, 2012. - С. 21-38.

Рукопись поступила 11.02.2014 г.

УДК 621.1.016.4

Ерёмин А.О. — д.т.н., доцент, Национальная металлургическая академия Украины (НМетАУ)

ИССЛЕДОВАНИЕ РЕВЕРСА ПЕЧНЫХ ГАЗОВ В НАГРЕВАТЕЛЬНЫХ ПЕЧАХ

Исследовано влияние реверса печных газов на температурное поле в нагревательных печах с петлеобразной траекторией движения печных газов. С помощью математического моделирования определено влияние реверса газов в регенеративной печи на перепад температуры рабочего пространства.

Ключевые слова: моделирование, реверс печных газов, равномерность температурного поля.

Введение

Комплексное решение проблемы повышения качества нагрева металла в нагревательных печах, снижения расхода топлива и количества вредных выбросов в атмосферу возможно за счёт управления сжиганием топлива, движением печных газов и теплопередачей. Именно эти процессы определяют тепло-, массоперенос, кинетику образования вредных выбросов и характер нагрева металла в промышленных печах. С высокотемпературным подогревом воздуха изменяется характер воспламенения топлива и его горения, возникают условия, предопределяющие неравномерность нагрева металла и интенсификацию образования вредных выбросов в очаге горения. Таким образом, применение современных теплообменников связано с разработкой комплекса мероприятий, обеспечивающих распределённое тепловыделение в печи, при котором исключается возможность образования высокотемпературных зон и предпосылок к существенной неравномерности температурного поля.

Организация распределённого тепловыделения при высокотемпературном подогреве воздуха

Организация распределённого объёмного сжигания топлива в нагревательных печах, оборудованных высокоэффективными регенераторами, путём разделения потоков топлива и воздуха в горелочном устройстве и регламентированного перемешивания реагентов горения обеспечивается газодинамическими характеристиками печных газов и конструктивными параметрами печи и её элементов [1].

Для определения влияния газодинамических характеристик и конструктивных параметров на температурное поле в рабочем пространстве печи с петлеобразной траекторией движения печных газов была разработана математическая модель, основанная на решении уравнения теплового баланса. Рабочее пространство нагревательной печи условно разбивалось на чётное количество расчётных зон, в каждой из которых предполагалось идеальное перемешивание. Был принят экспоненциальный закон выгорания топлива по ходу движения печных газов по петлеобразной траектории от горелки к дымовому окну. В каждой расчётной зоне находился нагреваемый металл. Математическая модель печи и некоторые результаты расчётов приведены в работе [2].

Ранее исследовано влияние газодинамических характеристик печных газов: величины объёмной зоны тепловыделения, крупномасштабной и мелкомасштабной рециркуляции печных газов на равномерность температурного поля и качество нагрева металла в нагревательной печи. Показано существенное влияние этих характеристик на условия организации распределённого сжигания топлива в нагревательной печи с высокотемпературным подогревом воздуха и равномерности нагрева металла.

Так, увеличение безразмерной длины объёмной зоны тепловыделения приводит к 10 % снижению максимальной температуры в зонах печи, неравномерность температуры по зонам печи (в виде оценки среднего квадратичного отклонения) уменьшается практически на 40 %.

Максимальная безразмерная неравномерность температуры по зонам печи, выраженная в виде отношения перепада температуры в печи к средней её температуре, при повышении кратности рециркуляции с $K_{\text{рец}} = 1$ до $K_{\text{рец}} = 4 - 5$ снижается с 34 % до 14 – 16 %. Увеличение рециркуляции до $K_{\text{рец}} = 7$ уменьшает безразмерную неравномерность температурного поля ещё на 2 %. Дальнейшее повышение рециркуляции малоэффективно: при увеличении до $K_{\text{рец}} = 10$ неравномерность температурного поля практически не изменяется [3].

В работе [3] представлены зависимости максимального перепада температуры по длине печи от кратности рециркуляции печных газов. Использование графических зависимостей и их аппроксимирующих функций позволяет определить необходимое значение кратности рециркуляции, соответствующее допустимой по технологии неравномерности температуры в такой печи.

Также в работе [3] было введено понятие локальной мелкомасштабной рециркуляции – турбулентных вихрей, вовлекающих в массообменные процессы слои печных газов, движущихся в прямом и обратном направлениях через ось траектории – границу разделения потоков. При увеличении доли локальной мелкомасштабной рециркуля-

ции неравномерность температурного поля в печи может увеличиться дополнительно ещё на 15 %. Уменьшение мелкомасштабной локальной рециркуляции связано с устранением препятствий и местных сопротивлений на пути движения печных газов, резкого изменения направления их движения.

Одним из факторов, существенно влияющих на температурное поле в печи, также является периодическое изменение направления движения печных газов, характерное для регенеративной системы утилизации теплоты дыма в печах. В настоящей статье приведены результаты исследования температурного поля в нагревательной печи в результате воздействия реверса печных газов, идущих по петлевой траектории от горелки к дымовому окну.

Реверс печных газов при объёмном сжигании топлива в печах с регенераторами

На рисунке 1 – 3 и в таблице 4 показаны результаты расчёта температурного поля в исследуемой печи, при 16 расчётных зонах по длине траектории движения печных газов и различной величине кратности крупномасштабной рециркуляции в условиях реверса. Данные о распределении температур в рабочем пространстве печи (максимальной, средней и минимальной температурах в зонах печи, неравномерности температурного поля и степени этой неравномерности, выраженной через оценку среднего квадратичного отклонения температуры) получены при минимальной и максимальной тепловых мощностях и различной величине результирующего теплового потока на металл $q_{рез}$. Максимальной тепловой мощности при максимальном тепловом потоке соответствует начало нагрева металла холодного посада в печи, при минимальном тепловом потоке – конец периода нагрева при максимальной тепловой мощности, а минимальная тепловая мощность имеет место в конце нагрева.

Неравномерность температурного поля по длине печи и нестандартность нагрева металла растёт при $M_{общ} = \max$ по мере уменьшения результирующего потока на металл, достигая своего максимального значения при $q_{рез} = \min$.

Далее, при снижении тепловой мощности неравномерность температурного поля существенно уменьшается, достигая минимального значения при $M_{общ} = \min$. На рис. 4 показана динамика изменения перепада температуры по длине печи в процессе нагрева металла для случая $K_{рец} = 2$. При этом, чем ниже кратность рециркуляции печных газов, тем большая неравномерность температурного поля наблюдается в печи.

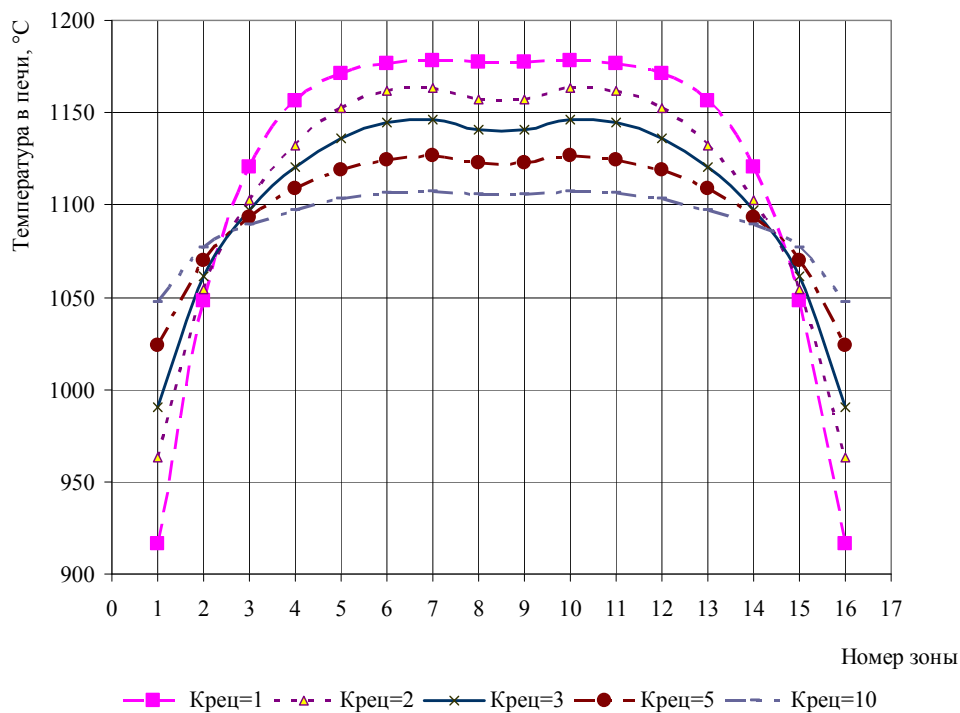


Рис. 1. Распределение температуры по зонам печи при $M_{\text{общ}} = \max(q_{\text{рез}} - \max)$

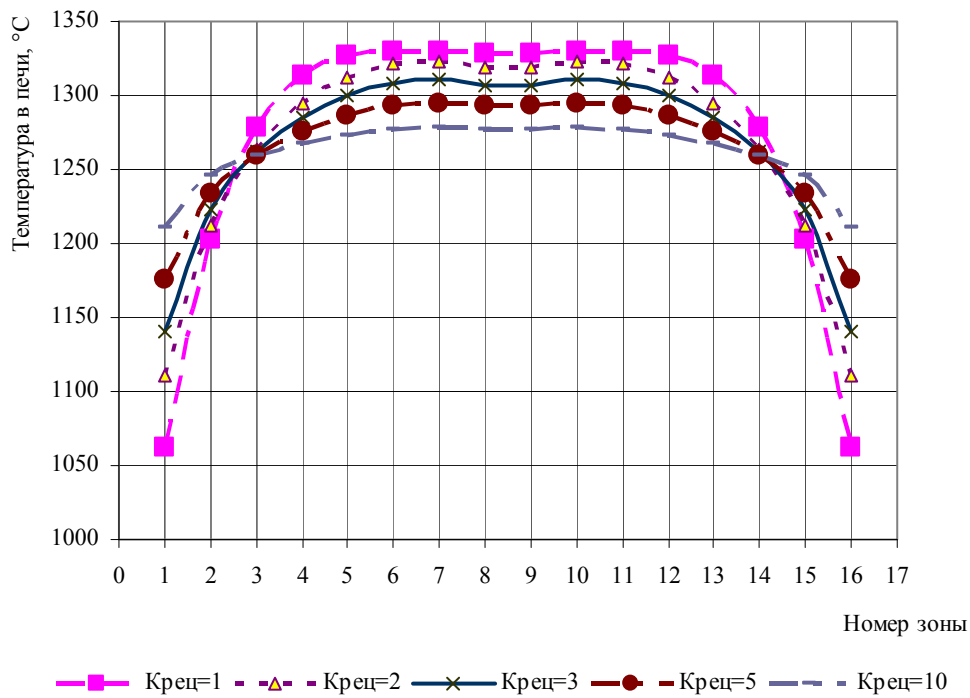


Рис. 2. Распределение температуры по зонам печи при $M_{\text{общ}} = \max(q_{\text{рез}} - \min)$

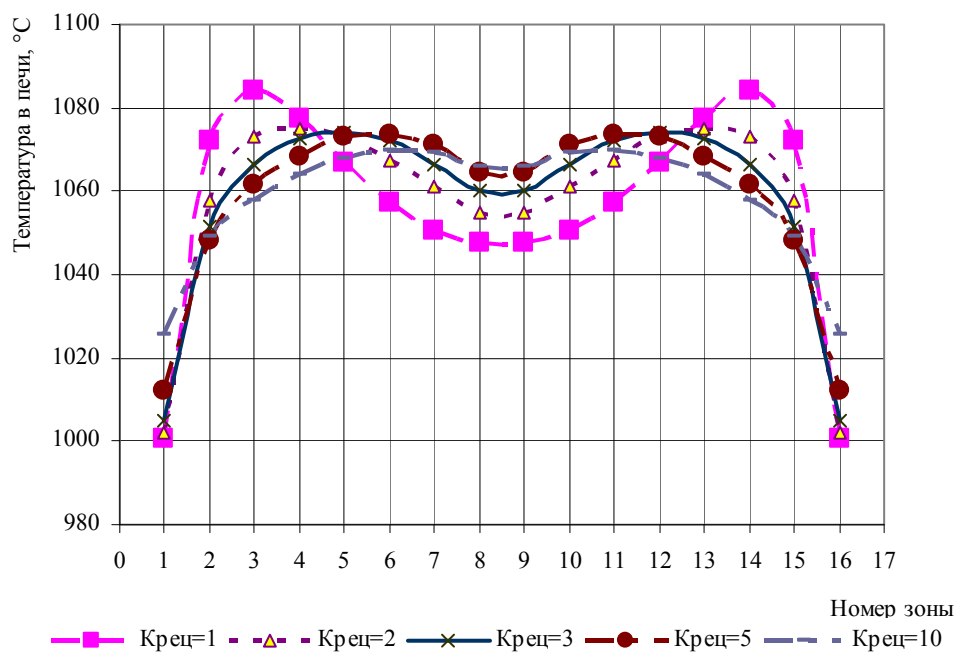


Рис. 3. Распределение температуры по зонам печи при $M_{общ} = \min$

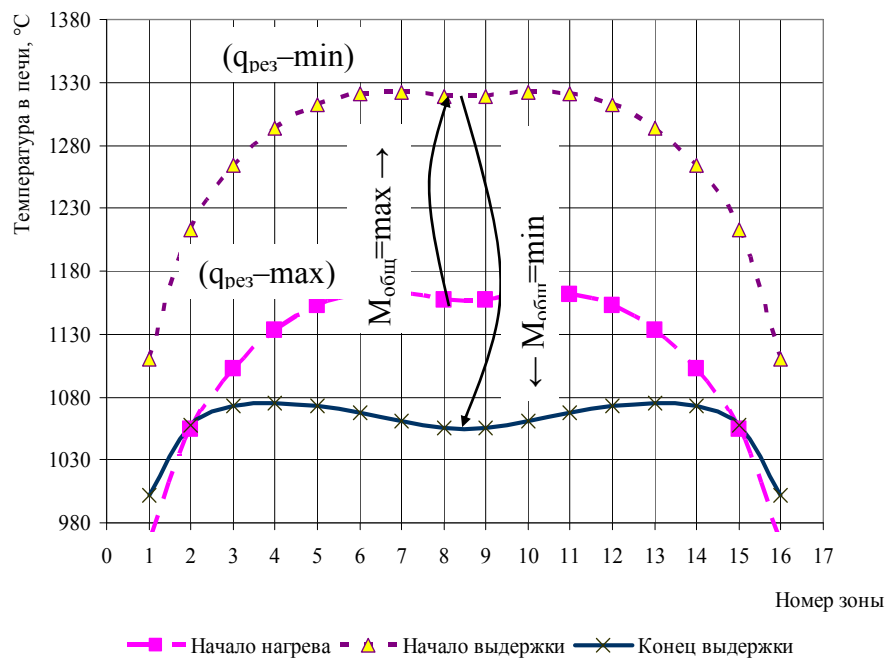


Рис. 4. Изменение значения перепада температуры по зонам печи при изменении тепловой мощности (для случая при $K_{рез} = 2$)

Результаты расчёта температурного поля при реверсе движения печных газов (см. табл. 1) сравнивались с расчётными данными, приведенными в работе [2] и в таблице 2, которые получены без учёта реверса печных газов. Степень выравнивания температуры за счёт реверса достигает 30 – 40 %. Так, для одного из вариантов расчётов после реверсирования направления движения печных газов при $M_{\text{общ}} = \max (q_{\text{рез}} - \min)$ неравномерность температурного поля (перепад температуры по длине печи) уменьшилась с 438 °С до 268 °С (при $K_{\text{рец}} = 1$), с 317 °С до 212 °С (при $K_{\text{рец}} = 2$), с 175 °С до 119 °С (при $K_{\text{рец}} = 5$) и с 100 °С до 68 °С (при $K_{\text{рец}} = 10$) [2]. При увеличении кратности рециркуляции печных газов влияние реверса на степень выравнивания температуры по длине печи несущественно снижается.

Таблица 1

Результаты расчётов равномерности температурного поля
при реверсе движения печных газов

Параметр		Кратность рециркуляции в печи				
		1,0	2,0	3,0	5,0	10,0
Максимальная температура в печи, °С	$M_{\text{общ}} = \max (q_{\text{рез}} - \max)$	1178	1163	1146	1127	1108
	$M_{\text{общ}} = \max (q_{\text{рез}} - \min)$	1330	1323	1311	1295	1279
	$M_{\text{общ}} = \min$	1084	1075	1074	1074	1070
Минимальная температура в печи, °С	$M_{\text{общ}} = \max (q_{\text{рез}} - \max)$	916	964	991	1024	1048
	$M_{\text{общ}} = \max (q_{\text{рез}} - \min)$	1062	1111	1141	1176	1211
	$M_{\text{общ}} = \min$	1001	1002	1005	1012	1026
Средняя температура в печи, °С	$M_{\text{общ}} = \max (q_{\text{рез}} - \max)$	1118	1111	1105	1099	1092
	$M_{\text{общ}} = \max (q_{\text{рез}} - \min)$	1271	1270	1267	1265	1264
	$M_{\text{общ}} = \min$	1057	1058	1059	1059	1059
Перепад температуры по длине печи, °С	$M_{\text{общ}} = \max (q_{\text{рез}} - \max)$	262	200	156	103	60
	$M_{\text{общ}} = \max (q_{\text{рез}} - \min)$	268	212	170	119	68
	$M_{\text{общ}} = \min$	83	73	69	62	44
Оценка среднего квадратичного отклонения температуры в печи, °С	$M_{\text{общ}} = \max (q_{\text{рез}} - \max)$	87	66	53	39	33
	$M_{\text{общ}} = \max (q_{\text{рез}} - \min)$	89	70	55	39	22
	$M_{\text{общ}} = \min$	24	22	21	19	14

Таблица 2

Результаты расчётов равномерности температурного поля в печи
с различной кратностью рециркуляции печных газов при $M_{\text{общ}} = \max$ и $q_{\text{рез}} = \min$

Параметр	Значение кратности рециркуляции							
	1	2	3	4	5	6	7	10
Максимальный перепад температуры по зонам печи, °С	438	317	250	206	175	152	134	100
Средняя температура в верхних зонах печи (зоны 1 - 8), °С	1345	1300	1282	1274	1269	1267	1265	1262
Средняя температура в нижних зонах печи (зоны 9 - 16), °С	1197	1240	1252	1257	1259	1260	1260	1261
Средняя температура в печи, °С	1271	1270	1267	1265	1264	1263	1263	1261

Выводы

Наряду с величиной объёмной зоны тепловыделения, интенсивности рециркуляцией печных газов, периодическое изменение направления их движения, характерное для печей с регенераторами, существенно влияет на характер температурного поля в печи и равномерность нагрева металла. Максимальный перепад температуры по длине печи вследствие реверса печных газов уменьшается более чем в 1,5 раза.

Список литературы

1. Ерёмин А. О. Реализация современного способа сжигания топлива в печах прокатного производства / А. О. Ерёмин, И. В. Панасенко // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2012. – № 7. – С. 236–240.
2. Ерёмин А.О. Организация регламентированного сжигания топлива в нагревательных печах с целью создания равномерного температурного поля / А. О. Ерёмин // *Металлургическая теплотехника : сб. науч. тр. НМетАУ*. – Днепропетровск : Новая идеология. – 2012. – Вып. 4 (19). – С. 78–83.
3. Ерёмин А. О. Повышение равномерности температурного поля в топливных печах за счет рециркуляции печных газов / А. О. Ерёмин // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. – 2014. – № 4. – С. 91–94.

Рукопись поступила 28.04.2014 г.

УДК 621.039

Кошельник А.В. — к.т.н., доцент, Институт проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного НАН Украины

РАЗРАБОТКА ЭНЕРГОТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО КОМПЛЕКСА ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА ТЕПЛОВОЙ И ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ С ВОДОРОДНОЙ ТУРБОУСТАНОВКОЙ

Для утилизации низкотемпературных тепловых вторичных энергоресурсов стекольного производства разработана схема водородного энерготехнологического комплекса с водородной турбоустановкой и термосорбционным компрессором, которая может быть использована для подогрева воздуха горения, стеклобоя и производства электрической энергии. Проведен анализ работы и определена эффективность энергопреобразующего комплекса для совместной выработки тепловой и электрической энергии. Получены основные характеристики водородного контура энергосиловой установки при условиях работы в диапазоне температур дымовых газов от 523 до 673 К. Определено влияние уровня температуры дымовых газов на коэффициент совершенства системы.

Ключевые слова: стекольное производство, водородная турбоустановка, термосорбционный компрессор, энергоэффективность.

Введение

Результаты разработок последних лет и обострение экологических проблем определяют как основные направления развития нового рынка водородных технологий в ближайшей перспективе, так и общие для всех стран направления научно-исследовательских работ в данной области. Это, прежде всего, технологии производства, транспортировки, хранения и распределения водорода, водородные транспортные средства, системы энергообеспечения на основе топливных элементов и мощные водородные энергоустановки паротурбинного цикла, металлгидридные технологии аккумулирования и очистки водорода, разработка и создание элементов водородной инфраструктуры [1, 2].

В замкнутых циклах энергетических установок термодинамическая эффективность в значительной мере зависит от свойств рабочего тела. Эффективность применения того или иного вещества зависит также от значения газовой постоянной, что и предопределяет преимущества использования газов с малой молекулярной массой. Поэтому использование водорода в качестве рабочего тела в теплоэнер-

гетических установках является более эффективным, чем многоатомных газов. Это открывает перспективы создания водородных энергоустановок с турбопреобразователями, которые будут иметь ряд преимуществ по сравнению с традиционными газотурбинными установками [3].

Постановка задачи

Высокотемпературные теплотехнологические установки, в которых в качестве источника энергии используются различные виды органического топлива, составляют основу промышленных комплексов наиболее энергоемких отраслей производства, к которым относится и производство стекломассы.

Мероприятия по снижению потребления энергии в стекольном производстве можно разделить на две группы: улучшение управления энергопотреблением (снижение затрат на энергию при неизменном объеме производства) и повышение эффективности производства путем сокращения доли некондиционных изделий и отходов (постоянство затрат на энергию при росте выпуска продукции).

Современные ваннные стекловаренные печи имеют общую тепловую эффективность до 50 %. Основными потерями в печи являются потери с уходящими дымовыми газами и через ограждения. Несмотря на то, что печи оборудованы регенеративными или рекуперативными теплообменниками, потери теплоты с дымовыми газами составляют до 20 %, а их температура перед дымовой трубой достигает 200 – 250 °C [4, 5].

Оборудование высокотемпературных установок элементами внешнего теплоиспользования с дополнительным теплоэнергетическим оборудованием осуществляется с целью более полного использования отходов тепловой энергии для получения другой технологической продукции – горячей воды, пара, электроэнергии. В качестве примера подобных установок можно привести стекловаренные печи в комплексе с котлами-утилизаторами, паровыми турбинами, системами испарительного и водяного охлаждения, водными экономайзерами, подогревателями шихты [6]. Таким образом, на базе плавильной печи создается достаточно сложный энерготехнологический комплекс, который включает в себя различные элементы, работа которых жестко связана с технологическими процессами стекловарения. Однако это требует проведения дополнительных исследований по выбору эффективного оборудования и определению оптимальных конструктивных и режимных параметров работы отдельных элементов в составе теплотехнологического комплекса по производству стекломассы.

Методика и результаты исследований

Водород используется сегодня при флот-способе производства стекла как один из компонентов защитной восстановительной атмосферы в смеси с азотом N_2 и оксидом углерода CO . Содержание водорода в смеси составляет от 3 до 10 об. %. Типичный флот-резервуар потребляет в среднем $60 - 100 \text{ м}^3/\text{ч}$ водорода высокой степени чистоты [4]. На большинстве стекольных предприятий водород получают на водородных станциях с помощью электролизеров. Учитывая наличие соответствующего оборудования для получения водорода, его использование в качестве рабочего тела не приведет к значительным дополнительным затратам при использовании предлагаемой схемы.

Для утилизации тепловых вторичных энергоресурсов стекольного производства предлагается схема водородного энерготехнологического комплекса, который может быть использован для подогрева воздуха горения, стеклобоя с одновременным производством электрической энергии (рис. 1).

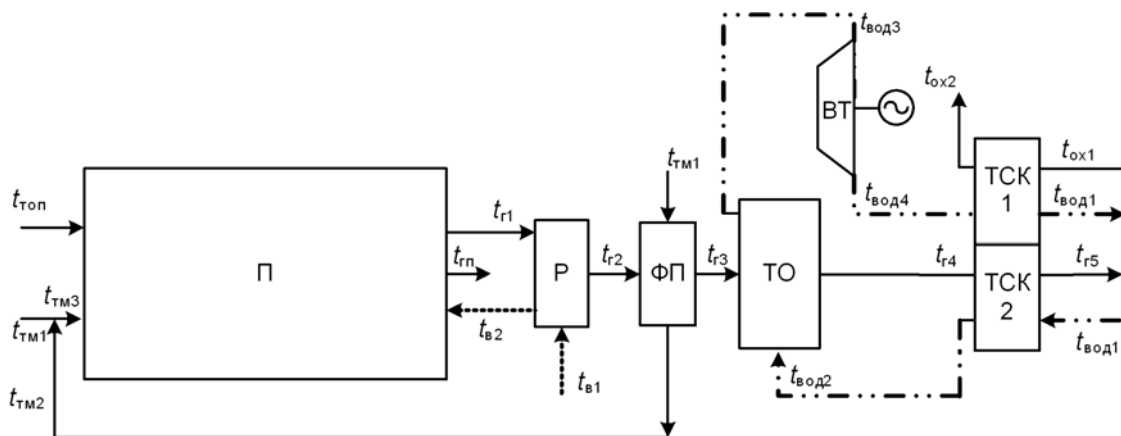


Рис.1. Интеграция утилизационной установки с водородной турбиной в теплотехнологическую схему стекольного производства:

П – стекловаренная печь; Р – рекуперативный теплообменник для подогрева воздуха горения; ФП – фильтр-подогреватель стеклобоя; ТО – теплообменник для подогрева водорода; ВТ – водородная турбина; ТСК1, 2 – термосорбционный компрессор

Основными элементами схемы являются центральный рекуператор Р, электрофильтр-подогреватель стеклобоя ФП, водородная турбоустановка ВТ с электрогенератором и термосорбционный компрессор ТСК, который обеспечивает необходимые параметры рабочего тела на входе в турбину. В печь подаются технологические материалы (шихта) и топливо с температурами t_{TM1} и t_{TM3} соответственно. Стеклобой с температурой t_{TM1} подается в электрофильтр-подогреватель, в

котором он за счет теплоты дымовых газов греется до температуры $t_{\text{TM}2}$. Одновременно здесь осуществляется очистка газов от пыли, которая оседает в слое стеклобоя. Далее подогретый стеклобой смешивается с другими технологическими материалами, и шихта с температурой $t_{\text{TM}3}$ подается в стекловаренную печь. Подогретый в рекуператоре воздух горения подается в горелочное устройство печи с температурой $t_{\text{B}2}$. Выходящими потоками являются готовый продукт (стекломасса) с температурой $t_{\text{ГП}}$ и дымовые газы, которые имеют температуру $t_{\text{Г}1}$. Они подаются в рекуперативный теплообменник и далее по газопотоку в фильтр-подогреватель. Передавая часть теплоты стеклобою, газы направляются в теплообменник ТО, где сжатый водород после ТСК 2 нагревается от температуры $t_{\text{вод}2}$ до $t_{\text{вод}3}$. Последней ступенью утилизации является «горячая» сторона термосорбционного компрессора ТСК 2, в котором дымовые газы охлаждаются от температуры $t_{\text{Г}4}$ до $t_{\text{Г}5}$ и далее подаются в дымосос. Здесь давление водорода увеличивается до уровня P_2 , а температура – до $t_{\text{вод}2}$. Процесс сжатия водорода осуществляется на «горячей» стороне компрессора, а процесс расширения происходит в водородной турбине, где давление водорода уменьшается до P_1 . Водород низкого давления подается на «холодную» сторону компрессора ТСК 1, где осуществляется его сорбция. Процесс сорбции сопровождается выделением определенного количества теплоты, которая отводится системой охлаждения.

В табл. 1 представлены результаты расчетов основных параметров водородного контура системы «стекловаренная печь-теплоэнергетическая установка на базе водородной турбины» в диапазоне изменения температуры дымовых газов после фильтра-подогревателя 523 – 673 К. Применение утилизационных силовых установок на водороде позволяет повысить коэффициент термодинамического совершенства системы η_c в рассматриваемом диапазоне температур, а при увеличении температуры дымовых газов растет и выработка электроэнергии.

Таблица 1

Параметры работы теплоутилизационного комплекса
с водородной турбоустановкой

$T_{\text{Г}3}$, К	$i_{\text{Г}3}$, кДж/кг	$T_{\text{вод}3}$, К	$i_{\text{вод}3}$, кДж/кг	$i_{\text{вод}4}$, кДж/кг	$P_{\text{вод}4}$, МПа	η_c
523	627,6	423	6048,9	4904,3	0,78	0,5168
573	687,6	473	6763,9	4547,4	0,55	0,5029
623	747,6	523	7478,9	4332,9	0,33	0,4905
673	807,6	573	8193,9	4261,4	0,20	0,4793

Поскольку перепад давления, которое обеспечивает ТСК, в несколько раз превышает тот, что необходим для срабатывания низкопотенциальной теплоты в турбине, появляется возможность организовать процесс расширения с несколькими промежуточными перегревами рабочего тела (рис. 2). Здесь в теплообменнике ТО1 водород нагревается до $t_{\text{вод}3}$ и потом расширяется в цилиндре низкого давления турбины I. А в теплообменнике-регенераторе ТО2 водород нагревается дымовыми газами до уровня температуры $t_{\text{вод}3}$ и после него направляется в цилиндр высокого давления турбины II.

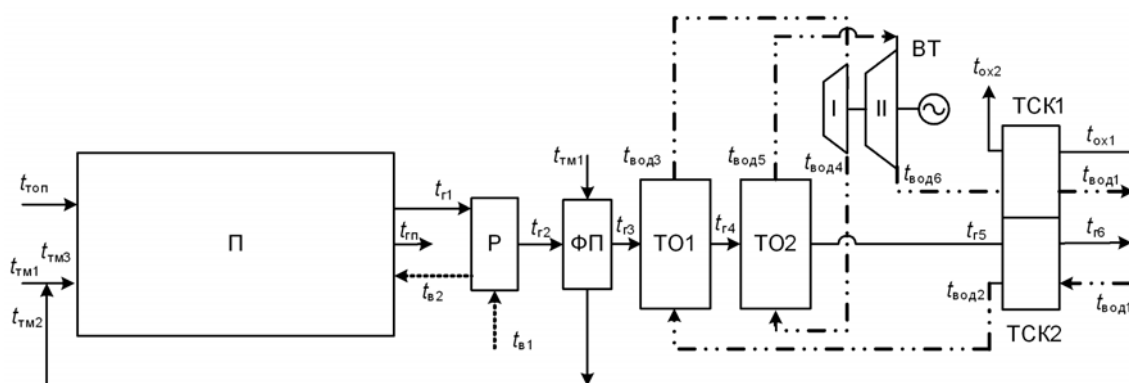


Рис. 2. Интеграция водородной силовой установки с промежуточным нагревом рабочего тела в теплотехнологическую схему стекольного производства

Проведенные расчеты показали, что введение промежуточного подогрева при давлении 0,5 МПа позволит повысить коэффициент термодинамического совершенства комплекса на 5 % в рассмотренном диапазоне температур водорода перед турбиной, а мощность турбины – на 145 кВт.

Выводы

Предложены схемы утилизационного энерготехнологического комплекса с использованием водородной турбины для одновременного подогрева воздуха горения, стеклобоя и выработки электрической энергии. Проведенное расчетно-теоретическое исследование показало преимущество схемы с промежуточным подогревом рабочего тела.

Однако при рассмотрении вопросов интеграции энерготехнологического комплекса на базе водородной турбины на действующих промышленных предприятиях необходимо проведение технико-экономического анализа с целью уточнения оптимальных значений эксплуатационных и конструктивных характеристик комплекса.

Список литературы

1. Veziroglu T.N. Hydrogen energy system as a permanent solution to global energi-environmental problems // Альтернативная энергетика и экология. – 2002. – № 1. – С. 8-18.
2. Соловей В.В. Энергосберегающие технологии генерации и энерготехнологической переработки водорода / В.В. Соловей, А.И. Ивановский, Н.А. Черная // Компрессорное и энергетическое машиностроение. – 2010. – № 2(20). – С. 21-24.
3. Научные основы создания газотурбинных установок с термохимическим сжатием рабочего тела / Ю.М. Мацевитый, В.В. Соловей, В.Н. Голощапов, А.В. Русанов. – К.: Наукова думка, 2011. – 252 с.
4. Печная теплотехника в производстве стекла / В.Ю. Гойхман, В.Н. Руслов, В.А. Костыря. – Х.: Факт, 1997. – 288 с.
5. Интегрированные энергосберегающие теплотехнологии в стекольном производстве: монография / Л.Л. Товажнянский, В.М. Кошельник, В.В. Соловей, А.В. Кошельник. – Х.: НТУ «ХПИ», 2008. – 628 с.
6. Кошельник О.В. Перспективні системи багатоступінчастої утилізації теплоти димових газів промислових скловарних печей безперервної дії / О.В. Кошельник, О.Є. Морозов, В.М. Кошельник // Промышленная теплотехника. – 2010. – Т. 32, № 6. – С. 91-97.

Рукопись поступила 09.04.2014 г.

УДК 669.162.1

Мных А.С. — к.т.н., доцент, Запорожская государственная инженерная академия

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОГО РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ТВЕРДОГО ТОПЛИВА В СЛОЕ ЗАГРУЖАЕМОЙ ШИХТЫ ДЛЯ ВЫРАВНИВАНИЯ ТЕПЛОВОГО РЕЖИМА АГЛОМЕРАЦИОННОГО ПРОЦЕССА

Представлены результаты моделирования тепловых процессов, протекающих в слое агломерируемой шихты. Проведенные исследования позволили установить влияние теплоты вносимой каждой из составляющих теплового баланса в общем приходе теплоты. Сделан расчет оптимального распределения коксовой мелочи, как по высоте, так и по ширине паллеты агломашины, с учетом аккумуляции теплоты вышележащими горизонтами агломерата, тем самым обеспечив выравнивание значений максимальной температуры зоны горения по горизонтам спека. Результаты моделирования показали возможность дальнейшего снижения содержания топлива в шихте при условии соблюдения требуемой концентрации коксовой мелочи по горизонтам, что достигается усилением сегрегации классов крупности загружаемого материала по высоте паллеты.

Ключевые слова: сегрегация, шихта, горизонт слоя, граничные условия.

Введение

Основной задачей современной технологии агломерации является обеспечение высокой производительности и экономичности агломерационного передела с учетом сохранения качества продукта по физико-химическим показателям.

Интенсивная эксплуатация в течение длительного времени отечественных агломерационных фабрик без капитальной реконструкции, привела к износу и серьезному отставанию по техническому уровню процесса и оборудования от зарубежных аналогов.

Мероприятия, направленные на повышение производительности аглофабрик, работающих на шихте с высоким содержанием концентратов, ориентировались на повышение высоты спекаемого слоя. Это позволило, в некоторой степени, снизить расход твердого топлива, однако последнее часто влекло за собой некоторое снижение производительности агломашин при неизменном содержании мелочи в агломерате.

Высокий выход мелочи при грохочении спека, вызван неудовлетворительной подготовкой шихты, нарушениями при ее укладке на паллеты агломашины, что влечет за собой отсутствие либо недостаточную сегрегацию материала по высоте слоя, тем самым обуславливая неравномерность теплового режима по сечению пирога. Полученный в результате недостаток теплоты в верхних и переизбыток в нижних горизонтах значительно снижают производительность агломашины.

Вопрос определения оптимального распределения топлива по высоте и ширине слоя особую актуальность получил в настоящее время, учитывая постоянное подорожание энергоресурсов. Таким образом, решение указанной задачи даст возможность выровнять тепловой режим по сечению слоя, тем самым сократить выход мелочи и повысить производительность процесса.

Анализ исследований и публикаций

Исследованием и моделированием теплообмена в слоевых процессах посвящены работы Гольдфарба Э.М., Китаева Б.И. [1] и других.

Определению оптимального содержания твердого топлива в спекаемой шихте посвящены работы таких ученых, как Ефименко Г.Г., Коршиков Т.В., Петухов А.П. и других.

Оптимальное распределение топлива позволяет достичь постоянства максимальной температуры в зоне горения при ее перемещении по высоте слоя спекаемой шихты, и как следствие, стабилизировать свойства агломерата по горизонтам спека.

Известные методики определения требуемого распределения топлива по высоте слоя шихты базируются на методе зональных тепловых балансов. Целью метода является распределение общего расхода топлива по элементарным слоям, по определенному закону, обеспечивающему постоянство максимальной температуры по всей высоте пирога.

В 1934 г. Вендеборн Г. впервые применил метод зональных тепловых балансов для описания тепловых процессов, протекающих в агломерируемом слое. Дальнейшее развитие указанный метод получил в работах Шурхала В.А., Сигова А.А., Братчикова С.Г. и других.

Уравнения зонального теплового баланса, полученные Вегманом Е.Ф., позволили значительно упростить расчеты по определению оптимального распределения топлива. В работах Петрушова С.Н. предпринимались попытки по усовершенствованию и упрощению указанного метода [2].

Однако, зональный баланс предусматривает составление для каждого элементарного слоя системы уравнений с последующим их ре-

шением, что при наличии большого числа элементарных слоев приводит к необходимости расчета десятков систем уравнений, тем самым затрудняя практическое применение метода.

В настоящее время широкое распространение получили методы численного моделирования, которые используются в качестве математического аппарата в пакетах прикладных программ. В работе [3] реализована тепловая модель процесса спекания агломерационной шихты в пакете ANSYS, базирующемся на использовании метода конечных элементов.

Постановка задачи

Целью работы является определение, на базе разработанной тепловой модели процесса агломерации железорудной шихты, оптимального распределения твердого топлива по высоте и ширине паллеты, $C_{\%} = f(h) \rightarrow \min$, с целью обеспечения постоянства максимальной температуры зоны горения $T_{з.г.} \rightarrow \text{const}$.

Изложение результатов исследования

В работе [3] синтезирована модель агломерационного процесса, базирующаяся на методе конечных элементов. Применение указанного метода позволило варьировать мощностью внутренних источников энергии в каждом элементарном объеме слоя. Исследования, проведенные в [4], на базе данных о химсоставе шихты аглофабрики МК «Запорожсталь» [5], дали возможность сделать вывод о количестве выделяемой и поглощаемой энергии в единичном элементе слоя, в зависимости от сегрегации топлива и химических компонентов по высоте спека.

Приведенная модель разработана для условий агломашины № 1 аглофабрики МК «Запорожсталь»: высота слоя 500 мм, ширина паллеты 2500 мм, температура зажигания 1180 – 1240 °С, разряжение в вакуум камерах 850 – 950 мм.вод.ст., расход топлива на спекание 3,6 – 3,8 %. Она достаточно просто может быть модифицирована для условий спекания на аглоленте с иными техническими характеристиками и технологическими особенностями.

Известно, что температура в зоне горения для получения мелкопористого, легковосстановимого офлюсованного агломерата должна находиться в диапазоне 1270 – 1320 °С. Исследования теплового режима аглопроцесса осуществлялись наложением на расчетную область соответствующих граничных условий и заданием мощности внутренних источников энергии [3]. В результате был установлен неравномерный характер распределения задаваемой мощности, выделяемой в единичном объеме, как по ширине, так и по высоте пирога,

имеющий существенное увеличение в прибортовых зонах и постепенное снижение от верхних к нижним горизонтам спека. Последнее свидетельствует о значительных потерях теплоты через стенки паллеты и с уходящими газами через неплотности и повышенную порозность слоя шихты в первом случае, и о существенном уровне аккумуляции тепловой энергии во втором.

Расчетная температура зоны горения по горизонтам слоя представлена на рис. 1. Из полученных результатов видно, что по горизонтам слоя удалось достичь постоянства максимальной температуры в диапазоне 1270 – 1340 °С, что позволит исключить переоплавление нижних и недопек верхних слоев спекаемой шихты, и тем самым повысить выход годного.

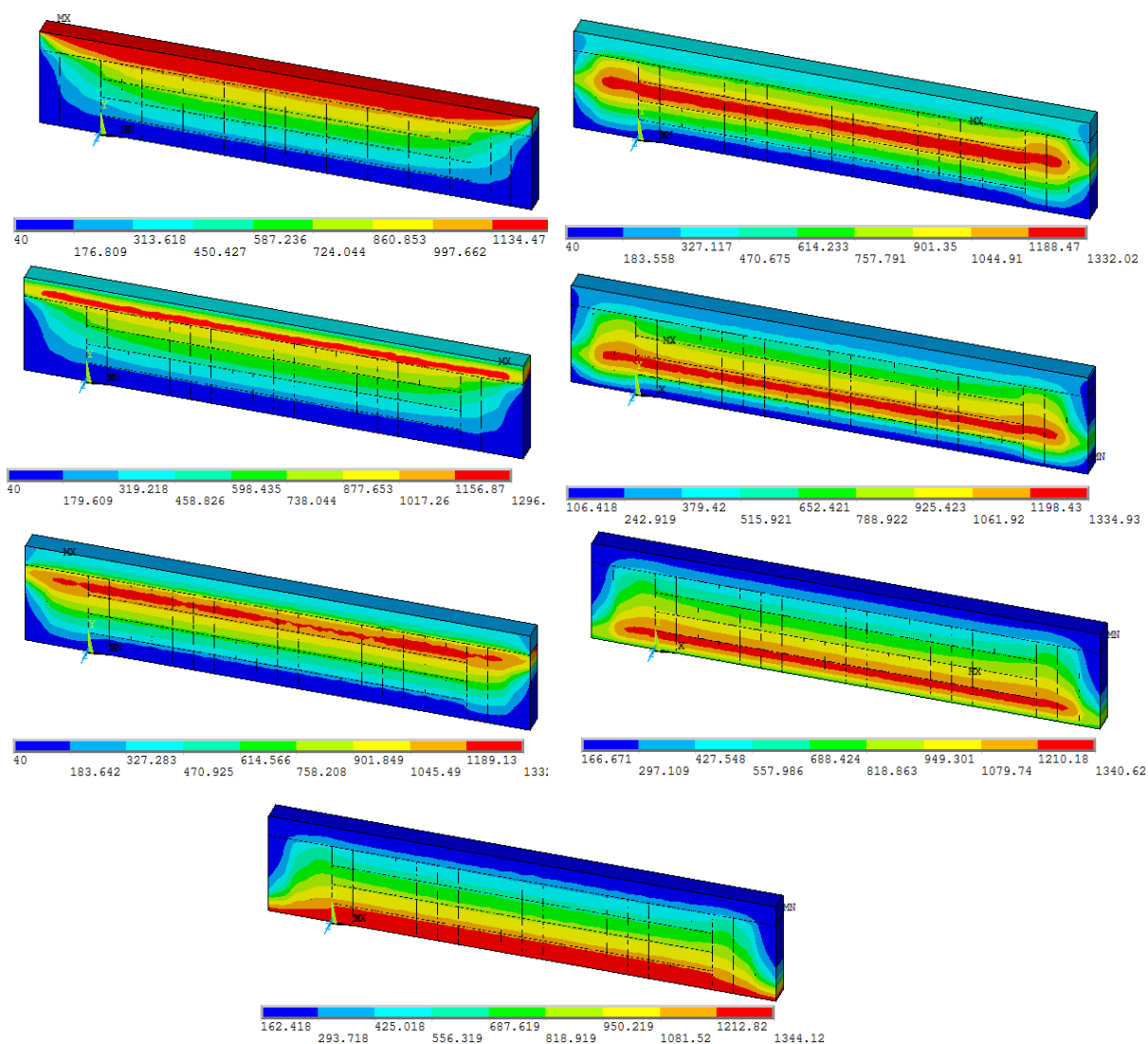


Рис.1. Расчетное значение максимальной температуры зоны горения по горизонтам

Таким образом, получив требуемое распределение температур по горизонтам и зная мощность внутренних источников в каждом элементарном объеме слоя, необходимо решить обратную задачу по определению оптимального распределения топлива по высоте и ширине паллеты, с учетом тепловых эффектов и аккумуляции теплоты в спеке.

Так как мощность внутренних источников энергии задается в кВт, найдем количество теплоты, выделяемой в элементарном объеме слоя. Для этого необходимо установить время, в течение которого в указанном объеме происходит горение частицы топлива. Учитывая, что время горения частицы зависит от ее размера, было проведено исследование по установлению среднего диаметра частиц топлива, подаваемого в спекательное отделение для условий МК «Запорожсталь», табл. 1.

Таблица 1

Фракционный состав топлива для условий МК «Запорожсталь»

	Фракции, %							
	+10	10-8	8-5	5-3	3-1	1-0,5	-0,5	
№ пробы	Коксик до дробления							dcp
1	15	12	20	16	17	13	7	5,3585
2	37,47	5,71	8,71	7,86	10	10,49	19,74	6,268045
3	14,13	11,65	18,44	14,05	14,38	11,13	16,25	4,994775
4	53,64	4,96	7,87	7	8,75	10,2	7,58	7,98399
5	30,06	8,58	13,76	11,22	12,53	11,21	12,64	6,151295
6	19,07	3,76	6,35	4,47	3,83	1,26	6,35	3,3458
								5,683734
№ пробы	Коксик после дробления							dcp
1	0	0,3	6	28	30	22	13,7	2,4831
2	0	0	6,18	20,23	20,58	16,08	36,93	1,95504
3	9,92	9,39	16,06	12,7	12,8	10,38	28,7	2,07101
4	1,52	2,32	16,97	20,14	18,2	15,38	25,46	2,95628
5	2,86	3	11,3	20,27	20,4	15,96	26,2	2,86615
6	4,76	4,38	6,03	6,25	7,18	4,76	9,63	1,84679
								2,363062

Для определения времени горения частицы коксовой мелочи известного размера, были использованы результаты исследований Карасова Ю.С., Коротича В.И. о влиянии размера частиц различных сортов твердого топлива на время их выгорания, которые позволили установить время выгорания зерен коксовой мелочи для условий аглофабрики предприятия в диапазоне 45 – 48 с.

Учитывая, что достижение необходимой температуры зоны горения в каждом элементарном слое происходит не только за счет тепла, выделяющегося при горении твердого топлива, но и благодаря экзотермическим реакциям и аккумуляции теплоты вышележащими горизонтами, было установлено, на базе результатов полученных в [4], процентное соотношение теплоты, вносимой каждой составляющей в общий приход теплоты в рассматриваемый единичный объем по высоте слоя шихты.

Установлено, что суммарная теплота экзотермических реакций, горения серы, шлакообразования, теплота, вносимая воздухом, не превышает 7 – 8 % от общего количества теплоты поступающей в единичный объем. Теплота, вносимая шихтой, учитывая коэффициент аккумуляции тепловой энергии $0,01 \div 0,5$ [4], изменяется в широком диапазоне по высоте слоя. Результаты вычисления количества теплоты, выделяющейся в каждом горизонте слоя за счет горения твердого топлива q_c и аккумуляции теплоты шихтой $q_{ш}$, при использовании вибрационного либо барабанного питателей при загрузке шихты представлены на рис. 2.

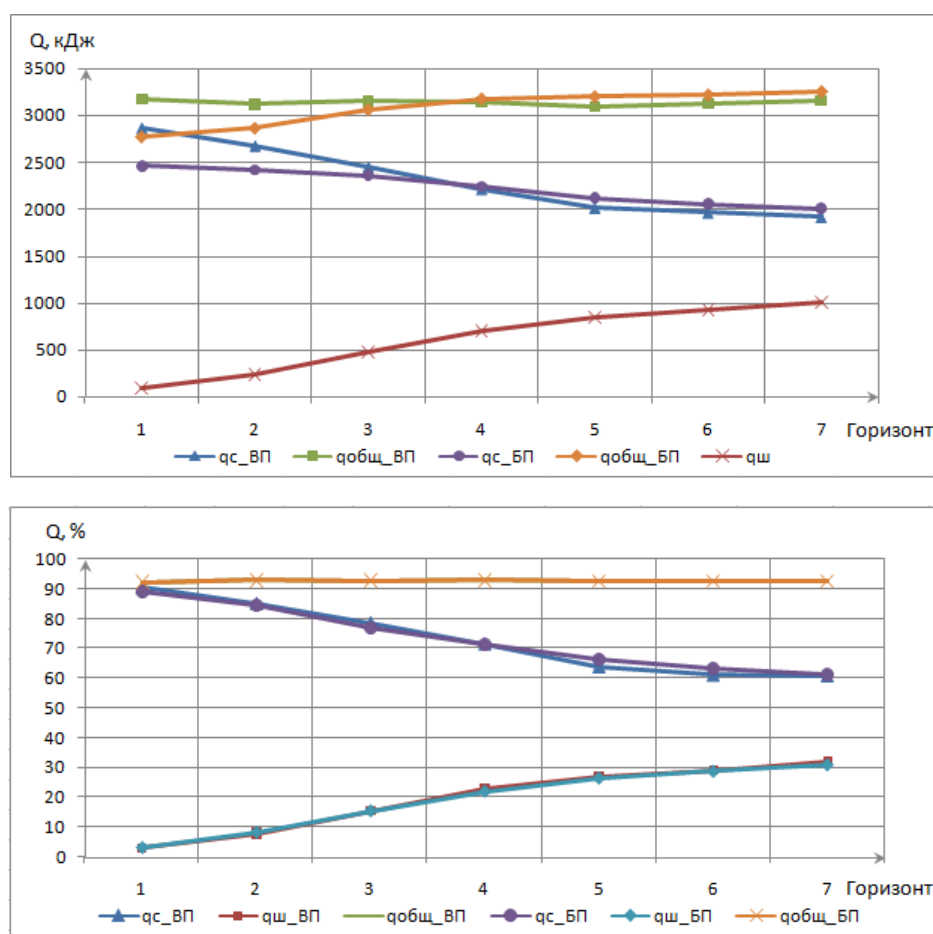


Рис. 2. Количество теплоты, поступающей в каждый горизонт слоя

Для нахождения содержания твердого топлива в каждом из расчетных единичных объемов используем формулу [4]:

$$c_{\text{ш}} = \frac{q_c}{a_{\text{CO}}q_{\text{CO}} + a_{\text{CO}_2}q_{\text{CO}_2}},$$

где $c_{\text{ш}}$ – содержание твердого топлива в шихте, кг; $a_{\text{CO}}, a_{\text{CO}_2}$ – доля углерода, сгорающего до CO и CO₂, %; $q_{\text{CO}}, q_{\text{CO}_2}$ – теплота сгорания углерода до CO и CO₂ соответственно, кДж/кг.

Процентное содержание углерода по высоте и ширине слоя определим из формулы:

$$c_{\%} = \frac{c_{\text{ш}} \cdot 100\%}{V\rho_{\text{ш}}(1 - \varepsilon)},$$

где V – объем элементарного объема (конечного элемента), м³; $\rho_{\text{ш}}$ – плотность шихты, кг/м³; ε – порозность слоя, %.

Таким образом, оптимальное распределение твердого топлива по высоте и ширине паллеты, обеспечивающее постоянство максимальной температуры в зоне горения, представлено на рис. 3.

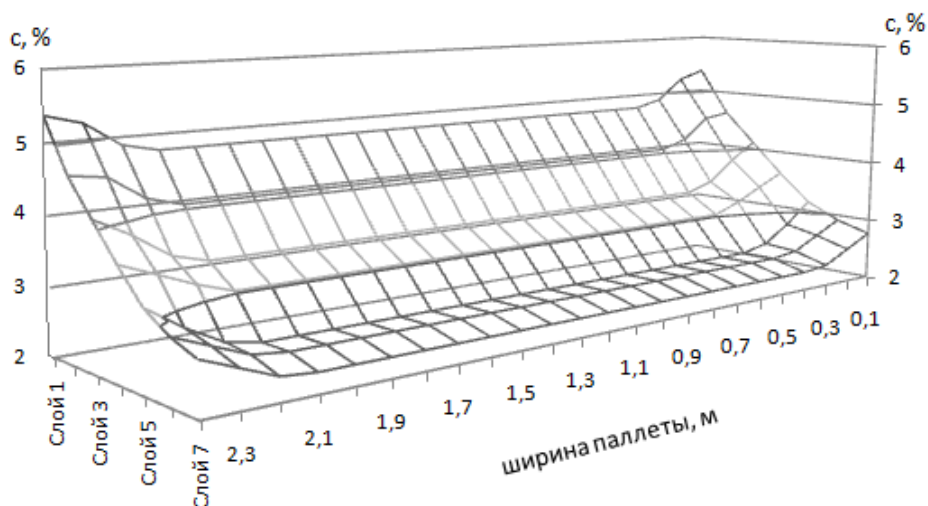


Рис. 3. Оптимальное распределение твердого топлива по высоте и ширине паллеты

Суммарное содержание топлива в шихте по результатам расчетов составило 3,289 % по сравнению с 3,6 – 3,8 % используемыми в настоящий момент на аглофабрике МК «Запорожсталь».

Существующее на комбинате и оптимальное распределение топлива по горизонтам слоя при использовании различных типов питателей представлено на рис. 4.

Исходя из кривых, представленных на рис. 4. видно, что применение вибрационного питателя ВП обеспечивает наиболее близкое к оптимальному распределение топлива по слоям.

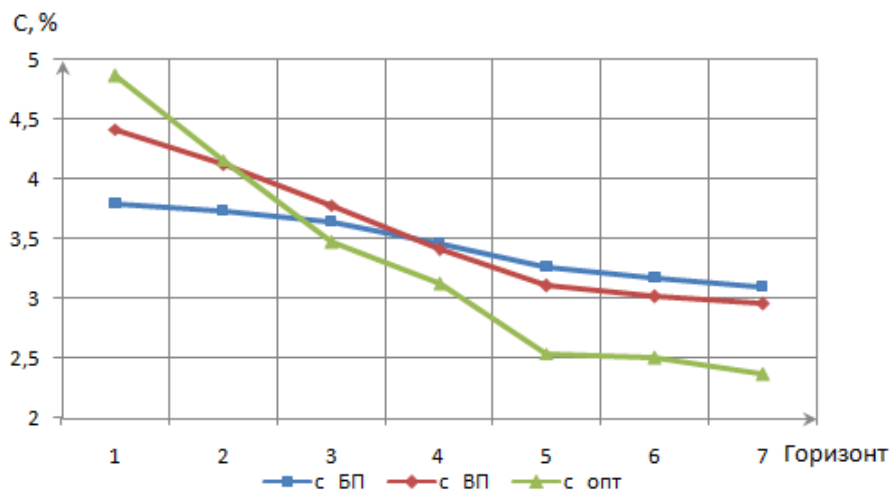


Рис. 4. Существующее и оптимальное распределения топлива по высоте горизонтам

Зная требуемое распределение топлива, можно рассчитать необходимое изменение среднего диаметра частиц шихты по высоте паллеты. Путем обратного преобразования функциональной зависимости – концентрации топлива от среднего диаметра частиц шихты $C = f(d_{\text{ср}})$, полученной в [5], выведена зависимость, позволяющая с достаточной точностью определить требуемый средний диаметр частиц шихты по высоте слоя:

$$d_{\text{ср}} = -1,419 \cdot C^{1.563} + 17,41,$$

где $d_{\text{ср}}$ – средний диаметр частиц фракции, мм.

Расчетное значение требуемого среднего диаметра частиц по горизонтам представлено на рис. 5.

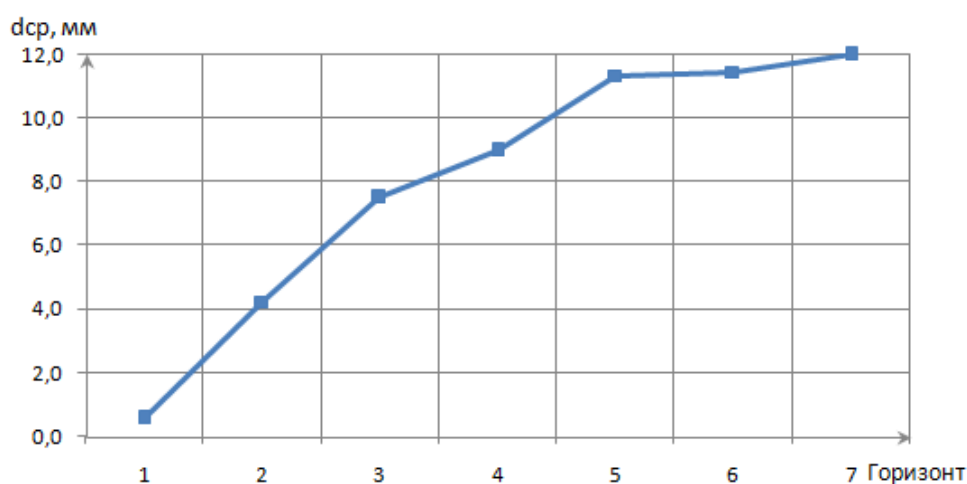


Рис. 5. Расчетное значение требуемого среднего диаметра частиц шихты по горизонтам

Выводы

В работе приведены результаты моделирования процесса производства офлюсованного агломерата для условий аглофабрики МК «Запорожсталь», на базе синтезированной ранее конечно-элементной модели. Путем наложения соответствующих граничных условий и задания мощности внутренних источников энергии было достигнуто необходимое значение максимальной температуры зоны горения в требуемом диапазоне 1270 – 1340 °С по высоте спека.

Осуществлен переход от мощности внутренних источников энергии, к количеству теплоты, выделяемой в единичном объеме слоя. Установлено влияние теплоты, вносимой каждой из составляющих в общий приход теплоты, и сделан расчет оптимального содержания твердого топлива по высоте и ширине слоя, с учетом аккумуляции теплоты вышележащими горизонтами агломерата.

Результаты моделирования позволили сделать вывод о возможности дальнейшего снижения содержания топлива в шихте при условии соблюдения требуемой концентрации коксовой мелочи по горизонтам, что возможно при усилении сегрегации классов крупности загружаемого материала по высоте паллеты. Полученное сокращение содержания коксика в шихте с 3,6–3,8 % до 3,289 %, при сохранении качественных показателей процесса спекания, потенциально позволит экономить в среднем до 216 тыс. грн. в год с одной агломашины, для условий аглофабрики МК «Запорожсталь».

Полученная зависимость требуемого распределения фракционного состава шихтовых материалов по высоте слоя, позволяет подойти к вопросу управления сегрегацией классов крупности агломерационной шихты на аглоленте, при различных условиях загрузки, с целью обеспечения необходимого распределения топлива, и как следствие, выравнивания температур по горизонтам слоя.

Список литературы

1. Теплофизика металлургических процессов / Лисиенко В.Г., Лобанов В.И., Китаев Б.И.: Учебник для вузов. – М.: Металлургия, 1982. – 240 с.
2. Формирование слоя шихты на агломашине: Курс лекций / С.Н. Петрушов. – Алчевск: ДонГТУ, 2006. – 187 с.
3. Мных А.С. Синтез трехмерной модели теплового режима процесса спекания агломерационной шихты // Вісник КрНУ (збірник наукових праць). – 2014. – №38. – С. 44–47.
4. Мных А.С. Исследование количества тепловыделения в слое агломерационной шихты // Східно-Європейський журнал передових технологій. – 2014. -№6. – С. 31–35.

5. Мных А.С., Ашихмин В.Д. Исследование влияния фракционного состава агломерационной шихты на распределение химических компонентов слоя материала для условий комбината «Запорож-сталь» // Теория и практика металлургии. – 2014. – № 3–6. – С. 35–38.

Рукопись поступила 19.10.2014 г.

УДК 536.212.3:536.2.081.7

Павленко А.М. — д.т.н., професор, Полтавський національний технічний університет

Яковлєва І.Г. — д.т.н., професор, Запорізька державна інженерна академія (ЗДІА)

Чейлитко А.О. — к.т.н., доцент, ЗДІА

Ільїн С.В. — к.т.н., доцент, ЗДІА

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ПОРИСТОСТІ НА ТЕПЛОПРОВІДНІСТЬ МАТЕРІАЛУ

Дослідження пористості теплоізоляційних вогнетривких матеріалів є актуальною задачею енергетики, так як теплопровідність пористих матеріалів залежить від форми і розташування пір. У роботі вказуються такі форми і розміри макропор, при яких ефективний коефіцієнт теплопровідності матеріалу найменший. На підставі багатьох експериментів, у статті говориться про основні особливості пороутворення в гліноземистих матеріалах.

Ключові слова: теплопровідність, пористість, спучення, теплоізоляція.

Вступ

Спучені гідросилікати і гідроалюмосилікати широко застосовуються в різних областях енергетичної та будівельної промисловості. Вони мають чудові високотемпературні теплоізоляційні і теплозахисні властивості. Дані матеріали служать відмінним тепловим бар'єром і найкращим, з наявних, засобом захисту від пожеж і впливів теплової енергії при високотемпературних технологічних процесах. Встановлено експериментально, що такі матеріали можна застосовувати як теплоізолюючий шар в широкому діапазоні температур. Кремнезем, який використовується, як сировина, для отримання пористих твердих гранул, має низьку теплопровідність і достатню міцність. При термообробці сировини в барабанній печі, слід згадати про відомі недоліки, такі, як злипання частинок матеріалу, порушення цілісності, утворення тріщин. Дані проблеми притаманні практично всім технологіям виробництва сипучих теплоізоляційних матеріалів на основі кремнезему, оскільки дослідниками, як правило, не ставиться завдання теплотехнічної оптимізації процесу термообробки, а основна увага приділяється хімічному складу матеріалу. Хоча логічно припустити, що найбільш вірним рішенням було б оптимізувати не тільки склад самого матеріалу, але й режими його обробки.

Аналітичний огляд існуючих технологій показує, що дослідження в даному напрямку спрямовані на вивчення того чи іншого процесу окремо, а узагальнених теорій недостатньо для чіткого аналізу і побудови моделі процесу тепломасообміну вологої частинки, що спучується. Експериментальне знаходження та узагальнення характеристик тепломасообміну вологої пористої частинки, що спучується, є актуальною науковою задачею.

Таким чином, розробка загального методологічного підходу до вирішення поставленого завдання є актуальною для розвитку науки в галузі теплофізики і теплоенергетики.

Постановка задачі

Кремнеземні матеріали мають низьку теплопровідність, високу стійкість до теплового удару і підвищеної радіації. Вони також мають чудові електроізоляційні властивості при високих температурах і підвищеній вологості, можуть довго використовуватися при температурі 1000 °C і короткочасно при більш високих температурах.

Різними авторами [1 – 4] раніше було досліджено вплив пористості на різноманітні теплофізичні чинники.

За даними [4] аналіз і обробка дозволяють рекомендувати наступну розрахункову формулу для обчислення коефіцієнта теплопровідності сухих пористих кремнеземистих матеріалів при температурі 25 ± 5 °C, що виражає сукупний вплив розмірів пор і об'ємної ваги:

$$\lambda = 0,022 \left\{ \left[0,811 \cdot \lg \frac{d}{0,14} + 0,215 \cdot (d - 0,14) \right] \cdot \sqrt[3]{\frac{0,35}{\gamma}} + 5 \cdot \gamma^{1,1} \cdot 1,68 + 1 \right\}, \quad (1)$$

де λ – коефіцієнт теплопровідності; d – розмір пор; γ – об'ємна вага матеріалу.

При цьому виходить узгодження з поясненнями про інтенсифікацію механізму кондуктивної теплопровідності при зближенні осередків, тобто зменшенні пористості і одночасному зростанні об'ємної ваги. Аналізуючи (1), побачимо, що при постійному збільшенні діаметра, коефіцієнт теплопровідності зростає, що суперечить експериментальним дослідженням [2, 5].

Для визначення оптимальної структури теплоізоляційних матеріалів на основі кремнезему необхідно провести дослідження формування пор та знайти залежність властивостей теплоізоляційних матеріалів від пористості.

Основна частина досліджень

В зразки глинозему поміщені шматочки мідного дроту як індикатора. Спучування зразків, і розташування індикаторних волокон мідного дроту, в кінцевому матеріалі показані на рис. 1. Ізотерми в даному експерименті побудовані приблизно за розташуванням волокон і за явно поділяючими шарами матеріалу.

З проведеного експерименту (рис. 1) видно, що спучування однорідної суміші, вміщеній в обмежений простір в будь-якій точці, має бути приблизно рівним і спрямованим тільки вгору, можна зробити висновок, що при спученні матеріалу, необмеженого стінками судини, спучування відбувається нерівномірно по горизонтальній площині. Також даний експеримент показує наявність структурних внутрішніх зрушень глин, що спучуються (так як індикаторні волокна скоїли поступально-обертальний рух). При цьому варто відзначити, що форма пор практично однакова в обох випадках.

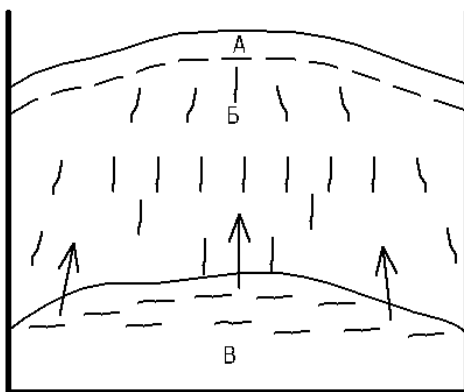


Рис. 1. Розташування індикаторних волокон мідної проволочки в матеріалі, що спучується

У [2] показано, що всі залежності для розрахунку коефіцієнта теплопровідності мають свою область використання та не придатні для загальних випадків. Деякі залежності зовсім не придатні для розрахунку теплопровідності пористих матеріалів. Тому було проведено експерименти по визначенню теплопровідності різних пористих матеріалів. Досліджувались зразки спученого гідросилікату [6]. Виміри теплопровідності проводились на ІТ-λ-400. Теоретичне обґрунтування методу викладено в [7]. Робочі розрахункові формули для теплового опору зразка і його теплопровідності наведені у [8, 9].

Розраховані значення теплопровідності зразка були віднесені до його середньої температури.

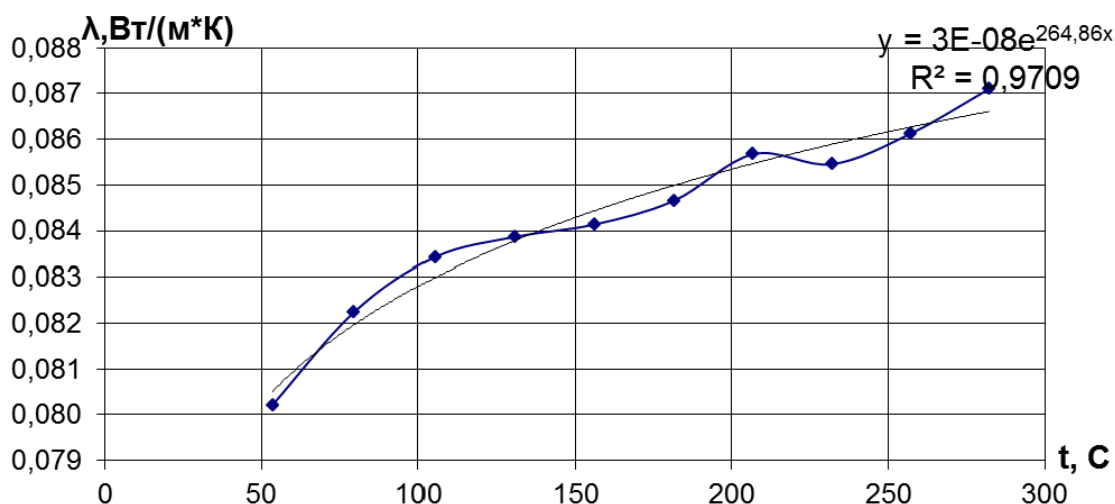


Рис. 2. Залежність коефіцієнта теплопровідності зразка від температури

На графіку (рис. 2) вказана залежність зміни коефіцієнта теплопровідності λ , Вт/(м·К) від температури зразка. Середній коефіцієнт теплопровідності даного матеріалу склав $\lambda=0,0840$ Вт/(м·К) при температурі від 50 °С до 275 °С.

Висновки

Проведені експерименти дозволяють зробити наступні висновки:

1. Спучування однорідної суміші, вміщеній в обмежений простір в будь-якій точці, має бути приблизно рівним і спрямованим тільки вгору.
2. Експериментальним методом було встановлено залежність коефіцієнта теплопровідності зразка спученого гідросилікату від його температури, що виражається залежністю:

$$\lambda = 3E - 0.8e^{264,86t} \quad (2)$$

Коефіцієнт детермінації склав 0,9709.

Список літератури

1. Чейлытко А. А. Экспериментальные исследования теплофизических характеристик пористого дисперсного материала в зависимости от различных режимов термообработки / А. А. Чейлытко // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. – 2009. – №5/6(41). – С. 4–7.
2. Чейлытко А. О. Исследование влияния пор на теплопроводность материалов / А. О. Чейлытко // Технологический аудит и резервы производства. – 2013. – № 10. – С. 14–17
3. Демидович Б. К. Производство и применение пеностекла / Демидович Б. К. – Минск: Наука и техника, 1972. – 304 с.

4. Чудновский А. Ф. Теплофизические характеристики дисперсных материалов / Чудновский А. Ф. – М.: Государственное издательство физико-математической литературы, 1962. – 456 с.
5. Справочник энергетика на строительстве [под ред. Н. Н. Лебедева] – М.: Госстройиздат, 1960. – 736 с.
6. Павленко А. М. Создание основы для нового теплоизоляционного материала / А. М. Павленко, А. А. Чейлытко // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2009. – №39. – С. 13–16.
7. Шатунов Е. С. Теплофизические измерения в монотонном режиме / Шатунов Е. С. – М. : Энергия, 1972. – 108 с.
8. Денисова Э. И. Измерение теплопроводности на измерителе ИТ-λ-400 / Денисова Э. И., Шак А. В. – Екатеринбург: ГОУ ВПО УГТУ–УПИ, 2005. – 35 с.
9. Жметко Д. М. Фізичні методи дослідження. Практикум для студентів фізичного факультету / Жметко Д. М., Леміш П. В. – Запоріжжя: ЗНУ, 2008. – 77с.

Рукопис надійшов 19.08.2014 г.

УДК 66.041.001.2

Романько Я.В. — к.т.н., доцент, Национальная металлургическая академия Украины

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОХОДНОЙ НАГРЕВАТЕЛЬНОЙ ПЕЧИ ПРИ ЧАСТИЧНОЙ ЗАМЕНЕ ГОРЕЛОК НА РЕГЕНЕРАТИВНЫЕ

Достичь уменьшения расхода топлива в нагревательных печах проходного типа можно путем установки регенеративной системы отопления. Однако, из-за достаточно высоких капитальных затрат такой подход в основном применяется при строительстве новых печей. В настоящее время все большее распространение получает установка регенеративных горелок лишь в отдельных зонах печи. С целью возможности оценки эффективности такой модернизации для проходных печей различного типа предложена математическая модель, позволяющая рассчитывать нагрев металла и определять основные показатели тепловой работы печи, в которой одновременно функционируют зоны с плоскопламенными и регенеративными горелками. Приведен пример сопоставительного расчета печи с шагающим подом до и после модернизации.

Ключевые слова: проходная печь, нагрев заготовок, регенеративные горелки, теплообмен, математическая модель.

Состояние вопроса

Высокопроизводительные печи проходного типа, обеспечивающие нагрев и термическую обработку стальных заготовок и изделий, потребляют значительные объемы органического топлива. Для гибкого управления температурным и тепловым режимами они выполняются многозонными. Эти печи имеют достаточно высокий коэффициент использования теплоты топлива за счет наличия методической неотпливаемой зоны и утилизации теплоты уходящих продуктов сгорания в центральном рекуператоре. Однако с повышением стоимости топлива возрастает потребность в увеличении их энергоэффективности. Этого можно достичь путем высокотемпературного подогрева воздуха горения за счет оборудования печи регенеративной системой отопления. Теоретические и практические особенности применения такой системы рассматривались в ряде работ, например [1 – 4].

Из-за больших капитальных затрат такой подход обычно применяется при строительстве новых печей. Для печей же, находящихся в

эксплуатации, все большее распространение получает их модернизация, основанная на частичной замене существующих горелок на регенеративные, а также установка дополнительных горелок регенеративного типа в части методической зоны [5, 6]. Пример такой модернизации для проходной четырехзонной печи показан на рис. 1.

Печь 1 имеет следующие зоны: 1 – методическую длиной L_1 , 2 – зону нагрева длиной L_2 с регенеративными горелками, 3 – зону нагрева длиной L_3 , 4 – зону выдержки длиной L_4 . В зонах 3 и 4 установлены обычные двухпроводные горелки. Продукты сгорания (ПС), уходящие из зон выдержки и нагрева, проходят через зону 1 и обеспечивают начальный подогрев заготовок. Далее они поступают в центральный рекуператор 3, который нагревает воздух (В), подаваемый в двухпроводные горелки вентилятором 2.

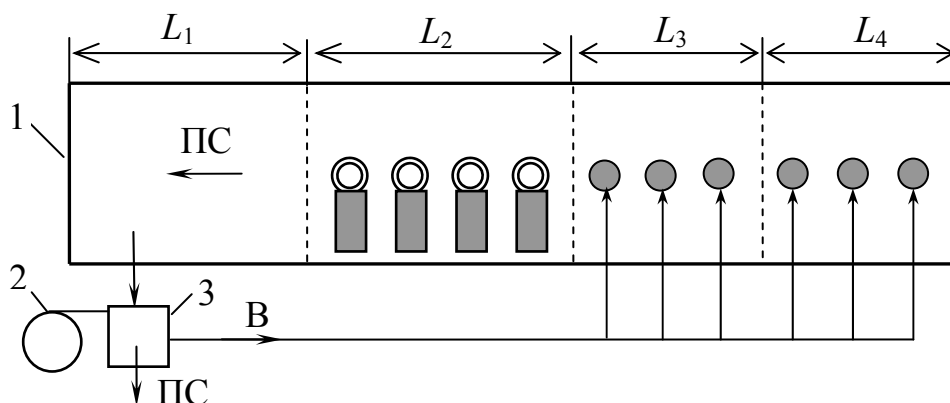


Рис. 1. Схема проходной нагревательной печи с установкой регенеративных горелок в зоне 2.

Модель работы методической печи

Целью настоящей работы была разработка математической модели проходной нагревательной печи, в которой одновременно функционируют зоны нагрева с обычными двухпроводными горелками, зоны с регенеративными горелками и неотопливаемая методическая зона.

Конструктивно проходные печи отличаются достаточно большим разнообразием. В них могут нагреваться изделия разной формы и размеров, причем во многих типах печей (с шагающим подом, кольцевых) они располагаются с зазором. Поэтому для обеспечения универсальности модели в ней принят подход, основанный на приближенном представлении садки нагреваемого металла в виде эквивалентной плоской пластины, заполняющей активную часть пода [7]. Исходя из тех же соображений, для расчета теплообмена в рабочем пространстве печи использована одномерная схема расчета [8]. Также при-

нято допущение, что в печи происходит либо симметричный нагрев металла (при наличии нижних зон), либо односторонний верхний нагрев, что характерно, например, для печей с шагающим подом. В модели также может учитываться одновременный симметричный нагрев с односторонним нагревом в зоне выдержки. Ниже приведена математическая постановка задачи теплообмена в печи для случая одностороннего верхнего нагрева.

Для возможности гибкого управления математической моделью процесс нагрева металла определяется нестационарным дифференциальным уравнением теплопроводности (1). При этом использовано обычное допущение о несущественном влиянии теплопроводности в направлении движения пластины:

$$\rho C \left(\frac{\partial t}{\partial \tau} + u \frac{\partial t}{\partial z} \right) = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial t}{\partial x} \right), \quad (1)$$

где $t = t(x, z)$ – температура металла, находящегося в печи; x – координата, направленная по толщине металла; z – координата, направленная по направлению движения металла; τ – время; ρ , C и λ – соответственно плотность, теплоемкость и теплопроводность металла; u – скорость движения металла через печь.

Стационарное состояние достигается в результате установления распределения температуры в пластине в течение достаточно продолжительного интервала времени.

Граничные условия для уравнения (1) представим в виде:

- на нижней поверхности пластины

$$\frac{\partial t(0, z)}{\partial x} = 0, \quad (2)$$

- на верхней поверхности пластины

$$-\lambda \frac{\partial t(S, z)}{\partial x} = q_m, \quad (3)$$

- на входе металла в печь

$$t(x, 0) = t_0, \quad (4)$$

- на выходе металла из печи

$$\frac{\partial t(x, L)}{\partial z} = 0, \quad (5)$$

где t_0 – начальная температура металла; L – длина печи; S – эквивалентная толщина металла, которая рассчитывается по формуле:

$$S = \mu \cdot \delta, \quad (6)$$

где δ – геометрическая толщина нагреваемого тела; μ – коэффициент несимметричности нагрева, зависящий от вида садки [7].

Плотность теплового потока на поверхности металла рассчитывается по формуле:

$$q_m(z) = C_{\text{гкм}} \left[\left(\frac{t_g(z) + 273}{100} \right)^4 - \left(\frac{t(S, z) + 273}{100} \right)^4 \right] + \alpha [t_g(z) - t(S, z)], \quad (7)$$

где $C_{\text{гкм}}$ – приведенный коэффициент излучения системы газ-кладка-металл, α – коэффициент теплоотдачи конвекцией от газа к поверхности металла, определяемые согласно [9].

Температурное состояние газов, проходящих через рабочее пространство печи, определяется уравнением энергии:

$$\frac{\partial (W_g C_g t_g)}{\partial z} = q_v, \quad (8)$$

где C_g – теплоемкость газа, W_g – скорость газа, t_g – температура газа, $q_v(z)$ – объемная плотность теплового потока в газе.

Объемная плотность теплового потока q_v представляет тепловую мощность, которая выделяется или поглощается в единице объема газа. Она складывается из удельной тепловой мощности внешних источников (выделения химического тепла топлива в результате его сжигания, физического тепла воздуха), теплового потока, передаваемого металлу, а также тепловых потерь печи. Для определения значения физического тепла воздуха, нагреваемого в центральном регенераторе, использована упрощенная модель, основанная на решении задачи теплообмена между двумя теплоносителями при противотоке [10]. Физическая теплота воздуха, нагреваемого в теплообменниках регенеративных горелок, рассчитывается на основании принятого значения коэффициента регенерации.

Для решения рассматриваемой задачи использован численный метод. По направлению координаты z расчетная область условно разделяется на ряд объемов металла и газа шириной Δz каждый. По толщине металла вдоль координаты x вводится равномерная узловая сетка с шагом Δx . Для каждого выделенного объема газа составляется уравнение теплового баланса с учетом изменения его расхода за счет сжигания топлива и отбора части продуктов сгорания в регенеративные горелки. В результате получается система нелинейных уравнений, которая решается маршевым методом по направлению от конца печи к ее началу. После этого уточняются значения тепловых потоков от газа на выделенные участки поверхности металла. Затем методом конечных разностей выполняется расчет изменения температур металла в узлах сетки за интервал времени $\Delta \tau$.

Управление тепловым режимом в рассматриваемой модели осуществляется путем задания температур печи в средней части каждой отапливаемой зоны. На каждом шаге расчета по времени расходы топлива в этих зонах корректируются пропорционально отклонению соответствующих заданных и расчетных температур. После выполнения

большого числа расчетных шагов по времени устанавливается стационарное состояние в нагреваемом металле и газе. После этого рассчитываются основные статьи расхода и прихода тепла, входящие в тепловой баланс печи.

Применение математической модели для расчета проходной печи

При помощи предложенной математической модели была исследована тепловая работа печи с шагающим подом, предназначенная для нагрева квадратных стальных заготовок перед прокаткой на мелкосортном стане. Заготовки имеют следующие размеры: сторона поперечного сечения $\delta = 0,2$ м, длина $l = 6$ м. Шаг раскладки заготовок по длине печи составляет 0,28 м. Производительность печи была принята равной $G = 70$ т/ч. Печь имеет три отапливаемых зоны. Общая длина рабочего пространства печи составляет $L = 26,5$ м, длины методической и отапливаемых зон соответственно равны $L_{мет} = 7$ м, $L_{св1} = 7$ м, $L_{св2} = 7$ м, $L_{том} = 5,5$ м. Ширина пода печи равна $B = 6,5$ м, а высота рабочего пространства $H = 1,5$ м. Топливом является природный газ с теплотой сгорания $Q^p_n = 35,5$ МДж/м³. Для его сжигания в каждой отапливаемой зоне печи установлены двухпроводные горелки с коэффициентом расхода воздуха $n = 1,1$. Воздух, подаваемый для сжигания топлива, нагревается в металлическом трубчатом рекуператоре за счет утилизации тепла уходящих из печи продуктов сгорания. Для нагрева заготовок принят следующий температурный режим по зонам печи: $t_{св1} = 1120$ °С, $t_{св2} = 1270$ °С, $t_{том} = 1200$ °С.

Был изучен вариант модернизации рассмотренной выше печи, основанный на замене горелок в первой сварочной зоне на регенеративные горелки, устанавливаемые на боковых стенах. Для оценки целесообразности такой модернизации были выполнены сопоставительные расчеты нагрева заготовок с помощью математической модели. На рис. 2 приведена температурная диаграмма нагрева металла в печи до и после ее модернизации. На ней показано изменение температуры газа, а также поверхности и низа нагреваемого металла вдоль печи. Расчетные значения статей теплового баланса сведены в табл. 1.

Как видно из приведенных результатов, характерные температуры нагреваемых заготовок для обоих рассматриваемых вариантов следуют достаточно близко друг к другу. Максимальная разность температур поверхностей для этих вариантов наблюдается в конце методической зоны и составляет около 70 °С. В конце же нагрева температуры как поверхности, так и низа металла практически совпадают, что говорит о сохранении качества нагрева в печи после ее модернизации. Было получено, что в исходном варианте печи с двухпроводными горелками удельный расход топлива составил $b_{yt} = 48,42$ кг у.т./т метал-

ла. После модернизации печи, с заменой горелок первой сварочной зоны на регенеративные, эта величина стала равной $b_{yt}=41,82$ кг у.т./т. Таким образом экономия топлива составила 13,6 %.

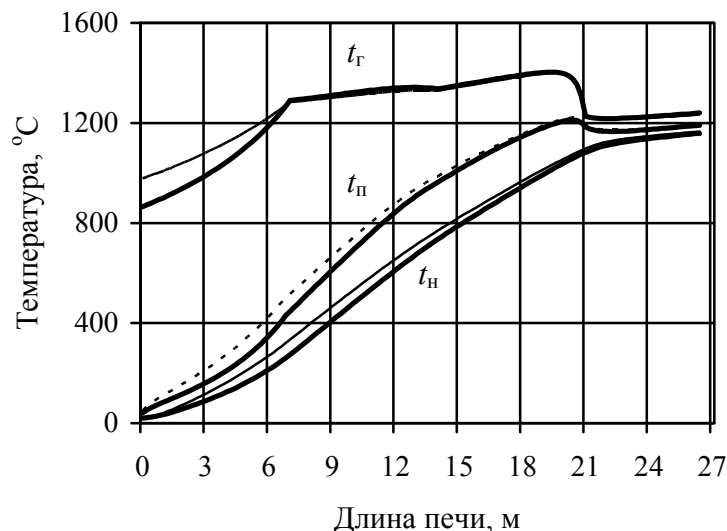


Рис. 2. Температурная диаграмма нагрева заготовок в методической печи. Сплошные линии – печь до модернизации, пунктирные линии – после модернизации

Таблица 1

Тепловой баланс печи после модернизации

Приходные статьи	МВт	%	Расходные статьи	МВт	%
Химическое тепло топлива	23,82	79,27	Теплота заготовок	14,47	48,16
Теплота воздуха из рекуператора	2,48	8,26	Теплота уходящих газов в рекуператор	8,74	29,08
Теплота воздуха из регенераторов	3,75	12,47	Теплота уходящих газов в регенераторы	4,59	15,28
			Тепловые потери печи	2,25	7,48
Итого	30,05	100	Итого	30,05	100

Выводы

Предложена математическая модель, позволяющая рассчитывать нагрев металла и определять основные тепловые характеристики проходной нагревательной печи, в которой одновременно могут присутствовать зоны нагрева с обычными горелками, зоны с регенеративными горелками и неотапливаемая методическая зона.

С помощью предложенной математической модели проведены сопоставительные расчеты печи с шагающим подом с обычными горелками и регенеративными горелками, установленными в первой сварочной зоне. Показано, что в рассматриваемом случае качество на-

грева практически не изменилось, но расход топлива на нагрев уменьшился на 13,6 %.

Список литературы

1. Губинский В. И. Актуальные задачи реконструкции нагревательных печей / В. И. Губинский // *Металлургическая теплотехника : Сборник научных трудов НМетАУ* : в 2-х кн. Днепропетровск, 2005. Кн. 1. – С. 149–156.
2. Гупало О.В. Ефективність використання регенеративної системи опалення і утилізації теплоти димових газів в кільцевих печах / О.В. Гупало, Н.Є. Василенко, Д.С. Пономаренко // *Металлургическая теплотехника: сборник научных трудов НМетАУ*. – Выпуск 2 (17). – Днепропетровск: Новая идеология, 2010. – С. 89–95.
3. Дружинин Г. М. Эффективность регенеративной системы отопления нагревательной печи / Г. М. Дружинин, Н. Б. Лошкарев, А. А. Ашихмин, М. Р. Барташ и др. // *Сталь*, № 3, 2010. – С. 71–74.
4. Дормайр Дж., Павлов Р. А. Использование регенеративных горелок в сталелитейной промышленности / *Сталь*. – 2010. - № 11. – С. 79–80.
5. O'Connor S. J. Recent Cost Reduction Developments in the Heating of Steel / Steven J. O'Connor, Anthony G. Fennell // *Iron & Steel Technology*, Vol. 8, 2012. – P. 106–111.
6. Wentling V., Evans D., Swan S., Fennell A G. Update on Regenerative Reheat Furnace Conversions in North America. *Iron & Steel Technology*, Vol. 7, 2010. – P. 60–65.
7. Мастрюков Б.С. Расчеты металлургических печей // М. : Металлургия, 1986. – 386 с.
8. Невский А.С. Лучистый теплообмен в печах и топках / А.С. Невский. 2-е изд., испр. и доп. М. : Металлургия, 1971. – 440 с.
9. Расчеты нагревательных печей / Под ред. Н.Ю. Тайца // Киев : Техника, 1969.
10. Хаузен Х. Теплопередача при противотоке, прямотоке и перекрестном токе. М. : Энергоиздат, 1981. – 384 с.

Рукопись поступила 05.09.2014 г.

УДК 620.22-419.8:536.21

Скачков В.А. — к.т.н., доцент, Запорожская государственная инженерная академия (ЗГИА)

Воденникова О.С. — к.т.н., старший преподаватель, ЗГИА

Иванов В.И. — старший научный сотрудник, ЗГИА

Бережная О.Р. — к.т.н., доцент, ЗГИА

Радченко Ю.Н. — к.т.н., доцент, Национальная металлургическая академия Украины

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ МЕТАЛЛОУГЛЕРОДНЫХ КОМПОЗИТОВ ТРИБОТЕХНИЧЕСКОГО НАЗНАЧЕНИЯ

Представлены результаты исследования теплоемкости, а также коэффициентов теплопроводности и линейного теплового расширения многокомпонентных металлоуглеродных композитов триботехнического назначения. Сопоставление расчетных и практических значений указанных параметров свидетельствует о достаточной степени их сходимости.

Ключевые слова: многокомпонентные металлоуглеродные композиты, теплоемкость, коэффициенты теплопроводности и линейного теплового расширения, сопоставление расчетных и практических значений.

Введение

Наличие многообразия матричных материалов и схем армирования металлоуглеродных композитов триботехнического назначения позволяет направленно регулировать их служебные характеристики путем подбора состава, изменения соотношения компонентов и макроструктуры композита. Важнейшей особенностью данных материалов является возможность создания из них элементов конструкций с заранее заданными эксплуатационными свойствами [1, 2]. Особенно эффективным может быть применение данных композитов в узлах трения, где другие антифрикционные материалы характеризуются низкой работоспособностью из-за высокой или низкой температуры их эксплуатации, а также агрессивности рабочей среды [3].

При оценке условий применения данных композитов в узлах трения учитывают их теплофизические характеристики – теплоемкость и коэффициент теплопроводности, которые обеспечивают поглощение

и отведение тепловой энергии, которая образуется в зоне трения, а также коэффициент линейного теплового расширения.

Постановка задачи

Задачей работы служит разработка математических моделей прогнозирования указанных теплофизических параметров многокомпонентных металлоуглеродных композитов триботехнического назначения, а также оценка их адекватности с использованием результатов сравнительных экспериментов.

Результаты исследований

Формирование структуры многокомпонентных металлоуглеродных композитов указанного типа во многом зависит от формы, гранулометрического состава, объемного содержания и качественных характеристик исходных компонентов смеси. В качестве компонентов композитов использовали графит, глинозем, порошок алюминия и карбид титана. Для повышения адгезии между компонентами при формировании композита на поверхность графита, глинозема и карбида титана заранее наносили гальваническое никелевое покрытие.

Образцы композитов на основе вышеперечисленных компонентов получали методом прямого двустороннего горячего прессования при удельном давлении 60 МПа и температуре 723 К. Состав образцов представлен в табл. 1.

Таблица 1

Состав композитов триботехнического назначения

Компоненты композитов	Содержание компонентов, %, по сериям образцов:				
	I	II	III	IV	V
графит	11,5	20,2	25,6	34,4	44,4
порошок алюминия	26,9	17,6	74,4	23,2	53,3
глинозем	57,1	-	-	21,2	-
карбид титана	-	60,5	-	19,3	-
никель	4,5	1,7	2,0	1,9	2,3

Экспериментальные значения теплоемкости образцов исследуемых многокомпонентных композитов определяли методом динамического колориметра с тепломером и адиабатической оболочкой на приборе НТ-с-400.

С достаточной инженерной точностью теплоемкость композитов можно вычислять с использованием соотношения:

$$c = \sum_{n=1}^m c_n \cdot P_n, \quad (1)$$

где P_n , c_n – объемное содержание и теплоемкость n -го компонента, соответственно; m – количество компонентов в композите.

Зависимость теплоемкости от температуры можно определять как:

$$c(T) = B_0 + B_1 \cdot T + B_2 \cdot T^{-2} + B_3 \cdot T^{-3}, \quad (2)$$

где B_n – коэффициенты; $B_n = \sum_{n=1}^m b_n \cdot P_n$; b_n – эмпирические коэффициенты [4]; T – температура.

Экспериментальные и расчетные значения теплоемкости исследуемых композитов приведены в табл. 2. Величина их максимального отклонения не превышает 12 %.

В рамках среды класса B_2 по классификации [5] коэффициенты теплопроводности λ_{ij} металлоуглеродных композитов можно записать в виде статистической смеси:

$$\lambda_{ij} = \sum_{n=1}^m \lambda_{ij}^n \cdot \varphi_n, \quad (3)$$

где λ_{ij}^n – случайные коэффициенты теплопроводности n -го компонента композита; φ_n – случайная индикаторная функция n -го компонента.

Таблица 2

Теплоемкость композитов серий I-V

Серия	Теплоемкость, Дж/(кг·К), при температуре, К:							
	373		473		573		673	
	расчет	опыт	расчет	опыт	расчет	опыт	расчет	опыт
I	0,966	0,922	1,065	1,097	1,131	1,165	1,181	1,169
II	0,886	0,849	0,997	0,949	1,068	1,110	1,121	1,101
III	0,991	0,965	1,089	1,035	1,162	1,184	1,222	1,250
IV	0,986	1,012	1,120	1,094	1,206	1,227	1,270	1,292
V	1,020	0,988	1,155	1,126	1,245	1,222	1,315	1,348

Обобщая результаты работы [6] относительно многокомпонентных хаотически армированных композитов, можно записать расчетную формулу для определения коэффициента теплопроводности:

$$\lambda_{ij} = \left\langle \langle \lambda_{ij} \rangle - \frac{\sum_{n=1}^m \langle \lambda_{ij}^n \rangle^2 \cdot (I_n^2 \cdot P_n^2 + D_n^2)}{3 \langle \lambda_{ij} \rangle} \right\rangle \cdot \delta_{ij}, \quad (5)$$

где I_n – вариации коэффициентов теплопроводности n -го компонента композита; $\langle \dots \rangle$ – оператор статистического осреднения; D_n^2 – момент второго порядка для φ_n , $D_n^2 = P_n \cdot (1 - P_n)$; δ_{ij} – функция Дирака.

В табл. 3 приведены коэффициенты теплопроводности и линейного теплового расширения компонентов композита для температуры до 673 К.

Таблица 3

Коэффициенты теплопроводности, Вт/(м·К), и линейного теплового расширения (КЛТР), 10^{-6} , 1/К, компонентов композита

Компоненты композита	КЛТР компонента	Коэффициент теплопроводности				Источник
		373 К	473 К	573 К	673 К	
углерод	4,6	104,0	97,0	89,0	81,0	[7]
глинозем	8,5	30,0	27,4	24,8	28,2	[8]
алюминий	22,6	238,0	234,0	230,0	224,0	[9]
карбид титана	7,5	27,0	28,0	29,0	30,0	[8]
никель	13,7	79,7	72,1	63,3	60,9	[9]

Используя формулу (5) и данные табл. 3, для серий образцов I-V выполняли расчеты значений коэффициентов теплопроводности в интервале температур 373-673 К. Результаты вычислений представлены в табл. 4.

В табл. 4 также внесены экспериментальные значения коэффициента теплопроводности многокомпонентных композитов, полученные с использованием метода динамического колориметра на приборе НТ-λ-400.

Таблица 4

Коэффициенты теплопроводности композитов серий I-IV

Серии	Коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К), при температуре, К:							
	373		473		573		673	
	расчет	опыт	расчет	опыт	расчет	опыт	расчет	опыт
I	58,0	56,5	54,7	52,4	51,2	49,9	47,4	48,8
II	60,1	63,2	58,0	60,3	55,6	58,4	53,0	54,6
III	168,5	172,4	164,1	168,0	159,4	162,5	153,6	157,8
IV	74,1	76,3	70,0	71,4	65,4	66,8	60,6	61,8
V	131,8	136,2	126,7	130,7	121,0	123,8	114,7	117,0

Из анализа полученных результатов следует, что с повышением температуры наблюдается снижение значений коэффициентов теплопроводности образцов всех серий в среднем на 17 %. При этом его максимальное снижение зафиксировано для образца серии I (24 %), что можно объяснить значительным содержанием глинозема в его составе. Кроме того, установлено, что расчетные значения данного коэффициента с точностью не ниже, чем 12 %, согласуются с экспериментальными величинами.

Случайные модули упругости $\theta_{ij\gamma\delta}$ и коэффициенты линейного теплового расширения α_{ij} , заданные на элементах второго порядка малости, можно представить в виде соотношений:

$$\theta_{ij\gamma\delta} = \sum_{n=1}^m \theta_{ij\gamma\delta}^n \cdot \varphi_n ; \quad (6)$$

$$\alpha_{ij} = \sum_{n=1}^m \alpha_{ij}^n \cdot \varphi_n , \quad (7)$$

где $\theta_{ij\gamma\delta}^n$, α_{ij}^n – модули упругости и коэффициенты линейного теплового расширения n -го компонента среды, соответственно.

Физическое уравнение для статистической задачи термоупругости в рамках среды класса B_2 с учетом формул (6) и (7) имеет вид:

$$\xi_{ij} = \sum_{n=1}^m \theta_{ij\gamma\delta}^n \cdot \varphi^n \cdot \left\langle \varepsilon_{\gamma\delta} - \sum_{p=1}^m \alpha_{\gamma\delta}^p \cdot \varphi_p \cdot T \right\rangle , \quad (8)$$

где $\varepsilon_{\gamma\delta}$ – случайные микроструктурные деформации.

После усреднения уравнения (8), с учетом статистической независимости $\theta_{ij\gamma\delta}^n$ и α_{ij}^n , θ_{ijmn}^n и φ_n , получают:

$$\begin{aligned} \langle \xi_{ij} \rangle = & \sum_{n=1}^m \langle \theta_{ij\gamma\delta}^n \rangle \cdot \left[\langle \varphi_n \rangle \langle \varepsilon_{\gamma\delta} \rangle + \langle \tilde{\varphi}_n \cdot \tilde{\varepsilon}_{\gamma\delta} \rangle \right] - \\ & - \sum_{n=1}^m \left[\sum_{p=1}^m \langle \theta_{ij\gamma\delta}^n \rangle \langle \alpha_{\gamma\delta}^p \rangle \langle \varphi_n \rangle \langle \varphi_p \rangle + \right. \\ & \left. + \langle \theta_{ij\gamma\delta}^n \rangle \langle \alpha_{\gamma\delta}^n \rangle \langle \tilde{\varphi}_n \rangle^2 \right] \cdot T , \end{aligned} \quad (9)$$

где $\tilde{\varphi}$, $\tilde{\varepsilon}$ – вариации случайных функций.

Учитывая, что макроскопические напряжения равняются $\sigma_{ij} = \langle \xi_{ij} \rangle$, а первое слагаемое уравнения (9) – величине $C_{ij\alpha\beta}^0 \cdot \alpha_{\alpha\beta}^0$, можно записать:

$$\sigma_{ij} = C_{ij\gamma\delta}^0 \cdot \left(\varepsilon_{\gamma\delta} - \alpha_{\gamma\delta}^0 \cdot T \right) , \quad (10)$$

где $C_{ij\gamma\delta}^0$, $\alpha_{\gamma\delta}^0$ – макроскопические значения модулей упругости и коэффициентов линейного теплового расширения, соответственно.

Тогда приравнявая левые части соотношений (9) и (10), получают:

$$C_{ij\gamma\delta}^0 \cdot \alpha_{\gamma\delta}^0 = \Pi_{ij} , \quad (11)$$

где $\Pi_{ij} = \sum_{n=1}^m \left[\sum_{p=1}^m \langle \theta_{ij\gamma\delta}^n \rangle \langle \alpha_{\gamma\delta}^p \rangle \langle \varphi_n \rangle \langle \varphi_p \rangle + \langle \theta_{ij\gamma\delta}^n \rangle \langle \alpha_{\gamma\delta}^n \rangle \langle \tilde{\varphi}_n \rangle^2 \right]$.

Для хаотически армированных композитов, имеющих изотропные физико-механические характеристики, макроскопические коэффициенты линейного теплового расширения определяют из системы уравнений (10) с использованием соотношений:

$$\alpha_{ij}^0 = S_{ij\gamma\delta} \cdot \Pi_{\gamma\delta} , \quad (12)$$

где $S_{ij\gamma\delta}$ – обратная матрица для $C_{ij\gamma\delta}^0$.

Результаты вычислений коэффициентов линейного теплового

расширения для серий исследуемых композитов, представлены в табл. 5.

Таблица 5

Значения коэффициентов линейного теплового расширения α_{ij} образцов композитов серий I-V

Коэффициент линейного теплового расширения многокомпонентных композитов, $1/K, 10^{-6}$	Серии образцов				
	I	II	III	IV	V
	$\frac{15,80}{14,98}$	$\frac{12,18}{11,27}$	$\frac{24,12}{22,97}$	$\frac{5,82}{5,72}$	$\frac{11,76}{19,95}$

Примечание: в числителе – расчетные значения параметра;
в знаменателе – экспериментальные результаты.

Как показывают результаты расчетов коэффициента линейного теплового расширения многокомпонентных металлоуглеродных композитов, его значения для всех серий образцов изменяются в широком диапазоне: от $5,82 \cdot 10^{-6}$ до $24,12 \cdot 10^{-6} 1/K$. Наблюдается увеличение коэффициентов линейного теплового расширения композитов с повышением содержания алюминиевого порошка, что можно объяснить значительным индивидуальным значением данного коэффициента для указанного компонента. Еще более значительно влияет повышение содержания глинозема: так, при увеличении его содержания от 21,2 до 57,1 %, значения коэффициентов α_{ij} возрастают почти в 2,7 раза. Сопоставление результатов расчетов и экспериментов по определению указанного коэффициента указывает на их достаточную сходимость.

Выводы

1. Предложены расчетные методики определения теплофизических параметров: теплоемкости, а также коэффициентов теплопроводности и линейного теплового расширения, – для многокомпонентных металлоуглеродных композитов триботехнического назначения.

2. Установлена зависимость теплофизических параметров указанных композитов от температуры. Выполнена оценка точности предложенных расчетных методик определения теплофизических параметров для пяти типов композитов путем сопоставления расчетных экспериментальных значений. Полученные результаты согласуются, степень их отклонения не превышает 12 %, что свидетельствует об адекватности разработанных моделей реальному процессу.

Список литературы

1. Дедков, Г. В. Нанотрибология: экспериментальные факты и теоретические модели [Текст] / Г. В. Дедков // Успехи физических на-

ук. – 2000. – № 6. – С. 586-618.

2. Адаскин, А. М. Материаловедение и технология материалов [Текст] / А. М. Адаскин, В. М. Зуев. – М. : Форум, 2010. – 336 с. – Библиогр. : с. 332-335. – ISBN 978-5-9113-4341-5.

3. Бушуев, Ю. Г. Углерод-углеродные композиционные материалы [Текст] : справочник / Ю. Г. Бушуев, М. И. Персин, В. А. Соколов. – М. : Metallurgiya, 1994. – 128 с. – Библиогр. : с. 124-127. – ISBN 5-229-01167-X.

4. Уикс, К. Е. Термодинамические свойства 65 элементов, их оксидов, галогенидов, карбидов и нитридов [Текст] : пер. с англ. ; справочник / К. Е. Уикс, Ф. Е. Блок. – М. : Metallurgiya, 1965. – 240 с. – Библиогр. : с. 237-239.

5. Богачев, И. Н. Введение в статистическое материаловедение [Текст] / И. Н. Богачев, А. А. Вайнштейн, С. Д. Волков. – М. : Metallurgiya, 1972. – 216 с. – Библиогр. : с. 211-214.

6. Волков, С. Д. Статистическая механика композитных материалов [Текст] / С. Д. Волков, В. П. Ставров. – Минск : БГУ, 1978. – 206 с. – Библиогр. : с. 197-205.

7. Свойства конструкционных материалов на основе углерода [Текст] : справочник / В. Г. Нагорный, А. С. Котосонов, В. Г. Островский и др. ; под ред. В. П. Соседова. – М. : Metallurgiya, 1975. – 336 с. – Библиогр. : с. 332-335.

8. Мармер, Э. Н. Материалы для высокотемпературных вакуумных установок [Текст] / Э. Н. Мармер. – М. : Физматлит, 2007. – 152 с. – Библиогр. : с. 149-151. – ISBN 978-5-9221-0823-5.

9. Зиновьев, В. Е. Теплофизические свойства металлов при высоких температурах [Текст] : справочное издание / В. Е. Зиновьев. – М. : Metallurgiya, 1989. – 382 с. – Библиогр. : с. 360-380. – ISBN 5-229-00260-3.

Рукопись поступила 07.06.2014 г.

УДК 536.24: 621.576.5

Чорна Н.А. – к.т.н., науковий співробітник, Інститут проблем машинобудування ім. А.М. Підгорного НАН України

СТВОРЕННЯ АЛГОРИТМУ РОЗРАХУНКУ ТЕРМОХІМІЧНИХ ПРОЦЕСІВ В ВОДНЕВОГІДРИДНИХ ЕНЕРГОПЕРЕТВОРЮЮЧИХ УСТАНОВКАХ

Визначено структуру та основні етапи розробки металогібридних систем для енерготехнологічної переробки водню. Розроблено алгоритм розрахунку термохімічних процесів в водневогібридних енергоперетворюючих установках, принцип дії яких базується на використанні ефекту термосорбційної взаємодії водню з металогібридним носієм, що надає можливість створити на його основі програму для моделювання роботи металогібридних елементів енергоперетворюючих установок, провести розрахунки та здійснити оптимальний вибір конструктивних і режимних параметрів при розробці складних водневих енерготехнологічних систем. Реалізація цієї задачі дозволить з незначними витратами й досить оперативно вирішувати питання розробки ефективних енергоперетворюючих водневих комплексів з використанням металогібридних технологій.

Ключові слова: водень, термохімічні процеси, металогібрид, енергоперетворюючі установки, термодинамічна ефективність.

Аналіз останніх досягнень та публікацій

Інтерес до водню як ефективного, екологічно чистого енергоносія носить досить багатоплановий характер, що охоплює широкий діапазон від чисто наукових до суцього практичних завдань. Інтенсивний розвиток фундаментальних досліджень обумовлено економічною та соціальною важливістю проблеми заміни вуглеводневого палива альтернативними енергоносіями, серед яких водень займає особливе місце завдяки своїм унікальним фізико-хімічним і теплофізичним властивостям [1].

Актуальність проблеми застосування водневих технологій в різних галузях промисловості та енергетиці викликає підвищений інтерес в багатьох країнах світу. При цьому основними тенденціями є зниження витрат енергії, підвищення ККД пристроїв, експлуатаційної надійності технологічного обладнання та забезпечення його стабільної роботи, а також зменшення забруднення довкілля. Напрацьовані на

сьогоднішній день теоретичні та експериментальні дані дозволяють переходити до створення ефективних енергоперетворюючих водневих комплексів з використанням металогідридних технологій.

Постановка задачі

Водневі енергоперетворюючі установки на базі термосорбційних компресорів (ТСК) знаходять все більш широке застосування на практиці, що свідчить про наявність техніко-економічної доцільності здійснення термохімічних енергозберігаючих технологій в промислових масштабах [2]. Тому підвищення термодинамічної ефективності ТСК, які є основними енергоперетворюючими елементами водневих установок різного цільового призначення, являє собою актуальну задачу.

Розробка та реалізація методів моделювання роботи металогідридних систем пов'язана зі значними труднощами, які викликані, насамперед, необхідністю врахування складного взаємозв'язку фізико-хімічних процесів, таких як зміна фазового стану робочих тіл, нерівномірність протікання процесів, тепло- і масообмін між робочим тілом, елементами конструкції генератора-сорбера (ГС) та ін.

Мета роботи полягає у розробці ефективного обчислювального алгоритму й створення на його основі програми для моделювання роботи елементів металогідридних систем та дослідження їх параметричних характеристик. Реалізація цього завдання дозволить із незначними витратами й досить оперативно вирішувати питання розробки таких систем та вибору ефективних режимів їх роботи.

Викладення основного матеріалу дослідження

На рис. 1 представлені основні етапи моделювання металогідридних енергоперетворюючих систем. Тут можна виділити шість взаємопов'язаних модулів, які відображають основні етапи створення металогідридних систем.

В першу чергу необхідно визначити кількість генераторів-сорберів для ТСК (модуль 1). Основною вимогою при цьому є забезпечення безперервної подачі водню споживачеві у заданому об'ємі. Здійснення безперервної подачі робочого тіла споживачеві системою, яка складається з ряду елементів – джерел робочого тіла, що генерують його періодично, може бути забезпечено у випадку безперервного проходження одного за іншим процесів генерації. Подібною системою є ТСК, що складається з декількох ГС, робота яких організована таким чином, що фази нагнітання водню кожним з них, чергуючись у часі, зливаються в безперервний процес подачі стиснутого водню в магістраль високого тиску компресора.

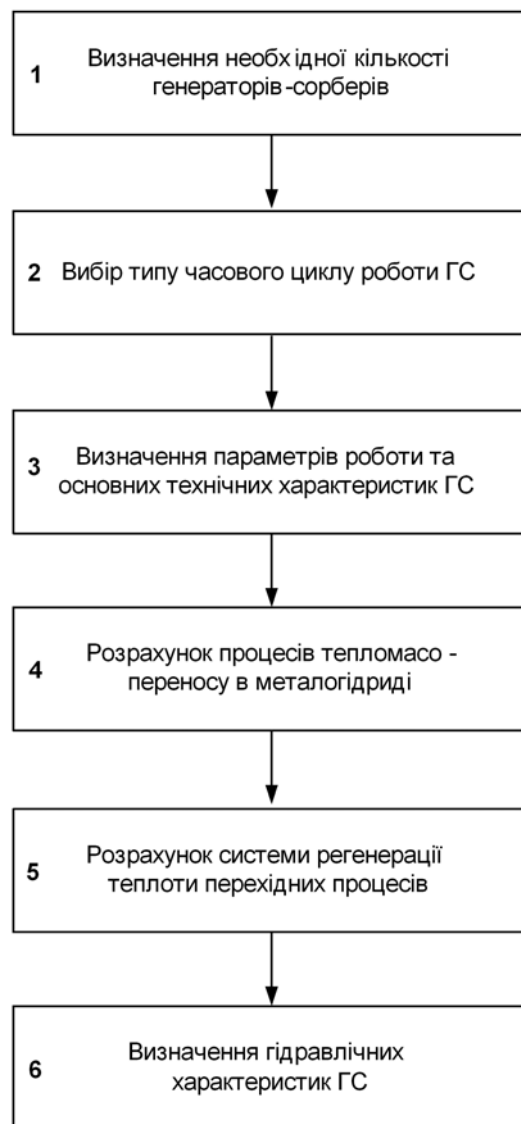


Рис. 1. Основні етапи моделювання металогідридних енергоперетворюючих систем

Далі обирається тип часового циклу роботи генератора-сорбера (модуль 2). Вибір типу циклів залежить від тривалості циклів всмоктування та нагнітання, а також потужності підводу та відводу теплоти. Умовою реалізації даного циклу є рівність потужностей підведення і відведення теплоти.

Важливим етапом проектування металогідридних систем є визначення параметрів роботи та характеристик генераторів-сорберів (модуль 3). При цьому слід враховувати, що режим роботи генераторів-сорберів повинен задовольняти як умові безперервності подачі водню, так й умові забезпечення найбільшого ККД. Це потребує визначення ряду ключових параметрів, що характеризують енергетичну ефективність роботи компресору – тиску нагнітання, ступеня стиснення, тривалості циклів та ін.

Одним з основних етапів тут є модуль, в якому здійснюється розрахунок процесів тепломасопереносу в шарі металогідриду (МГ). Враховуючи складність процесів, що проходять в металогідридному шарі та істотний вплив на них конструктивних і технологічних параметрів ГС, найбільш ефективним засобом вирішення цієї задачі є застосування методів математичного моделювання.

Математична модель процесу тепломасопереносу в металогідридах відрізняється необхідністю врахування значної кількості факторів. Особливо істотним є вплив інтенсивності підведення теплоти до металогідриду. У зв'язку із цим математична модель повинна складатися з декількох логічно-структурних елементів, що описують зв'язок процесів, які протікають в металогідриді та зміни його параметрів у поточному процесі. Відповідну математичну модель було створено у відділі водневої енергетики Інституту проблем машинобудування НАН України [3, 4]. В її основі лежить система наступних рівнянь: рівняння теплопровідності; рівняння тепломасопереносу для металогідридного елементу на межі розподілу фаз збідненого і насиченого воднем МГ; рівняння, що описує зв'язок між тиском, температурою фазового переходу і масовістом водню; рівняння нерозривності; рівняння для визначення щільності потоку водню.

На рис. 2 схематично представлена концепція створення моделі процесу тепломасопереносу в металогідридах. Вона складається з окремих взаємозалежних блоків, які відображають конструктивні параметри та теплофізичні характеристики шару, а також їхній реальний зв'язок. Тут можна виділити наступні блоки: 1 – блок вихідних даних; 2 – блок крайових умов; 3 – блок з визначення теплофізичних властивостей і розрахунку допоміжних коефіцієнтів; 4 – блок, що реалізує алгоритм розрахунку температурних полів; 5 – блок, що реалізує алгоритм розрахунку полів тиску; 6 – блок, що реалізує алгоритм розрахунку полів масовісту водню; 7 – блок, що враховує хімічну кінетику процесу; 8 – блок перевірки збіжності балансів у циклах і визначення часу процесу тепломасопереносу; 9 – блок обробки та виводу результатів розрахунків.

У блоках 1, 2 задаються необхідні дані для розрахунку обраного для дослідження об'єкту. Блок 3 містить у собі модулі визначенню теплофізичних властивостей і розрахунку коефіцієнтів тепломасопереносу. Після цього розраховуються допоміжні коефіцієнти для визначення температурних полів та полів тисків об'єкту. По закінченні всіх перерахованих вище розрахунків проводиться перевірка збіжності балансових характеристик, визначення масовісту водню та вивід отриманих даних.

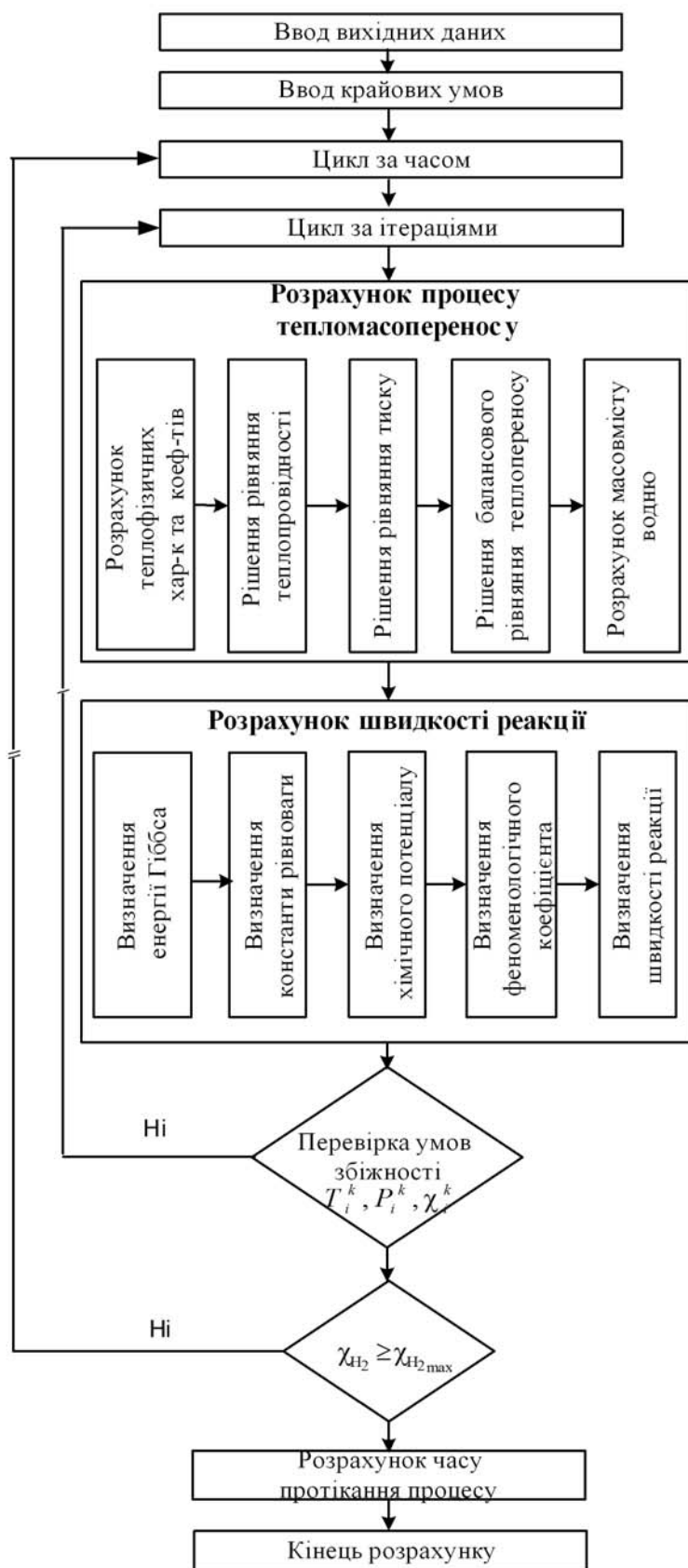


Рис. 2. Блок-схема моделі процесу тепломасопереносу в металогідридах

Висновки

Розроблено алгоритм розрахунку термохімічних процесів перетворення енергії в металогідридних матеріалах, що враховує реальні теплофізичні і термохімічні параметри робочого тіла, термодинамічну ефективність перетворення енергії, а також конструктивні особливості металогідридних елементів в водневогідридних енергоперетворюючих енергоустановках. Це надає можливість створити на його основі програму для моделювання роботи металогідридних елементів енергоперетворюючих систем, провести розрахунки та здійснити оптимальний вибір конструктивних і режимних параметрів при розробці складних водневих енерготехнологічних систем. Отримані дані можуть бути використані при проектуванні та виготовленні металогідридної техніки для комплексної переробки водню.

Список літератури

1. Гриценко А. В. Водневі технології – інноваційна складова енергетичної стратегії України / А. В. Гриценко, В. В. Соловей // Вестник Харьковского национального автомобильно-дорожного университета. – 2010. – Вып. 3. – С. 58-63.
2. Соловей В. В. Энергосберегающие технологии генерации и энерготехнологической переработки водорода / В. В. Соловей, А. И. Ивановский, Н. А. Черная // Компрессорное и энергетическое машиностроение. – 2010. – № 2 (20). – С. 21-24.
3. Мацевитый Ю. М. Повышение эффективности металлгидридных элементов теплоиспользующих установок / Ю. М. Мацевитый, В. В. Соловей, Н. А. Черная // Проблемы машиностроения. – 2006. – Т. 9, № 2. – С. 85–93.
4. Соловей В. В. Использование математического моделирования для разработки и создания эффективной конструкции металлгидридного аккумулятора водорода / В. В. Соловей, Н. А. Черная // Сб. трудов 5 Межд. симпозиума ВЭБ-МПГ-2008 (5-6 ноября 2008 г.). – Москва, 2008. – С. 53–57.

Рукопис надійшов 20.02.2014 р.

УДК 532.5.072.15

Яковлева А.В. – аспирант, Запорожская государственная инженерная академия

АНАЛИЗ МЕТОДОВ РАСЧЕТА ТЕПЛОВОЙ МОЩНОСТИ «ТЕМНЫХ» ТРУБНЫХ ИЗЛУЧАТЕЛЕЙ

В статье проведен анализ существующих методов расчета тепловой мощности инфракрасных трубных излучателей. Показано, что использование известных методик расчета конструкций «светлых» излучателей применительно к «темным» излучателям, приводит к противоречивым результатам. Обоснована необходимость учета геометрических размеров, оптических свойств и температуры излучателя.

Ключевые слова: U-образный трубный излучатель, тепловая мощность, температура излучателя, коэффициент излучения, коэффициент отражения.

Введение

При отоплении помещений большого объема в Украине и за рубежом широкое распространение получили инфракрасные обогреватели [1, 2]. Системы отопления с газовыми инфракрасными излучателями обеспечивают необходимый микроклимат [3] преимущественно в помещениях производственных зданий промышленных и сельскохозяйственных предприятий, на отдельных рабочих местах, когда устройство других систем отопления по техническим и технико-экономическим соображениям является невозможным или нецелесообразным.

Преимуществами лучистого отопления при применении газовых инфракрасных излучателей являются: понижение температуры воздуха, поддерживаемой в помещении; локальный обогрев рабочих мест, высокий коэффициент полезного действия излучателей. В результате, стоимость энергоресурсов может быть сокращена в 2,5 – 3 раза, что в настоящее время является одним из основных обуславливающих факторов.

Эффективность газового лучистого отопления зависит от многих факторов, в том числе, от разработки рациональной конструкции излучателей и их размещения в отапливаемом помещении. К настоящему времени известны методики расчета конструкций «светлых» излучателей. Известны отдельные единичные публикации по «темным» трубным излучателям, в которых авторы делают попытки применять известные модели «светлых» излучателей к анализу тепловых процес-

сов при отоплении «темными» трубными излучателями, что приводит к противоречивым результатам. Развитие конструкций и разработка U-образных «темных» излучателей требуют детального изучения тепловых процессов в них с учетом геометрических параметров и их оптических характеристик.

Постановка задачи

Провести анализ существующих методов расчета, выявить их недостатки с целью разработки уточненной методики расчета U-образных «темных» трубных излучателей с учетом их отличительных особенностей. Это позволит рационально использовать тепловую энергию для обеспечения нормированной облученности и создания комфортных условий в рабочих зонах помещения.

Материалы и результаты исследований

Недостаточное решение вопросов, касающихся теплообмена в самих трубчатых излучателях, а также системе поверхностей: «излучатель – отражатель – лучевоспринимающая поверхность помещения» привели к тому, что наряду с позитивными публикациями [1], появляются публикации, ограничивающие область их применения [4].

Одной из первых публикаций, посвященных теплотехническому расчету «темных» трубных излучателей является работа [5]. Авторами предложена методика инженерного расчета поверхностной плотности облучения помещений, отапливаемых прямоточными и U – образными излучателями. Рассматривая систему теплового взаимодействия между серыми телами (излучатель - пол здания), разделенными лучепрозрачной средой, авторы рекомендуют упрощенное выражение для расчета плотности лучистого потока (поверхностной плотности облучения):

$$q = C_{прив} \cdot \frac{a \cdot b}{2 \cdot \pi \cdot h^2} \left(\frac{T_{изл}}{100} \right)^4, \quad (1)$$

где $C_{прив}$ – приведенный коэффициент излучения, учитывающий угловые коэффициенты облученности системы серых тел, Вт/(м²К⁴); a и b – стороны условно-прямоугольного излучателя, м; h – расстояние (по нормали) от излучателя до нагреваемой поверхности пола, м; $T_{изл}$ – средняя температура поверхности излучателя, К.

Предложенная методика включает ряд упрощений и допущений, требующих обоснования, а именно.

1. Приведенный коэффициент излучения $C_{прив}$ зависит не только от угловых коэффициентов, но и от оптических свойств серых тел, участвующих в лучистом теплообмене. В каждом конкретном случае $C_{прив}$ должен рассчитываться по аналитическим зависимостям для прямоточных и U-образных излучателей в зависимости от геометри-

ческих параметров излучателя (диаметров излучающих труб, формы и размеров отражателя, расстояния между излучающими трубами и отражателем, степеней черноты материала труб, отражателя и др факторов). Авторы указанной работы без должного обоснования принимают в численных расчетах $C_{прив}=4,6 \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{К}^4)$. Следует, однако, заметить, что порядок и численное значение величины $C_{прив}$ близко к возможному значению.

2. Среднюю температуру прямооточного излучателя авторы работы отождествляют со средней температурой излучающей трубы, игнорируя температуру отражателя. В реальных условиях температура отражателя ниже температуры излучающей трубы. Следовательно, возникает необходимость получения решений для численной оценки температуры поверхности отражателя и учета ее при определении средней температуры поверхности излучателя.

3. Среднюю температуру поверхности U-образного излучателя авторы определяют по начальным и конечным температурам излучающей трубы в горелочной и уходящей ветвях из уравнения:

$$\left(\frac{T_{cp}}{100}\right)^4 = \frac{1}{3} \left[\left(\frac{T_1}{100}\right)^4 + \left(\frac{T_2}{100}\right)^4 + \left(\frac{T_3}{100}\right)^4 \right], \quad (2)$$

где T_1 и T_2 – температура поверхности излучающей трубы в начале и конце горелочной ветви; T_3 – температура в конце уходящей (обратной) ветви.

При расчете T_{cp} по предложенной авторами формуле, как и в предыдущем случае, не учитывается температура отражателя. Следует заметить, что в U – образном излучателе температура отражателя, вероятно, переменна по периметру, и ее численное значение зависит от температур поверхности излучающей трубы горелочной и обратной ветвей. Следовательно, как и для прямооточных излучателей возникает необходимость получения решения для численной оценки температуры отражателя и учета ее при определении средней температуры поверхности излучателя.

4. Не учитывается температура лучевоспринимающей поверхности помещения (например, пола).

5. Поверхности излучающей трубы и отражателя заменены условно-прямоугольным излучателем со сторонами a и b . Следовательно, не учитываются такие реальные геометрические параметры, как диаметр излучающих труб, профиль поперечного сечения отражателя.

Используя решение (1), авторы [5] провели численный расчет максимальной поверхностной плотности под центром прямооточного и U-образного излучателя. При этом без достаточного обоснования принимают, что 10 % лучистого потока теряется через поверхность

отражателя. На наш взгляд, тепловые потери через стенку отражателя определяются несколькими факторами:

- температурой поверхности отражателя;
- коэффициентом отражения лучистой энергии или поглотительной способностью материала отражателя;
- толщиной и видом материала теплоизоляционного покрытия на наружной поверхности отражателя.

Для расчета эпюры облученности поверхности пола в поперечном к излучателю направлении авторы воспользовались экспериментальными данными [6], приведенными в виде безразмерной эпюры для различных соотношений l/h . Данные графического представления $q/q_{max} = f(l/h)$ справедливы для поверхностей излучателя прямоугольной формы при $a/h \ll 1$ и $b/h \ll 1$ (при незначительных различиях размеров a и b).

В расчетах принимались следующие геометрические параметры прямоугольного излучателя немецкой фирмы «Кюблер»: длина $a = 12$ м, ширина $b = 0,32$ м, $a/b = 12/0,32 = 37,5$. Для U-образного излучателя ДОО «Промгаз» – $a = 8,5$ м, $b = 0,75$ м, $a/b = 8,5/0,75 = 11,3$. Поверхность трубных излучателей, в большинстве своем, целесообразно представлять в виде прямоугольника при $a/b > 10$. Это имеет принципиальное значение, так как распределение лучистой энергии при одной и той же расчетной температуре существенно зависит от отношения a/b . Вследствие изложенного, можно заключить, что представленные графики эпюр облученности [5, рис. 3а] требуют уточнения.

Проведенный анализ [5], показывает необходимость существенной корректировки методики теплового расчета «темных» трубных излучателей с учетом устранения указанных недостатков. Попытки этого сделаны в работах [7 - 12] применительно к прямоточным излучателям в двух направлениях.

Учитывая значительный линейный размер трубного прямоточного излучателя, его условная излучающая поверхность в виде пластины – полосы бесконечной длины, шириной, равной ширине основания излучателя [7, 8]. Принимая температуру пластины-полосы постоянной по длине, получена расчетная формула для определения локального распределения лучистой энергии в направлении, перпендикулярном длине излучателя. С использованием предложенной методики и полученных зависимостей [7, 8], выполнен расчет локальной плотности теплового потока $q_{тек}$ в различных точках обогреваемой поверхности под излучателем. Результаты расчетов $q_{тек}$ сопоставлены со значениями, полученными на основе методики, рекомендованной для «светлых» прямоугольных излучателей. Отмечены существенные различия в численных значениях (до двух раз).

Положительной стороной предложенной методики расчета [7, 8] является ее простота. Недостатком является то, что не учитывается уменьшение температуры по длине излучающей трубы. Для учета переменности температуры прямооточного излучателя по длине (при ступенчатом ее изменении) предложена методика ступенчатого ее изменения, позволяющая определить плотность теплового потока на произвольных участках обогреваемой поверхности [9]. В [10] предложена расчетная оценка распределения температуры и тепловой мощности по длине прямооточного «темного» трубного излучателя.

Методики расчета и расчетные формулы, изложенные в [8 – 10], позволяют оценивать плотность лучистого теплового потока от прямооточных излучателей в направлении, перпендикулярном его длине. Недостатком одномерной модели для расчета лучистого потока является то, что на ней невозможно оценить «концевые» эффекты, т.е. определить плотность теплового потока за пределами длины нагревателя. В реальных условиях часть энергии от излучателя падает на участки пола помещения, расположенные за его пределами.

Оценку плотности теплового потока при двухмерном распределении лучистой энергии провели [11, 12] на основании известного аналитического решения задачи определения угловых коэффициентов в системе двух плоскопараллельных поверхностей произвольных размеров. Для возможности использования известного решения принято, что излучение на пол происходит от поверхности условно-прямоугольного излучателя со сторонами b и c . Лучевоспринимающая поверхность пола помещения разбивается на отдельные площадки конечных размеров $\Delta S_{i,j}$.

В [13] сопоставлены расчетные значения плотности теплового потока при учете двухмерного и одномерного распределения лучистой энергии. Реальный излучатель представлен в виде прямоугольной формы длиной $b = 12$ м и шириной $c = 0,32$ м (для двухмерной модели) и виде бесконечно-длинной полосы той же ширины (для одномерной модели). Расчеты показали, что все численные значения плотности теплового потока при одномерной модели больше, чем при двухмерной. Эти расхождения объясняются тем, что часть энергии при учете двухмерной модели излучается в продольном направлении (по оси излучателя), что снижает значения тепловых потоков в поперечном направлении. Все вышерассмотренные модели по расчету локальных тепловых потоков имеют общий недостаток. При их использовании в практике расчетов не представляется возможным выполнить анализ конструктивного исполнения излучателя (размеров отражателя, его высоты, углов наклона боковых стенок, диаметра излучающей трубы, расположения ее в отражателе) и лучистых (оптиче-

ских) характеристик материалов трубы и отражателя на энергетические характеристики (лучистую мощность и ее определение, а также выполнить анализ и определить наиболее эффективные параметры излучателя при его проектировании).

Весь изложенный выше обзор методов расчета результирующих тепловых потоков и распределения лучистой энергии по поверхности пола помещения относится к прямоточным «темным» трубным излучателям. В практике лучистого отопления наибольшее распространение получили U-образные трубные излучатели. Для них является актуальным решение тех же вопросов теплотехнических расчетов, что и для прямоточных излучателей.

Вывод

Проведенный анализ существующих методик расчета «темных» трубных излучателей показывает, что к настоящему времени нет достаточно обоснованных методик их теплотехнического расчета и рационального размещения в отапливаемых помещениях, обеспечивающих требуемые санитарно-гигиенические условия на рабочих местах. Поэтому возникает необходимость существенной корректировки методики теплового расчета «темных» трубных излучателей с учетом размеров отражателя, его высоты, углов наклона боковых стенок, диаметра излучающей трубы, расположения ее в отражателе, оптических характеристик материалов трубы и отражателя.

Список литературы

1. Тютюнников А. И. О применении газовых инфракрасных излучателей для отопления производственных зданий / А. И. Тютюнников, В. Ю. Мосягин // АВОК. Инженерные системы. – 2001. – № 3. – С. 29 – 31.
2. Семернин А. М. Энергосберегающие технологии для отопления производственных помещений / А. М. Семернин, С. Д. Семернина, А. А. Левченко, А. М. Кузьмич // Промышленная теплотехника. – 2004. – Т. 26. – №. 3. – С. 76-79.
3. Стандарт АВОК. Системы отопления и обогрева с газовыми инфракрасными излучателями. – СТО НП «АВОК» 4.1.5-2006. – М., 2006. – 10 с.
4. Вишневский Е. П. Сравнительный анализ воздушного и лучистого отопления помещений большого объема / Е. П. Вишневский, Р.Б. Жуйков // Инженерные системы. АВОК-Северо-Запад. – 2001. – № 3. – С.24-28.

5. Крейнин Е. В. Оптимизация системы лучистого отопления помещений / Е. В. Крейнин, О. Г. Рогинский, В. Б. Бондарчук // Газовая промышленность. – 2001. – № 2. – С. 51–53

6. Родин А.К. Газовое лучистое отопление / Родин А. К. – Л. : Недра. – 1987. – 191 с.

7. Алексеев Г. Ф. Оценка локального распределения энергии при отоплении зданий «темными» трубными излучателями / Г. Ф. Алексеев, В. В. Дрепин, И. Г. Яковлева // Известия Ростовского государственного строительного университета. – Ростов-на-Дону : РГСУ. – 2003. – № 8.

8. Алексеев Г. Ф. Оценка параметров системы обогрева зданий с «темными» линейными (трубными) излучателями / Г. Ф. Алексеев, В. В. Дрепин, И. Г. Яковлева // Известия вузов. Строительство. – 2002. – № 1–2. – С. 79–83.

9. Алексеев Г. Ф. Оценка облученности поверхности пола помещения от прямоточного «темного» трубного излучателя с переменной расчетной температурой по длине / Г. Ф. Алексеев, В. В. Дрепин, И. Г. Яковлева // Труды Международной конференции «Теплотехника и энергетика в металлургии». – Д.: НМетАУ. – 2002. – Т. 4. – С. 32–35.

10. Алексеев Г. Ф. Расчетная оценка распределения температуры и тепловой мощности по длине прямоточного «темного» трубного излучателя / Г. Ф. Алексеев, В. В. Дрепин // Доклады Межрегиональной научно-практической конференции «Жилищно-коммунальное хозяйство и энергетика в 21 веке». – Ростов-на-Дону : РГУПС. – 2003.

11. Алексеев Г.Ф. К расчету лучистого теплообмена при нагреве внутренней поверхности здания стальным штампованным колончатым радиатором / Г.Ф. Алексеев, Н.С. Козачек // Сборник научно-информационных статей ИИСИ. - Иваново: ИИСИ. – 1994. - Выпуск 1. - С.169–171.

12. Алексеев Г. Ф. Регрессионные уравнения по определению коэффициентов сосредоточенности (распределения) удельного теплового потока излучением от стальных штампованных колончатых радиаторов / Г. Ф. Алексеев, Н. С. Козачек // Известия вузов. Строительство. – 1996. - № 7. – С. 82–86.

13. Алексеев Г. Ф. Угловые коэффициенты и теплообмен при отоплении зданий трубными инфракрасными излучателями / Г. Ф. Алексеев, В. В. Дрепин // Труды Российской национальной конференции по теплообмену «Интенсификация теплообмена. Радиационный и сложный теплообмен». – М. : Издательство МЭИ. – 2002. – Т. 6. – С. 223–226.

Рукопись поступила 28.09.2014 г.

УДК 669.1

Zajemska M. – Ing., PhD. hab., Technical University of Czestochowa, Poland

Poskart A. – Ing., Technical University of Czestochowa, Poland

Radomiak B. – Prof. Ing., PhD., Technical University of Czestochowa, Poland

PREDICTION OF THE CHEMICAL COMPOSITION OF COMBUSTION PRODUCTS IN METALLURGICAL HEAT FURNACE

In this paper the results of numerical calculations of chemical composition of flue gases, produced by combustion of natural gas, were presented. Calculations were conducted for metallurgical pusher furnace, working in one of the steelworks located in Poland. The chemistry of combustion process was modeled using the program CHEMKIN-PRO. Simulations of the chemical composition of flue gas, in various zones of the furnace, were carried out based on the measurement data collected from the real object.

Keywords: numerical modeling, CHEMKIN-PRO, pollution, pusher furnace, combustion.

Introduction

Fuel combustion is a basic way to obtain both primary energy and the main source of emission, such as sulphur oxides, nitrogen oxides, carbon monoxide and particulates. The dominant contribution of total major pollutants emission in Poland falls on the power industry as well as manufacturing industry, including metallurgy. The GUS (Central Statistical Office - in polish GUS) data shows that in 2009 the total emissions of major air pollutants was amounted to 861.000 tons of sulphur dioxide, 820.000 tons of nitrogen oxides and 394.000 tons of particulate matter. The largest emission of the major gaseous pollutants such as SO₂ and NO_x emissions is from combustion processes, in particular in the production and transformation of energy (449.120 tons of SO₂, 271.970 tons of NO_x), in the municipal and housing sector (241.520 tons of SO₂ and 86.520 tons NO_x) and in industry (165.490 tons of SO₂ and 97.940 tons of NO_x).

Particularly noteworthy is the emission of carbon dioxide, the main greenhouse gas, and nitrogen oxide emissions associated with the processes taking place in the high-temperature heat furnaces. Therefore, and due to increasingly stringent standards for environmental protection there is a need to reduce the pollution for example by appropriate optimization of combustion processes [1].

The numerical methods, due to the complex nature of the issues related to the processes of fuel combustion, became an essential component of research. They are extraordinarily useful tool in the design process of burners and development of special, low emission combustion techniques. One of the many areas in which advanced numerical simulations are used to analyze the flow phenomena is aviation technology and the automobile industry. In recent years, numerical modeling is also successfully used in the analysis of combustion processes, especially in the prediction and reduction of emissions generated in these processes [2÷8]. Numerical modeling is of key importance wherever the implementation of modern methods to optimize operation of heating devices and manufacturing processes, as well as minimize the pollution, are associated with high financial expenditures (partial elimination of the costs incurred for experimental studies). The complexity of the issues of combustion processes (chemical process) and dynamic of flue gas flow puts numerical modeling at a level that often the experimental studies do not match [4, 9, 10].

The most common programs used for modeling of chemical and gas dynamic phenomena include: FLUENT, CHEMKIN, KIVA, COMSOL, FLUE GAS, HSC CHEMISTRY, CANTERA, KINALC, and others [4, 7, 9, 11]. An example of application of CHEMKIN software, described in this article, is numerical analysis of the chemical composition of combustion products generated by the combustion of natural gas in a pusher furnace. In numerical modeling of combustion processes, various types of mechanisms and chemical models are used. The most widespread and most frequently used mechanisms include: the mechanism of Miller - Bowman, GRI-Mech, Burcat's, Konov's, Berkley's mechanism, and others [12, 13, 14].

Emissions of pollutants in metallurgical industry

Polish metallurgy discharges into the atmosphere about 1,9% of total national emissions of NO_x , SO_2 , CO and 4,5% of CO_2 , of which 98.1% comes from the steel industry [15]. In polish steelworks, the dominant type furnaces are pusher furnaces for the charge heating in hot rolling mills, usually a mixture of coke-oven and blast furnace gas-fired, coke oven gas-fired as well as natural gas-fired [16÷19]. One of the problems associated with the combustion energy fuels in the high-temperature heat furnaces is the emission of NO_x .

The emission values obtained in the Polish hot rolling mills are in the range specified in the reference document. Adherence the reference values of substances in the air depends on following conditions:

- the use of a methane-rich natural gas ,
- low-emission burners,
- the use of a recuperator for heat recovery from the flue gas,

- automatic control of the furnace,
- loading with minimal opening and minimal size of the charge window, as well as limited to a minimum time of opening of the charge windows.

These actions affect the optimization of gas consumption, reduction of excess air and heat losses in the furnace, which results in lower NO_x emissions [17].

The largest share of carbon dioxide emissions have blast furnaces (69%). Subsequently are sintering (13%), steelworks (11%), and finally coke furnaces (7%) [15].

Over the past 20 years, the steel industry has made significant reductions in carbon dioxide emissions, actively engaging in ecological actions. At the moment, many steel plants, based on innovative technical and technological solutions, work at the level close to the lowest achievable emission. Unfortunately, there are still steelmaking plants, which reduce the global steel industry results in the scope of greenhouse gases emission. Therefore, efforts of the steel industry, leading to improvement the environmental state, should focus on the transfer of effective technology in order to accelerate the replacement of obsolete objects. A promising direction, which aims to reduce the CO₂ emissions, is a cooperation of steel works with the scientific- research centers [20, 21]. The results of this cooperation are reflected in research projects, expertise, opinions, as well as numerous publications [9, 21÷26].

Modelling of combustion processes in industrial heat furnaces

The results of own research and the current state of knowledge in the scope of the use of numerical methods in combustion processes, show that the major concern of researchers is to develop a model that would in the best extent represent the real conditions. The problem is connected with the correct formulation of the initial conditions. i.e. providing the data describing the process analysed [4, 27, 28].

Depending on the model scale, different processes are considered or ignored, which affects the type of the equation describing the phenomenon. Due to insufficient amount of input data in the model, different sets of simplifying assumptions are introduced. These leads to a variety of models receiving, and each model presents the considered process in a different way. Furthermore, a major difficulty, in creating an accurate model, are the problems associated with discrepancies in a reaction rate constant. Therefore, in order to confirm the correctness of the model adopted in the calculations, verifying the results of the calculations with the experimental studies is necessary. Otherwise, the results of model calculations are only hypothetical [28]. Due to the above, a concept of ‘perfect’ model’ do not ex-

ist. Also, there is no the optimal number of chemical reactions and compounds describing the considered process. For methane, the most widespread gas fuel, a mechanism of Miller - Bowman (MB) is the most commonly used scheme of the reaction of CH_4 oxidation [14]. It is known that not all reactions are equally important. Depending on the conditions under which methane oxidation takes place, namely: pressure, temperature, as well as quantity and composition of the oxidant, some reactions are dominant and the others could be omitted because their influence on the process is small. Literary sources available in this issue provide different mechanisms in which the amount of reactions occurs more than 2,500 and chemical compounds to more than 500. However, due to computational limitations of computer programs, simplified models are used. An example is the Fluent program, one of the most commonly used (widespread) computer code in the calculations of the combustion process. Bringing the chemistry of combustion process of methane to six compounds, namely, CH_4 , O_2 , CO_2 , CO , H_2O , H_2 , N_2 , NO , NO_2 and 9 chemical reaction, leads to large discrepancies of calculation results and measurements [29].

Such discrepancies do not exist in the case of using Chemkin software. This program, due to the extensive chemical database is a base for the mechanism of formation and reduction of harmful substances in the combustion chambers. An example of appliance of the Chemkin package in complex chemical calculations of combustion process taking place in pusher furnaces, are studies performed by Niska, J., and others [29].

Research methodology

The scope of research included not only numerical but also a laboratory experiment. In the modeling process very important is to define the correct boundary conditions, i.e., to provide data describing the considered process. Therefore, in order to validate the model adopted for the calculation, a preliminary laboratory experiment was performed. Based on the measurement data obtained on the experimental stand, boundary conditions were formulated and numerical simulations were carried out. The next step was to apply the considerations on the actual object.

The researches were conducted in a cylindrical experimental chamber, which was the model of a pusher furnace, built of 12 concrete rings (BOS 145-II) with an internal diameter of 0.34 m and total length of 3.12 m (Fig. 1).

The chamber was insulated with 0.05 m layer of mineral wool, and protected with armor of aluminum sheet. The main burner was positioned in the initial segment of chamber, and the composition of burned gas was as follow: $\text{CH}_4 = 96.7\%$, $\text{C}_2\text{H}_6 = 1.785\%$, $\text{N}_2 = 1.2\%$, $\text{CO}_2 = 0.315\%$. At the length of chamber, measuring holes were done, in order to measure the concentration of selected combustion products. Flue gas composition was

measured using the analyzer TESTO 360. The temperatures were measured by aspiration thermocouple PtRh-Pt. The amount of provided media were measured by flow rotameters.

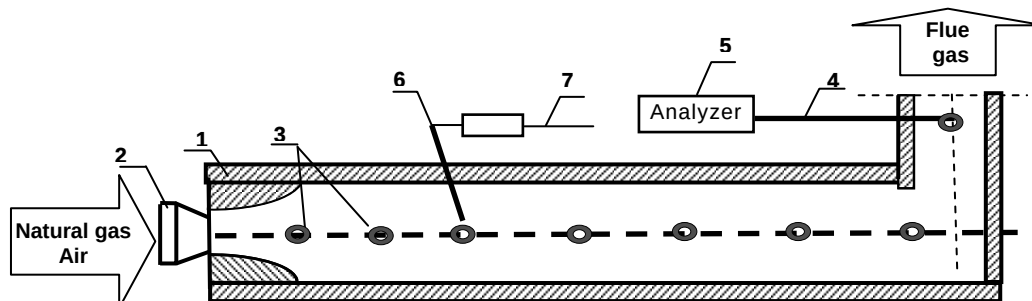


Fig. 1. The scheme of experimental stand:
1 – chamber, 2 – turbulent burner, 3 – measuring holes, 4 – probe,
5 – flue gas analyzer TESTO 360, 6 – PtRh-Pt thermocouple,
7 – measuring card

During the experiment the following values were determined:

- Excess air factor $\lambda = 1.07$;
- Gas flux = $2.835 \text{ m}^3/\text{h}$;
- Air flow = $29.00 \text{ m}^3/\text{h}$.

The mathematical model

Numerical simulations of the chemical composition of flue gas were performed using the CHEMKIN-PRO program. For the calculation a model examining the processes of combustion occurring in the so-called 'Perfectly Stirred Reactor' (PSR) was adopted. Chemical kinetics for expanded mechanism of methane combustion was based on the mechanisms of GRI-Mech 3.0 (Gas Research Institute – Mechanism) and the Miller-Bowman. The final modified chemical mechanism included 132 reactions and 36 chemical compounds as well as chemical elements.

The initial stage of the calculation procedure was the boundary conditions formulation, and consequently the 'input file' preparation, based on data of experimental research.

The calculation of the experimental chamber

Input data of modeling procedures of an experimental chamber is presented in Table 1.

Model research of the pusher furnace

The results of experimental and modeling research conducted in the experimental chamber was extended to model on the real 'object', i.e. a pusher furnace working in steelworks located in Polish territory. The furnace was divided into six contractual regulating zones (Fig. 2).

Table 1

Input data of modeling procedures of an experimental chamber

Mass flow of air - fuel mixture, kg / s	0.011
Molar fraction reactant	CH ₄ = 0.0861; C ₂ H ₆ = 0.0016; CO ₂ = 0.0003; N ₂ = 0.721; O ₂ = 0.191
The temperature of input media, K	293
Calculated combustion temperature, K	1860
Pressure, atm	1.0
Residence time, s	0.01

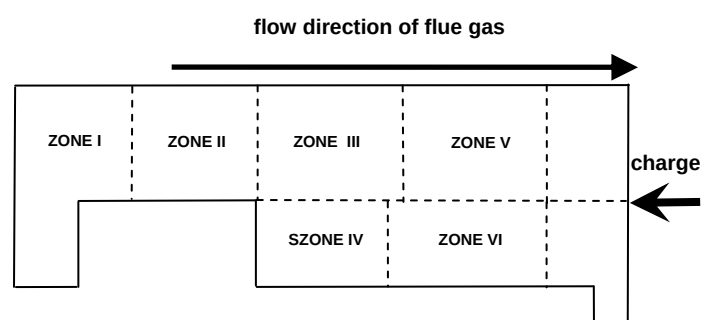


Fig. 2. The modeling scheme of a pusher furnace

The formulation of boundary conditions in the modeling process requires the assembly of the following input data:

- geometrical dimensions of the furnace chamber,
- dimensions of the regulatory zone of the furnace (Table 2)
- gas and air volume fluxes provided to individual zones (Table 3),
- the average composition of natural gas supplied to the steelworks: CH₄ = 94%, C₂H₆ = 1,5%, CO₂ = 0,2%, O₂ = 0,1%, N₂ = 4,2%,
- the temperature in each zone (Table 3),
- temperature of air supplied for combustion: 350° C,
- pressure in the furnace - 7 Pa.

Table 2

The dimensions of regulating zones adopted in calculations

Zone	Length, m	Width, m	Height, m
I	4.80	7.8	1.25
II	4.10	7.8	1.25
III	8.10	7.8	1.25
IV	6.60	7.8	1.25
V	12.60	7.8	2.05
VI	14.10	7.8	2.05

Table 3

Specification of amount and power of the burners, as well as the average values of gas and air fluxes, and temperatures of each furnace zones

Zone Parameter	I	II	III	IV	V	VI
Type-power of burner, kW	WSG – 1600 PWG - 400	PWG - 400	PWG- 630	WSG - 1600	PWG - 630	WSG - 1600
Amount of burners	2 15	15	30	10	25	8
Gas fluxes, m_n^3/h	237.03	130.39	701.89	619.25	473.79	60.91
Air fluxes, m_n^3/h	2150.62	1553.07	6802.90	6007.26	4801.48	2484.33
Temperature, °C	1251	1269	1281	1277	1075	1064
Excess air, λ	0.98	1.30	1.054	1.055	1.095	4.47

where: PWG- type of burner, planar type of burner; WSG- type of burner, vortex burner

Analyzed pusher furnace is divided into six regulatory zones (contractual). Due to the fact that in this type of furnaces, three main areas have occurred, i.e. preheating, heating and balancing zone, in this paper the regulatory zones have been limited to four, namely:

- zones I and II (preheating zone)
- the combined zones III and IV (heating zone)
- the combined zones V and VI (balancing zone).

The differences of temperature and the excess air ratio, occurring between V and VI zone, are due to the fact that in the area VI, the load of the charge and opening the charging door take place (table 3).

Furthermore, an additional argument in favor of a combination of zones III, IV as well as V and VI is their location.

Due to the complexity of the analyzed issues in the calculation, some simplifications were adopted namely:

- the number of burners were limited to one, assuming that the fluxes of air and fuel supplied to chamber were equal the fluxes supplied into the entire zone,
- one type of burner was adopted,
- in numerical calculations residence time of reactants, only at the end of each zone, was determined and implemented (according with the direction of gas flow).

The chemical composition of combustion products were calculated, assuming the amount of gas moving in a countercurrent direction to the feedstock, namely:

- Zone I – flue gas of zone I,
- Zone II - flue gas of zone I and II,

- Zone III + IV - flue gas of zone I, II, III, IV,
- Zone V & VI - flue of zone I, II, III, IV, V, VI (at the outlet of the furnace).

The input data file included data collected in Table 4.

Table 4

Specification of selected input data of modeling procedures

Zone	Mass flow of the mixture, kg/s	Mole fraction CH ₄	Mole fraction C ₂ H ₆	Mole fraction CO ₂	Mole fraction N ₂	Mole fraction O ₂
I	0.817401	0.096	0.001772	0.0003127	0.712765	0.189
II	0.582251	0.0749	0.001383	0.000244	0.729742	0.194
III	2.576178	0.09044	0.001669	0.0002946	0.717237	0.19
IV	2.274687	0.09038	0.001668	0.0002944	0.717287	0.19
V	1.814009	0.08685	0.001603	0.0002829	0.720125	0.191
VI	0.902224	0.02314	0.000427	0.0000754	0.771382	0.205

Results

The results of calculations of flue gas composition in the experimental chamber

The distribution of selected products of combustion, i.e. nitrogen oxides on the length of the chamber, was based on the temperature profile obtained by experiment (Fig. 3).

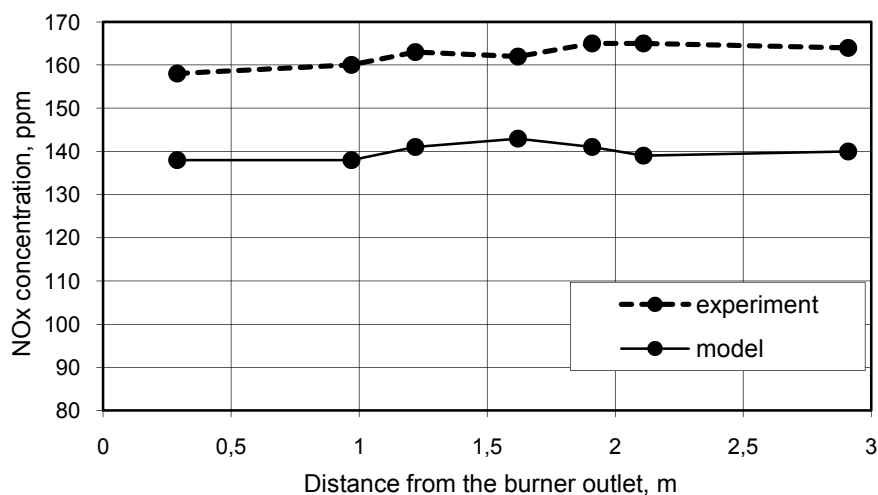


Fig. 3. Comparison of measurement and numerical calculations results of NO_x concentration of experimental chamber

The comparative analysis of the results experimentally obtained with using numerical methods shows, that the model (PSR) adopted in the calculation and the chemical mechanism is correct, because of the high consistency of results. In the case of numerical calculations lower NO_x concentration (138 ppm at 2.3% oxygen content in flue gas) can be observed. That might be related to the condition of perfectly stirring of reactants, resulting from the assumptions, namely the perfectly stirred reactor. Satisfactory results of the calculations were the basis to apply the considerations on the real object, i.e. a pusher furnace.

The results of calculations for heating furnace

Figure 4 shows the amount of concentration of selected combustion products (O_2 , CO_2 , CO and NO) for the specified calculation zones.

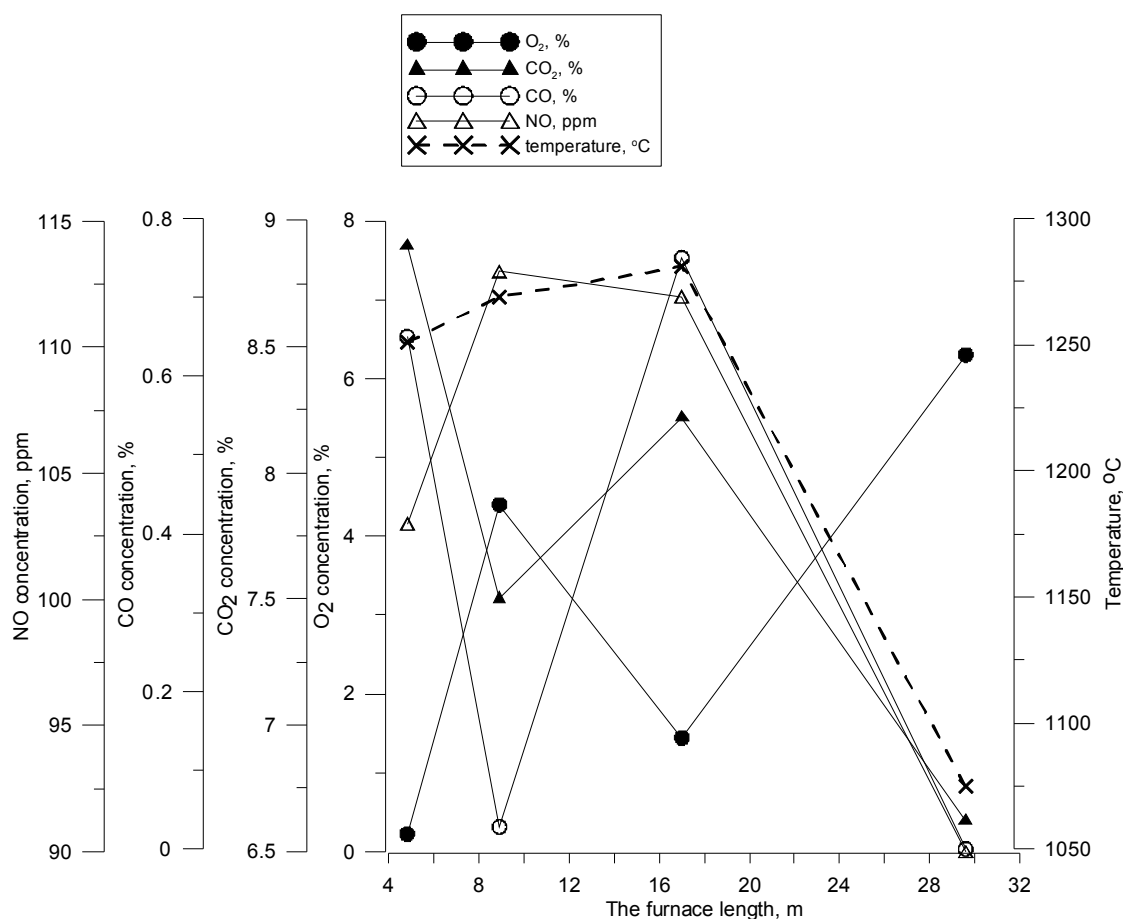


Fig. 4. The distribution of temperature and concentration of selected combustion products at the furnace length

Figure 4 shows that the analyzed concentrations of combustion products depend on conditions of prevailing temperature and flow (excess air factor) in each zone. The highest concentration of carbon monoxide, at the

level of 0.65% at 0.22% oxygen in the flue gas, was observed in zone I. That was a result of the air- underflow in this zone ($\lambda = 0.98$). In case of nitrogen oxides, the dominant way of their formation was thermal mechanism, which is the result of temperatures above 1250°C prevailing in the zone I, II, III and IV. The NO_x concentrations were in the range of 90 - 113 ppm, while the lowest concentrations was at the outlet of the chamber. Final concentrations of analyzed combustion products at the outlet of furnace were as follows: $\text{O}_2 = 6,33\%$, $\text{CO}_2 = 6,62\%$, $\text{CO} = 12$ ppm, $\text{NO} = 90$ ppm.

Figure 5 shows the comparison of practical measurements and numerical calculations of selected products of combustion at the outlet of the furnace.

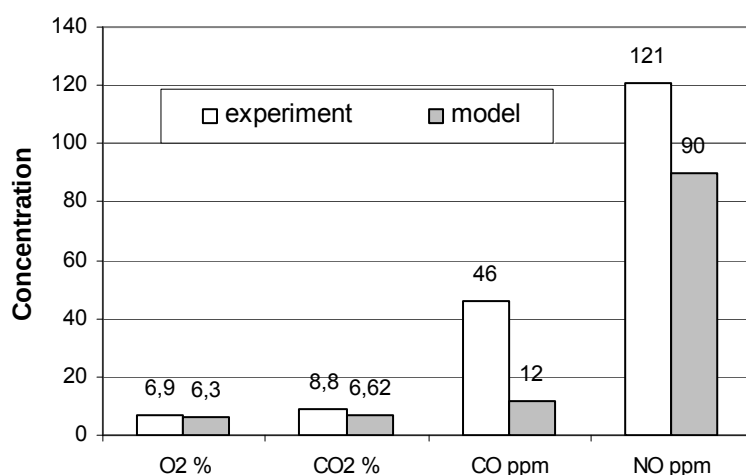


Fig. 5. Comparison of results of measurements and numerical calculations of selected products of combustion at the outflow of the furnace

The comparative analysis shows that obtained results are qualitatively correct, but quantitative are different, and these differences are small and result largely from the simplifications and assumptions adopted to the calculations, in particular the assumption of perfectly stirring condition. The most significant differences in the measured and calculated concentrations are observed in the case of CO. The calculated concentration of carbon monoxide is about 74% lower than the concentration obtained by the measurements. This discrepancy can be explained by better afterburning of carbon monoxide as a result of perfect stirring of reagents. A similar trend is observed in industrial environments, where by appropriate treatment of the stirring processes intensification (e.g. disturbance of pulsation) leads to a reduction in the concentration of undesirable combustion products such as CO and NO_x .

Final remarks

Computer simulations inevitably accompany results of scientific research based on laboratory or industrial experiments, which are formulated on the basis of experimental data. Nowadays advanced computer simulations are an extremely useful tool that enables recognition and understanding of complex physical and chemical processes, often impossible to study in the laboratory. An important advantage of computer simulations are small financial outlays in contrast to costly experimental studies. Commercially available software enables the development of ever more expanded chemical models, and allows to conduct model research not only to predict combustion products, but also to indicate methods for reduction in industrial pollution. The conducted model research has shown wide possibilities of numerical calculations by the application of CHEMKIN-PRO software. Numerical simulations give the possibility to estimate the chemical composition of natural gas combustion products forming in industrial pusher furnace.

Literature data in the scope of numerical modelling of combustion processes and the results of studies prove the effectiveness of this method and suggest the best way of the harmful products of combustion reduction.

Condition of reagents perfectly stirring, adopted in a studied model research, has been used in analyzing the issues of numerical modelling of combustion processes for a long time. As the example the research conducted by B. Gradon can be mentioned [30]. This points to the advantages of pulsed disorders using in practice in the combustion chambers to increase the intensification of stirring, and thereby to reduce the emissions of combustion products.

Satisfactory results of numerical simulations, and extensive capabilities of software, used for this purpose, suggests undertaking further research. Numerical methods can be used not only to predict the composition of combustion products, but also to reduce their harmfulness with the use of low-emission combustion techniques. In addition, extension of research range will allow to increase in the accuracy of numerical calculations, through the elaboration of the input data including greater number of initial variables obtained through the experiments.

References

1. www.stat.gov.pl; 12.09.2012 r.
2. M. Falcitelli, S. Pasini, L. Tognotti: Modelling practical combustion systems and predicting NO_x emissions with an integrated CFD based approach, *Computers and Chemical Engineering* 26, 2002, pp. 1171–1183.
3. B. Gradon, J. Tomeczek: Prediction of N₂O and NH inn fuel – rich gaseous flames, *Combustion and Flame* 126, 2001, pp. 1856–1859.

4. R. Jarnicki, A. Teodorczyk: Numerical modelling of combustion processes with KIVA program use, *Archivum Combustionis* 2, 2002, pp. 113–145 (in polish).
5. A. Magdziarz, M. Wilk, M. Zajemska: Modelling of pollutants from the biomass combustion process, *Chemical and Process Engineering* 32, 2011, pp. 423–433.
6. A. Magdziarz, M. Wilk, M. Zajemska: Analysis of gaseous pollutants generated during natural gas and waste material combustion process, *Archivum Combustionis* 31, 2011, pp. 245–254.
7. A. Magdziarz, M. Wilk, M. Zajemska, M. Kuznia: Numerical modelling of reburning process with sewage sludge syngas in thermal engineering, *Numerical Heat Transfer 2012 International Conference (ECCOMAS), Conference Proceedings*, pp. 263–273.
8. M. Mancini, P. Schwöppe, R. Weber, S. Orsino: On mathematical modelling of flameless combustion, *Combustion and Flame* 150, 2007, pp. 54–59.
9. M. Adamczuk, H. Radomiak: The use of computer programs for the numerical modelling of combustion processes and gas dynamics in heating furnaces, *Archivum Combustionis* 30, 2010, pp. 451–458.
10. M. S. Skjøth-Rasmussen, O. Holm-Christensen, M. Østberg, T. S. Christensen, T. Johannessen, A. D. Jensen, P. Glarborg, H. Livbjerg: Post-processing of detailed chemical kinetic mechanisms onto CFD simulations, *Computers and Chemical Engineering* 28, 2004, pp. 2351–2361.
11. V. Knop, A. Benkenida, S. Jay, O. Colin: Modelling of combustion and nitrogen oxide formation in hydrogen-fuelled internal combustion engines within a 3D CFD code, *International Journal of Hydrogen Energy* 33, 2008, pp. 5083–5097.
12. V. Dupont, A. Williams: NO_x Mechanisms in Rich Methane-Air Flames, *Combustion And Flame* 114, 1998, pp. 103–118.
13. A. Evlampiev: Numerical combustion modeling for complex reaction systems, *Proefschrift, Technische Universiteit Eindhoven* 2007.
14. J. D. Miller, C.T. Bowman: Mechanism and Modeling of Nitrogen Chemistry in Combustion, *Progress in Energy and Combustion Science* 15, 1989, pp. 287–338.
15. D. Burchart-Korol: Environmental assessment of technology of the iron and steel industry on the basis of LCA, *Scientific Papers of the GIG, Mining and Environment* 3, 2010, pp. 5–12.
16. M. Michałowski, Z. Ciuba, J. Machniewicz, A. Zięba: Research and measurements of heat furnaces in the iron industry, Publisher ‘Silesia’, Katowice 1973.

17. M. Niesler : Best Available Techniques (BAT). Guidelines for the processing industry, iron and steel. Hot-rolled, Staszic Institute of Ferrous Metallurgy, Warsaw 2007.
18. V. I. Timoszpolski, H. Dyja, I. A. Trasova, L. Szecówka, A. A. Milenin, J. A. Pavljuczenko, A. B. Stablov, D. N. Andrianov: Heat transfer in industrial furnaces, Publisher of Technical University of Czestochowa, Czestochowa 2006.
19. Voice of Metallurgist, Weekly Magazine of ISD Czestochowa Steelworks 34 (2255), August 2008.
20. A. M., Policies of reduction the greenhouse gas emissions associated with the production of steel – IISI, Metals & New Technologies, July-August 2007.
21. H. Radomiak, L. Szecówka, M. Zajemska and other: Unpublished report of the development project ‘Elaborating a computer system for design of low-carbon and energy-efficient technology of steel heating in heat furnaces’, Poland Czestochowa 2010.
22. H. Radomiak, M. Adamczuk: Diagnostics and modelling of combustion in the heating chamber, Collective Monograph Edited by Henryk Dyja, Series: Monographs 5, 2010, pp. 260–274.
23. H. Radomiak, L. Szecowka, M. Poskart and other: Unpublished report of the research project “Investigation of the process of two-stages combustion of gaseous fuels in heat furnaces for minimizing emissions of toxic substances into the atmosphere and loss of metal on oxidation”, Poland Czestochowa 2006.
24. H. Radomiak, M. Zajemska: The analysis of heat operation of pusher furnace, Metallurgist- Metallurgical News 10, 2011, pp. 886–891.
25. H. Radomiak, M. Zajemska: The formation of NO_x in the combustion of gas mixtures in the vortex burner , Hutník- Metallurgical News 6, 2011, pp. 506–511.
26. H. Radomiak, M. Adamczuk: Diagnostics and modelling of combustion in the heating chamber, Collective Monograph Edited by Henryk Dyja, Series: Monographs 5, 2010, pp. 260–274.
27. K. Świtalski: Reduction of air emissions and optimization of combustion in industrial furnaces and boilers - some examples of the implementation of new technologies, Warsaw 2011, electronic document.
28. W. Tarnowski, S. Bartkiewicz: Mathematical modeling and computer simulation of continuous dynamic processes, Publisher Institutional of Koszalin University of Technology Feniks 1998.
29. J. Niska, B. Kaufmann, M. Mörtberg, S. M. Almeida, E. Malfa, U. Zanusso, H-P. Gitzinger, J. M. Fernandez, M. Fantuzzi, C. Mori: Minimizing NO_x emissions from reheating furnaces, Final Report, 2007.

30. B. Gradon: The role of nitrogen oxides in modeling of NO emission from combustion processes of gaseous fuels in high-temperature furnaces, Scientific Books of Silesia Technical University 2003.

Рукопись поступила 22.07.2014 г.

АНОТАЦІЇ

УДК 669.1

Борица Я., Ковалик М., Хальусиак Б.

Исследования влияния времени нагрева на сцепление окалина со сталью.

С. 4–12.

Рус.

Библ. – 10 назв.

В статье представлен стенд для исследования нагрева металла и измерения сцепления окалины со сталью. Для исследования сцепления окалины разработана оригинальная методика измерений. Выполнены измерения и получены зависимости, описывающие влияние времени нагрева на сцепление. Полученные результаты могут быть использованы для уточнения технологических режимов, обеспечивающих оптимальное сцепление металла с окалиной.

Ключевые слова: сцепление окалины, угар стали в окалину, процесс нагрева стальной заготовки, технология нагрева.

Борица Я., Ковалик М., Хальусіак Б.

Дослідження впливу тривалості нагрівання на зчепність окалини зі сталлю.

В статті представлено стенд для дослідження нагрівання металу і вимірювання зчепності окалини зі сталлю. Для дослідження зчепності окалини розроблена оригінальна методика вимірювань. Виконано вимірювання та отримано залежності, що описують вплив тривалості нагрівання на зчепність. Отримані результати може бути використано для уточнення технологічних режимів, що забезпечують оптимальну зчепність металу з окалиною.

Ключові слова: зчепність окалини, угар сталі в окалину, процес нагрівання сталевий заготовки, технологія нагріву.

Borysa J., Kowalik M., Halusiak B.

Investigation of heating time influence on the scale adhesion to steel.

On the basis of the author's own testing results, the effect of heating time on the adhesion of the scale layer to the steel substrate is discussed. The tests were carried out using the author's adhesion measurement methods. Mathematical relationships for the effect of heating time on the magnitude of adhesion have been derived. The performed investigation can form guidelines for the technology of heating steel charge before plastic working.

Key words: scale adhesion, surface steel loss, heating charge, heating technology.

УДК 628.336.4; 691.535

Ван Барт М.А.

Перспективы применения осадка сточных вод для снижения энергоемкости цементного производства.

С. 13 – 20.

Рус.

Библ. – 9 назв.

На основе анализа существующих технологий обработки и утилизации осадка сточных вод была предложена технология утилизации осадка в качестве инертной добавки при производстве цементного клинкера. Представлен технико-экономический расчет эффективности использования осадка сточных вод, который подтвердил целесообразность применения данной технологии в цементной промышленности. Для уменьшения влагосодержания осадка сточных вод предложено использование естественного промораживания в зимний период для приведения его физических свойств к условиям сырьевой смеси для производства цемента. Проведено расчетно-теоретическое исследование процесса тепломассопереноса в слое осадка сточных вод с целью определения толщины слоя полного промораживания осадка. Определен потенциал энерго- и ресурсосбережения при использовании данной технологии утилизации для возвращающихся печей цементного производства за счет добавления осадка сточных вод.

Ключевые слова: цементное производство, осадок сточных вод, инертная добавка, энергоемкость, ресурсосбережение

Ван Барт М.А.

Перспективи застосування осаду стічних вод для зниження енергоемності цементного виробництва.

На базі аналізу існуючих технологій обробки та утилізації осаду стічних вод була запропонована технологія утилізації осаду в якості інертної добавки при виробництві цементного клінкеру. Представлено техніко-економічний розрахунок ефективності використання осаду стічних вод, який підтвердив доцільність використання даної технології в цементній промисловості. Для зменшення вологовмісту осаду стічних вод запропоновано його природне проморожування в зимовий період для приведення його фізичних властивостей осаду к умовам сировини при виробництві цементу. Проведено розрахунково-теоретичне дослідження процесу тепломасопереносу в шарі осаду стічних вод з метою визначення товщини шару повного проморожування осаду. Визначено потенціал енерго- та ресурсозбереження даної технології утилізації для обертових печей цементного виробництва за рахунок додавання осаду стічних вод.

Ключові слова: цементне виробництво, осадок стічних вод, інертна добавка, енергоємність, ресурсозбереження.

Van Bart M.A.

The prospects of using sewage sludge in order to reduce energy intensity of cement industry.

A technology of sludge utilization as an inert additive in the cement clinker production has been proposed on the basis of existing technologies for treatment and disposal of sewage sludge. Technical and economic assessment of the efficiency of sewage sludge has been given. The expedience of the given technology in the cement industry has been confirmed. To reduce moisture content in sewage sludge, natural freezing in winter has been proposed to bring its physical properties to the state of raw mixture for cement production. The numerical and theoretical study of heat and mass transfer in the sludge layer to determine the depth of completely frozen sludge layer has been conducted. The potential of energy- and resource-saving due to the given technology application for kilns of the cement production owing to sewage sludge addition, has been defined.

Keywords: cement production, sewage sludge, inert additive, energy intensity, resource-saving.

УДК 621.175:658.2

Гичев Ю.А., Запотоцкая А.Ю.

Предпосылки к использованию конвертерного газа для обжига известняка.

С. 21 – 34.

Рус.

Библ. – 12 назв.

Использование конвертерного газа для обжига известняка может обеспечить кислородно-конвертерный процесс известью или, по крайней мере, исключить дефицит извести в кислородно-конвертерном производстве стали. Опытно-промышленное опробование обжига известняка конвертерным газом в действующем кислородно-конвертерном цехе с последующим применением продукта обжига непосредственно в цехе для выплавки стали привело к улучшению ряда технологических показателей кислородно-конвертерного процесса. Анализ процесса, выполненный на основе теплового и материального балансов обжига с учетом интенсивности теплообмена в слое и кинетики диссоциации в куске, показал, что технология обжига известняка конвертерным газом представляется в виде синхронизированного с выплавкой стали цикла, включающего в соответствии с вы-

ходом газа из конвертера ряд продувок слоя и чередование их с паузами межпродувочных периодов.

Ключевые слова: конвертерный газ, обжиг известняка, известь, тепловой и материальный балансы.

Гічов Ю.О., Запотоцкая А.Ю.

Передумови до використання конвертерного газу для випалу вапняку.

Використання конвертерного газу для випалення вапняку може забезпечити киснево-конвертерний процес вапном або, принаймні, виключити дефіцит винищити в киснево-конвертерному виробництві сталі. Дослідно-промислове випробування випалення вапняку конвертерним газом в киснево-конвертерному цеху, що діє, з подальшим вживанням продукту випалення безпосередньо в цеху для виплавки сталі привело до поліпшення ряду технологічних показників киснево-конвертерного процесу. Аналіз процесу, виконаний на основі теплового і матеріального балансів випалення з врахуванням інтенсивності теплообміну в шарі і кінетики дисоціації в шматку, показав, що технологія випалення вапняку конвертерним газом представляється у вигляді синхронізованого з виплавою сталі циклу, що включає відповідно до виходу газу з конвертера ряд продувань шаруючи і чергування їх з паузами міжпродувальних періодів.

Ключові слова: конвертерний газ, випалення вапняку, вапно, тепловий і матеріальний баланси.

Gichev Y.A., Zapototskaya A.Y.

Prerequisites for using converter gas for limestone calcining.

Use of converter gas for limestone calcination roasting can provide oxygen- and- converter process by lime or, at least, exclude deficiency of lime in oxygen- and- converter steel production. Trial approbation of limestone calcination by converter gas in operating oxygen and converter shop with the subsequent application of the roasted product directly in the shop for smelting steel led to improvement of a number of technological indicators of oxygen and converter process. The analysis of the process made on the basis of thermal and material balances of roasting taking into account intensity of heat exchange in the layer and kinetics of dissociation in a piece, showed that the technology of limestone roasting by converter gas is represented in the form of the cycle synchronized with smelting of steel including (according to the gas output from the converter) a number of layer purges and their alteration with pauses of the interblowing-off periods.

Keywords: converter gas, limestone roasting, lime, thermal and material balances.

УДК 669.184.152.4

Гичёв Ю.А., Переверзева О.В.

Тепло- и массообмен при восстановлении железорудного сырья конвертерным газом.

С. 35 – 55.

Рус.

Библ. – 7 назв.

Исследование тепло- и массообмена выполнено путём математического моделирования процесса. Установлен ряд особенностей процесса восстановления железорудного сырья конвертерным газом. Восстановление высокотемпературным газом, отобраным до газоочистки, возможно в интервале температур 700 – 1000 °С, а восстановление охлаждённым газом после газоочистки целесообразно только лишь при температурах 700 – 800 °С. Выход металлизированного продукта при использовании высокотемпературного газа в 1,5 – 2 раза выше по сравнению с использованием охлаждённого газа. Максимальная степень использования СО конвертерного газа при восстановлении высокотемпературным газом составила до 37 %, а охлаждённого – до 20 %. Предложена конструктивная схема реактора-восстановителя и порядок его расчёта. На основе результатов исследований определена ожидаемая производительность реактора по металлизированному продукту.

Ключевые слова: восстановление, железорудное сырьё, конвертерный газ, тепло- и массообмен, реактор-восстановитель.

Гічов Ю.О., Переверзева О.В.

Тепло- та масообмін при відновленні залізорудної сировини конвертерним газом.

Дослідження тепло-і масообміну виконано шляхом математичного моделювання процесу. Встановлено ряд особливостей процесу відновлення залізорудної сировини конвертерним газом. Відновлення високотемпературним газом, відібраним до газоочистки, можливо в інтервалі температур 700 – 1000 °С, а відновлення охолодженим газом після газоочистки доцільно тільки лише при температурах 700 – 800 °С. Вихід металізованого продукту при використанні високотемпературного газу в 1,5 – 2 рази вище в порівнянні з використанням охолодженого газу. Максимальна ступінь використання СО конвертерного газу при відновленні високотемпературним газом склала до 37 %, а охолодженого – до 20 %. Запропоновано конструктивна схема реактора-відновника та порядок його розрахунку. На основі результатів досліджень визначена очікувана продуктивність реактора по металізованому продукту.

Ключові слова: відновлення, залізорудна сировина, конвертерний газ, тепло- і масообмін, реактор-відновник.

Gichev Y.A., Pereverzeva O.V.

Heat and mass transfer during the reduction of iron ore by converter gas.

Study of heat and mass transfer is accomplished by mathematical modeling. A number of features of the iron ore recovery process by converter gas have been established. It is reasonable to conduct recovery by high-temperature gas, selected for gas purification in the temperature range 700 – 1000 °C, and to recover by the cooled gas after scrubbing only at temperatures 700 – 800 °C. The output of metallized product when using a high temperature gas is 1.5 – 2 times higher compared with the cooled gas. Maximum utilization of CO converter gas under recovery by high temperature gas amounted to 37 % and of cooled gas – to 20 %. The design diagram of the reduction reactor and the method of its calculation have been proposed. Based on the research, the expected productivity of the reactor in metallized products has been determined.

Keywords: restoration, iron ore, converter gas, heat and mass transfer, reactor-reducing agent.

УДК 621.1.016.4

Ерёмин А.О.

Исследование реверса печных газов в нагревательных печах.

С. 56 – 62.

Рус.

Библ. – 3 назв.

Исследовано влияние реверса печных газов на температурное поле в нагревательных печах с петлеобразной траекторией движения печных газов. С помощью математического моделирования получено температурное поле в регенеративной рециркуляционной печи, возникающее в условиях реверса печных газов.

Ключевые слова: моделирование, реверс печных газов, равномерность температурного поля.

Єрємін О.О.

Дослідження реверсу пічних газів в нагрівальних печах.

Досліджено вплив реверсу пічних газів на температурне поле в на-нагрівальних печах з петельною траєкторією руху пічних газів. За допомогою математичного моделювання отримано температурне поле в регенеративній рециркуляційній печі, що виникає в умовах реверсу пічних газів.

Ключові слова: моделювання, реверс пічних газів, рівномірність температурного поля.

Yeromin O.O.

Study into reversal of fuel gases in the heating furnaces.

The impact of fuel gases reversal on the temperature field in heating furnaces with a loop trajectory of fuel gases movement was researched. By means of mathematical modelling, we received temperature field in regenerative recirculation furnace, which arises in conditions of fuel gases reversal.

Keywords: modelling, fuel gases reversal, temperature field uniformity.

УДК 621.039

Кошельник А.В.

Разработка энерготехнологического комплекса для производства тепловой и электрической энергии с водородной турбоустановкой.

С. 63 – 68.

Рус.

Библ. – 6 назв.

Для утилизации низкотемпературных тепловых вторичных энергоресурсов стекольного производства разработана схема водородного энерготехнологического комплекса с водородной турбоустановкой и термосорбционным компрессором, которая может быть использована для подогрева воздуха горения, стеклобоя и производства электрической энергии. Проведен анализ работы и определена эффективность энергопреобразующего комплекса для совместной выработки тепловой и электрической энергии. Получены основные характеристики водородного контура энергосиловой установки при условиях работы в диапазоне температур дымовых газов от 523 до 673 К. Определено влияние уровня температуры дымовых газов на коэффициент совершенства системы.

Ключевые слова: стекольное производство, водородная турбоустановка, термосорбционный компрессор, энергоэффективность.

Кошельник О.В.

Розробка енерготехнологічного комплексу для виробництва теплової і електричної енергії з водневою турбоустановкою.

Для утилізації низькотемпературних теплових вторинних енергоресурсів склоробного виробництва розроблена схему водневого енерготехнологічного комплексу з водневою турбоустановкою та термосорбційним компресором, що може бути використана для підігріву повітря горіння, склобою і виробництва електричної енергії. Проведено аналіз роботи й визначена ефективність енергоперетворюючого

комплексу для спільного вироблення теплової і електричної енергії. Отримано основні характеристики водневого контуру енергосилової установки за умов роботи в діапазоні температур димових газів від 523 до 673 К. Визначено вплив рівня температури димових газів на коефіцієнт досконалості системи.

Ключові слова: склоробне виробництво, воднева турбоустановка, термосорбційний компресор, енергоефективність.

Koshelnik A.V.

Development of energotechnological complex for thermal and electric energy generation by hydrogen turbine plants.

With the view to disposing low-temperature secondary thermal energy resources of glass production, we developed a scheme for hydrogen energy technological complex with hydrogen turbine plant and thermal absorption compressor, which can be used to preheat the combustion air, cullet and production of electrical energy. The analysis of operation and definition of efficiency of energy conversion complex for cogeneration of heat and electricity have been done. The main characteristics of the hydrogen circuit of the power plant for the operation at the temperature range of flue gases from 523 to 673 °K have been determined. The influence of the level of the flue gas temperature on the factor of system perfection has been determined.

Keywords: glass production, hydrogen turbine plant, thermal absorption compressor, efficiency.

УДК 669.162.1

Мных А.С.

Определение оптимального распределения твердого топлива в слое загружаемой шихты для выравнивания теплового режима агломерационного процесса.

С. 69 – 78.

Рус.

Библ. – 5 назв.

Представлены результаты моделирования тепловых процессов, протекающих в слое агломерируемой шихты. Проведенные исследования позволили установить процентное и количественное влияние теплоты, вносимой каждой из составляющих теплового баланса, в общий приход тепла. Сделан расчет оптимального распределения коксовой мелочи, как по высоте, так и по ширине паллеты агломашины, с учетом аккумуляции теплоты вышележащими горизонтами агломерата, тем самым обеспечив выравнивание значений максимальной температуры зоны горения по горизонтам спека. Результаты моделирова-

ния позволили сделать вывод о возможности дальнейшего снижения содержания топлива в шихте при условии соблюдения требуемой концентрации коксовой мелочи по горизонтам, что возможно при усилении сегрегации классов крупности загружаемого материала по высоте паллеты.

Ключевые слова: сегрегация, шихта, горизонт слоя, граничные условия.

Мних А.С.

Встановлення оптимального розподілу твердого палива у шарі шихти, що завантажується для вирівнювання теплового режиму агломераційного процесу.

Наведені результати моделювання теплових процесів, що протікають у шарі агломеруємої шихти. Проведені дослідження дозволили встановити процентний та кількісний вплив теплоти, що вноситься кожною з складових теплового балансу у загальному приході тепла. Зроблено розрахунок оптимального розподілу коксової дрібниці, як по висоті так і по ширині палети агломашини, з урахуванням акумуляції теплоти вищими горизонтами агломерату, тим самим забезпечивши вирівнювання значень максимальної температури зони горіння по горизонтам спеку. Результати моделювання дозволили зробити висновок, щодо можливості подальшого зниження вмісту палива в шихті при умові дотримання потрібної концентрації коксової дрібниці по горизонтам, що можливо при підсиленні сегрегації класів крупності матеріалу, що завантажується по висоті палети.

Ключові слова: сегрегация, шихта, горизонт шару, граничні умови.

Mnykh A.S.

Determining optimal distribution of solid fuel in the layer of sintering mixture for balancing the thermal mode of sintering process.

The paper presents the results of modeling thermal processes in the layer of the sintering mixture. The conducted research allowed to determine the percentage and quantitative influence of heat applied to each constituent of the heat balance in the total heat input. Optimal distribution of coke residue along the height and width of the sintering machine was calculated, taking into account the accumulation of heat by the overlying agglomerate horizons, thereby ensuring alignment of the maximum temperature values of the combustion zone through the agglomerate horizons. The simulation results allowed to conclude about the possibility of further reducing the amount of fuel in the charge, if the required concentration of fuel in the horizons is kept, which is possible with increased segregation of class size of downloaded material along the height of the material.

Key words: segregation, charge, layer horizon, boundary conditions.

УДК 536.212.3:536.2.081.7

Павленко А.М., Яковлева І.Г., Чейлитко А.О., Ільїн С.В.

Експериментальні дослідження впливу пористості на теплопровідність матеріалу.

С. 79 – 83.

Укр.

Библ. – 9 назв.

Дослідження пористості теплоізоляційних вогнетривких матеріалів є актуальною задачею енергетики, так як теплопровідність пористих матеріалів залежить від форми і розташування пір. У роботі вказуються такі форми і розміри макропор, при яких ефективний коефіцієнт теплопровідності матеріалу найменший. На підставі багатьох експериментів, у статті говориться про основні особливості пороутворення в глиноземистих матеріалах.

Ключові слова: теплопровідність, пористість, спучення, теплоізоляція.

Павленко А.М., Яковлева И.Г., Чейлытко А.А., Ильин С.В.

Экспериментальные исследования влияния пористости на теплопроводность материала.

Исследование пористости теплоизоляционных огнеупорных материалов является актуальной задачей энергетики, так как теплопроводность пористых материалов зависит от формы и расположения пор. В работе указываются такие формы и размеры макропор, при которых эффективный коэффициент теплопроводности материала наименьший. На основании множеств экспериментов, в статье говорится об основных особенностях порообразования в глиноземистых материалах.

Ключевые слова: теплопроводность, пористость, вспучивание, теплоизоляция

Pavlenko A., Yakovleva I., Tcheilytko A., Ilyin S.

Experimental research into influence of porosity on the material thermal conductivity.

Research into porosity of heat-insulating refractory materials is an important task of power engineering, as the thermal conductivity of porous materials depends on the shape and location of pores. The work indicates shapes and dimensions of macropores, which correspond to lowest values of the effective coefficient of thermal conductivity. On the basis of numerous experiments, it is possible to determine the main features of pore formation in clays.

Key words: heat conductivity, porosity, formation of pores, heat-insulation.

УДК 66.041.001.2

Романько Я.В.

Математическое моделирование проходной нагревательной печи при частичной замене горелок на регенеративные.

С. 84 – 90.

Рус.

Библ. – 10 назв.

Достичь уменьшения расхода топлива в нагревательных печах проходного типа можно путем установки регенеративной системы отопления. Однако, из-за достаточно высоких капитальных затрат такой подход в основном применяется при строительстве новых печей. В настоящее время все большее распространение получает установка регенеративных горелок лишь в отдельных зонах печи. С целью возможности оценки эффективности такой модернизации для проходных печей различного типа предложена математическая модель, позволяющая рассчитывать нагрев металла и определять основные показатели тепловой работы печи, в которой одновременно функционируют зоны с обычными и регенеративными горелками. Приведен пример сопоставительного расчета печи с шагающим подом до и после модернизации.

Ключевые слова: проходная нагревательная печь, система сжигания топлива, регенеративные горелки, рекуператор, теплообмен, математическая модель.

Романько Я.В.

Математичне моделювання прохідної нагрівальної печі при частковій заміні пальників на регенеративні.

Досягти зменшення витрати палива в нагрівальних печах прохідного типу можна шляхом установки регенеративної системи опалення. Однак, через досить високі капітальні витрати такий підхід в основному застосовується при будівництві нових печей. В даний час все більшого поширення набуває установка регенеративних пальників лише в окремих зонах печі. З метою можливості оцінки ефективності такої модернізації для прохідних печей різного типу запропоновано математичну модель, що дозволяє розраховувати нагрів металу і визначати основні показники теплової роботи печі, в якій одночасно функціонують зони зі звичайними і регенеративними пальниками. Наведено приклад порівняльного розрахунку печі з крокуючим подом до і після модернізації.

Ключові слова: прохідна нагрівальна піч, система спалювання палива, регенеративні пальники, рекуператор, теплообмін, математична модель.

Romanko Y.V.

Mathematical modeling of continuous heating furnace with partial replacement of burners to regenerative ones.

The fuel consumption decrease in continuous heating furnaces can be obtained by installation of regenerative combustion system. However, due to high capital expenditures, this approach is mostly used for new furnaces construction. Nowadays, the arrangement of regenerative burners only in selected zones of the furnace has received a wide distribution. In order to estimate the efficiency of such modernization for continuous heating furnace of different type the mathematical model was suggested. It allows to calculate metal heating and to obtain the main parameters of furnaces heat performance, when the zones with ordinary burners and regenerative ones function simultaneously. The comparative analysis of walking beam furnace's function before and after modernization was done.

Keywords: continuous heating furnace, fuel combustion system, regenerative burners, recuperator, heat transfer, mathematical model.

УДК 620.22-419.8:536.21

Скачков В.А., Воденникова О.С., Иванов В.И., Бережная О.Р., Радченко Ю.Н.

Исследование теплофизических параметров металлоуглеродных композитов триботехнического назначения.

С. 91 – 97.

Рус.

Библ. – 9 назв.

Представлены результаты исследования теплоемкости, а также коэффициентов теплопроводности и линейного теплового расширения многокомпонентных металлоуглеродных композитов триботехнического назначения. Сопоставление расчетных и практических значений указанных параметров свидетельствует о достаточной степени их схожести.

Ключевые слова: многокомпонентные металлоуглеродные композиты, теплоемкость, коэффициенты теплопроводности и линейного теплового расширения, сопоставление расчетных и практических значений.

Скачков В.О., Воденникова О.С., Иванов В.И., Бережна О.Р., Радченко Ю.М.

Дослідження теплофізичних параметрів металовуглецевих композитів триботехнічного призначення.

Подано результати розрахунково-експериментального дослідження теплоємності, а також коефіцієнтів теплопровідності та лінійного теплового поширення багатокомпонентних композитів триботехнічного призначення. Зіставлення обчислених і практичних значень зазначених параметрів свідчить про їх достатню збіжність.

Ключові слова: багатокомпонентні металовуглецеві композити, теплоємність, коефіцієнти теплопровідності та лінійного теплового поширення, зіставлення розрахункових і практичних значень.

Skachkov V.A., Vodennikova O.S., Ivanov V.I., Berezhnaya O.R., Radchenko Yu.N.

Research into thermophysical parameters of metal-carbon composites of tribotechnical application.

The paper presents the results of research into heat capacity, and coefficients of heat conductivity and linear thermal expansion of multicomponent metal-carbon composites of tribotechnical application. Comparison of calculated and practical values for the indicated parameters testifies to their sufficient convergence.

Keywords: multicomponent metal-carbon composites, heat capacity, coefficients of heat conductivity and linear thermal expansion, comparison of calculated and practical values.

УДК 536.24: 621.576.5

Чорна Н.А.

Створення алгоритму розрахунку термохімічних процесів в водневогідридних енергоперетворюючих установках.

С. 98 – 103.

Укр.

Бібл.- 4 назв.

Визначено структуру та основні етапи розробки металогідридних систем для енерготехнологічної переробки водню. Розроблено алгоритм розрахунку термохімічних процесів в водневогідридних енергоперетворюючих установках, принцип дії яких базується на використанні ефекту термосорбційної взаємодії водню з металогідридним носієм, що надає можливість створити на його основі програму для моделювання роботи металогідридних елементів енергоперетворюючих установок, провести розрахунки та здійснити оптимальний вибір конструктивних і режимних параметрів при розробці складних водневих енерготехнологічних систем. Реалізація цієї задачі дозволить з незначними витратами й досить оперативно вирішувати питання розро-

бки ефективних енергоперетворюючих водневих комплексів з використанням металогідридних технологій.

Ключові слова: водень, термохімічні процеси, металогідрид, енергоперетворюючі установки, термодинамічна ефективність.

Черная Н.А.

Создание алгоритма расчета термохимических процессов в водородогидридных энергопреобразующих установках.

Определена структура и основные этапы разработки металлгидридных систем для энерготехнологической переработки водорода. Разработан алгоритм расчета термохимических процессов в водородогидридных энергопреобразующих установках, принцип действия которых базируется на использовании эффекта термосорбционного взаимодействия водорода с металлгидридным носителем, что дает возможность создать на его основе программу для моделирования работы металлгидридных элементов энергопреобразующих установок, провести расчеты, осуществить оптимальный выбор конструктивных и режимных параметров при разработке сложных водородных энерготехнологических систем. Реализация этой задачи позволит с незначительными затратами и довольно оперативно решать вопрос разработки эффективных энергопреобразующих водородных комплексов с использованием металлгидридных технологий.

Ключевые слова: водород, термохимические процессы, металлгидрид, энергопреобразующие установки, термодинамическая эффективность.

Chernaya N.A.

Algorithms creation for calculating thermochemical processes in hydrogen hydride energy conversion units.

The structure and main stages of metal hydride systems development for hydrogen processing power technology have been determined. An algorithm has been developed for calculating thermochemical processes in hydrogen hydride facilities for energy conversion whose operation is based on the effect of thermal sorption interaction between metal hydride carrier and hydrogen. This enables to create on its basis a program for simulation of metal of hydride elements energy conversion systems, perform calculations, to implement the optimal choice of design and regime for parameters the development of hydrogen energy technology complex systems. Implementation of this task will allow to inexpensively and quickly develop efficient hydrogen energy conversion systems using metal hydride technology.

Keywords: hydrogen, thermochemical processes, metal hydride, energy conversion units, thermodynamic efficiency.

УДК. 532.5.072.15

Яковлева А.В.

Анализ методов расчета тепловой мощности «темных» трубных излучателей.

С. 104 – 110.

Рус.

Библ. – 13 назв.

В статье проведен анализ существующих методов расчета тепловой мощности инфракрасных трубных излучателей. Показано, что использование известных методик расчета конструкций «светлых» излучателей применительно к «темным» излучателям, приводит к противоречивым результатам. Обоснована необходимость учета геометрических размеров, оптических свойств и температуры излучателя.

Ключевые слова: U-образный трубный излучатель, тепловая мощность, температура излучателя, коэффициент излучения, коэффициент отражения.

Яковлева О.В.

Аналіз методів розрахунку теплової потужності «темних» трубних випромінювачів.

У статті проведено аналіз існуючих методів розрахунку потужності інфрачервоних трубних випромінювачів. Показано, що використання відомих методик розрахунку конструкцій «світлих» випромінювачів щодо «темних» випромінювачів, призводить до суперечливих результатів. Обґрунтовано необхідність врахування геометричних розмірів, оптичних властивостей та температури випромінювача.

Ключові слова: U- подібний трубний випромінювач, тепла потужність, температура випромінювача, коефіцієнт випромінювання, коефіцієнт відбиття.

Iakovlieva O.V.

The analysis of heating power calculation methods for "dark" pipe emitters.

The article analyzes the existing methods of heat power calculation for infrared pipe emitters. It is shown that the use of known calculation methods of "light" emitters structures, when applied to "dark" emitters, leads to contradictory results. There is a necessity of taking into consideration the geometrical dimensions, optical properties and the temperature of the emitter.

Keywords: U-shaped pipe emitter, heat power, temperature of the emitter, emissivity coefficient, reflectance coefficient.

УДК 669.1

Zajemska M., Poskart A., Radomiak H.

Prediction of the chemical composition of combustion products in metallurgical heat furnace.

P. 11 – 124.

English.

References – 13.

In this paper the results of numerical calculations of chemical composition of flue gases, produced by combustion of natural gas, were presented. Calculations were conducted for metallurgical pusher furnace, working in one of the steelworks located in Poland. The chemistry of combustion process was modeled using the program CHEMKIN-PRO. Simulations of the chemical composition of flue gas, in various zones of the furnace, were carried out based on the measurement data collected from the real object.

Key words: numerical modeling, CHEMKIN-PRO, pollution, pusher furnace, combustion.

Заємска М., Поскарт А., Радомяк Х.

Прогнозирование химического состава продуктов сгорания в методической нагревательной печи.

В статье представлены результаты численных исследований химического состава продуктов горения. Расчёты выполнены для методической толкательной печи, работающей на одном из металлургических предприятий Польши. Процессы горения были смоделированы с помощью программы CHEMKIN-PRO. Адаптация результатов моделирования химического состава продуктов горения в различных зонах печи была проведена на основе данных измерений, полученных на реальном объекте.

Ключевые слова: численное моделирование, CHEMKIN-PRO, выбросы в окружающую среду, толкательная печь, сжигание.

Заємська М., Поскарт А., Радомяк Х.

Прогнозування хімічного складу продуктів згорання в металургійній нагрівальній печі.

У статті представлено результати чисельних досліджень хімічного складу продуктів згорання. Розрахунки виконано для методичної штовхальної печі, що працює на одному з металургійних підприємств Польщі. Процеси горіння моделювалася за допомогою програми CHEMKIN-PRO. Адаптацію результатів моделювання хімічного складу продуктів горіння в різних зонах печі проведено на основі даних вимірювань, отриманих на реальному об'єкті.

Ключові слова: чисельне моделювання, CHEMKIN-PRO, шкідливі викиди в навколишнє середовище, штовхальна піч, спалювання.

ЗМІСТ

<i>Борыца Я., Ковалик М., Хальусиак Б.</i> Исследования влияния времени нагрева на сцепление окалина со сталью.	4
<i>Ван Барт М.А.</i> Перспективы применения осадка сточных вод для снижения энергоемкости цементного производства.	13
<i>Гичёв Ю.А., Запотоцкая А.Ю.</i> Предпосылки к использованию конвертерного газа для обжига известняка.	21
<i>Гичёв Ю.А., Переверзева О.В.</i> Тепло- и массообмен при восстановлении железорудного сырья конвертерным газом	35
<i>Ерёмин А.О.</i> Исследование реверса печных газов в нагревательных печах.	56
<i>Кошельник А.В.</i> Разработка энерготехнологического комплекса для производства тепловой и электрической энергии с водородной турбоустановкой.	63
<i>Мных А.С.</i> Определение оптимального распределения твердого топлива в слое загружаемой шихты для выравнивания теплового режима агломерационного процесса.	69
<i>Павленко А.М., Яковлева І.Г., Чейлитко А.О., Ільїн С.В.</i> Експериментальні дослідження впливу пористості на теплопровідність матеріалу.	79
<i>Романько Я.В.</i> Математическое моделирование проходной нагревательной печи при частичной замене горелок на регенеративные.	84
<i>Скачков В.А., Воденникова О.С., Иванов В.И., Бережная О.Р., Радченко Ю.Н.</i> Исследование теплофизических параметров металлоуглеродных композитов триботехнического назначения. .	91
<i>Чорна Н.А.</i> Створення алгоритму розрахунку термохімічних процесів в водневогідридних енергоперетворюючих установках.	98
<i>Яковлева А.В.</i> Анализ методов расчета тепловой мощности «темных» трубных излучателей.	104
<i>Zajemska M., Poskart A., Radomiak B.</i> Prediction of the chemical composition of combustion products in metallurgical heat furnace. .	111
<i>АНОТАЦІЇ.</i>	125

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

Збірник наукових праць
Міністерство освіти і науки України
Національна металургійна академія України

ТЕХНІЧНА ТЕПЛОФІЗИКА ТА ПРОМИСЛОВА ТЕПЛОЕНЕРГЕТИКА

Українською, російською та англійською мовами

Технічний редактор Т.М. Шемет
Коректор В.О. Гореленко

Здано на складання 21.11.2014 р.
Рекомендовано до друку Вченою радою
Національної металургійної академії України
(протокол № 8 від 24.11.2014 р.)

Оригінал-макет наукового видання розроблено редакцією збірника «Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика» спільно з редакційно-видавничим відділом Національної металургійної академії України.

Підписано до друку 25.11.2014 р. Формат 84х108/32 Папір офсетний.
Умовн. друк. арк. 8,47. Тираж 100 прим. Замов. №

Віддруковано у видавництві «Нова ідеологія» з оригінал-макета замовника.
49044, м. Дніпропетровськ, вул. Гоголя, 15-а.
Свідоцтво ДК № 191 від 20.09.2000 р.

Т 38 **Технічна теплофізика та промислова теплоенергетика** : збірник наукових праць. – Випуск 6. – Дніпропетровськ : Нова ідеологія, 2014. – 144 с.

ISSN 2077-1134

До збірника увійшли статті, в яких наведено результати досліджень з технічної теплофізики та промислової теплоенергетики.

УДК 621.1