

П. А. Трубаев, Б. М. Гришко
В. А. Украинский, В. В. Сухорослова

**ИССЛЕДОВАНИЕ
ПРОЦЕССОВ ТЕПЛООБМЕНА
В МАТЕРИАЛАХ И АППАРАТАХ
ЦЕМЕНТНОЙ ТЕХНОЛОГИИ**



Белгород
2013



Белгородский государственный технологический университет
им. В.Г. Шухова
Белгородский инженерно-экономический институт

П.А. Трубаев, Б.М. Гришко
В.А. Украинский, В.В. Сухорослова

**ИССЛЕДОВАНИЕ
ПРОЦЕССОВ ТЕПЛООБМЕНА
В МАТЕРИАЛАХ И АППАРАТАХ
ЦЕМЕНТНОЙ ТЕХНОЛОГИИ**

Белгород
2013

УДК 666.9.011:621.745.326.1
ББК 31.391
И 87

Рецензенты:

Доктор технических наук, профессор **П. В. Беседин**
(Белгородский государственный технологический университет
им. В. Г. Шухова)

Доктор технических наук, профессор **Н.В. Мозговой**
(Воронежский государственный технический университет)

Кандидат технических наук, доцент **Е. Г. Гашо**
(Национальный исследовательский университет «МЭИ»)

Исследование процессов теплообмена в материалах и
И87 аппаратах цементной технологии / П.А. Трубаев, Б.М. Гришко,
В.А. Украинский, В.В. Сухорослова. – Белгород: Изд-во БГТУ;
БИЭИ, 2013. – 190 с.

В монографии рассмотрены вопросы определения теплофизических свойств сырьевых материалов и получаемой продукции при изменении их минерального состава; моделирование и интенсификация теплообмена в высокотемпературных аппаратах технологии клинкера.

Издание предназначено для научных и инженерно-технических работников, а также студентов теплотехнических и химико-технических направлений. Публикуется в авторской редакции.

УДК 666.9.011:621.745.326.1
ББК 31.391

© Трубаев П.А., Гришко Б.М.,
Украинский В.А.,
Сухорослова В.В., 2013
© Белгородский государственный
технологический университет
(БГТУ) им. В.Г. Шухова, 2013
© Белгородский инженерно-
экономический институт (БИЭИ),
2013

ОГЛАВЛЕНИЕ

Введение	5
1. Теплопроводность строительных материалов и методы ее измерения	7
1.1. Влияние теплопроводности обрабатываемого материала на эффективность процесса получения цементного клинкера	7
1.2. Коэффициенты теплопроводности материалов цементной технологии	8
1.3. Коэффициенты теплопроводности стекла и огнеупоров	11
1.4. Методы экспериментального исследования теплопроводности	15
2. Модель процесса теплопроводности в многокомпонентных материалах	18
2.1. Процесс теплопроводности в многокомпонентных материалах	18
2.2. Оценка коэффициентов модели для огнеупорных материалов	26
2.3. Экспериментальное исследование и оценка коэффициентов модели для цементных сырьевых смесей	30
2.4. Влияние на теплопроводность влажности и пористости	35
2.5. Метод расчета коэффициента теплопроводности цементных сырьевых смесей и клинкера	38
2.6. Изменение теплопроводности материала при его термообработке в печи	40
2.7. Модульные характеристики теплофизических свойств	43
3. Экспериментальное определение теплопроводности клинкерных гранул методом решения обратной задачи	50
3.1. Модель процесса нестационарной теплопроводности	50
3.2. Материалы для исследования и методика проведения эксперимента	64
3.3. Результаты исследования процессов нагрева и охлаждения гранул	67
4. Экспериментальное определение теплопроводности материала в процессе обжига	72
4.1. Исследование материалов в установке цилиндрического слоя	72

4.2. Измерение теплопроводности цементного клинкера в установке плоского слоя	76
4.3. Исследование теплофизических свойств методами термического анализа	80
4.4. Оценка теплопроводности материала в процессе обжига	88
5. Моделирование и интенсификация теплообмена в клинкерном колосниковом холодильнике	91
5.1. Тепловой баланс колосникового холодильника	91
5.2. Эксергетический баланс колосникового клинкерного холодильника	95
5.3. Расчет расхода воздуха по данным аэродинамических замеров	99
5.4. Методы расчета процессов теплообмена в колосниковом холодильнике	103
5.5. Экспериментальное моделирование аэродинамических и теплообменных процессов в клинкерных колосниковых холодильниках	114
5.6. Исследование теплообмена в слое клинкерных гранул при принудительной фильтрации воздуха	120
5.7. Численное решение модели процесса теплообмена в колосниковом холодильнике	130
5.8. Влияние теплопроводности гранул на теплообмен в клинкерных холодильниках	147
5.9. Компьютерное моделирование охлаждения слоя гранулированного материала	154
5.10. Интенсификация теплообмена в колосниковом клинкерном холодильнике	170
Выводы	179
Библиографический список	182

Введение

Промышленность строительных материалов и цементная промышленность является крупными потребителями сырьевых и энергетических ресурсов. Поэтому задачи энергосбережения и интенсификации являются в производстве приоритетными. Расход топлива в цементных печах зависит от эффективности технологических и тепловых процессов, происходящих при получении клинкера. Определяющим процессом при термообработке цементных сырьевых смесей, обжига и охлаждения клинкера является процесс передачи тепла между теплоносителем и материалом, складывающийся из двух стадий:

- теплоотдача между поверхностью материала и теплоносителем, которым обычно является газовая среда (внешняя задача);
- теплопроводность внутри твердого материала (внутренняя задача).

Обычно для цементных печей и аппаратов точно рассчитывается первая стадия теплообмена, вторая не учитывается или оценивается с использованием приближенных констант. Но в ряде устройств (цепные завесы, теплообменные устройства циклонного типа, реакторы кипящего и взвешенного слоя, колосниковые и планетарные холодильники) вторая стадия превалирует и оказывает решающее влияние на ход суммарного теплообмена.

В работе рассмотрены вопросы определения теплофизических свойств сырьевых материалов и цементного клинкера при изменении их минерального состава; моделирование и интенсификация теплообмена в высокотемпературных аппаратах технологии клинкера.

В первой главе представлены методы экспериментального исследования теплопроводности строительных материалов. На основании полученных данных сделано заключение, что теплопроводность обрабатываемого материала оказывает значительное влияние на процессы теплообмена при получении клинкера. Также в главе представлены уточненные коэффициенты теплопроводности строительных материалов, что позволяет более точно производить теплотехнические расчеты и определять оптимальные технологические параметры работающих и проектируемых теплотехнических агрегатов.

Во второй главе предлагается математическая модель, описывающая процессы теплопроводности в многокомпонентных материалах, которая дает возможность обобщить экспериментальные данные, полученные при исследовании теплопроводности сырьевых компонентов

и цементных сырьевых смесей. Это позволяет оценивать влияние физических характеристик на теплопроводность в целом.

В третьей главе описывается экспериментальный метод определения зависимости коэффициента теплопроводности гранулированного материала от температуры, основанный на решении нестационарной обратной задачи теплопроводности и позволяющий определять коэффициент теплопроводности материала при высоких температурах.

Четвертая глава содержит в себе результаты исследования материалов цементной технологии в установках измерения теплопроводности стационарными методами цилиндрического и плоского слоя. Наиболее важным аспектом главы стало выявление зависимости теплофизических свойств цементного клинкера от состава и температуры.

Пятая глава посвящена моделированию процесса теплообмена в колосниковом холодильнике. Этот аппарат имеет ряд особенностей, которые необходимо проанализировать и учесть при решении задач оптимального управления процессом рекуперации тепла охлаждаемого клинкера. Поэтому глава включает в себя результаты экспериментального моделирования аэродинамических и теплообменных процессов при принудительной фильтрации воздуха через засыпку из клинкерных гранул, разработанную в CFD-системе ANSYS Fluent компьютерную модель процесса охлаждения цементных клинкерных гранул в колосниковом холодильнике, результаты анализа методами компьютерного моделирования влияния режимных параметров на эффективность работы клинкерного колосникового холодильника с переталкивающей решеткой.

1. ТЕПЛОПРОВОДНОСТЬ СТРОИТЕЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ И МЕТОДЫ ЕЕ ИЗМЕРЕНИЯ

1.1. ВЛИЯНИЕ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ ОБРАБАТЫВАЕМОГО МАТЕРИАЛА НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРОЦЕССА ПОЛУЧЕНИЯ ЦЕМЕНТНОГО КЛИНКЕРА

Одной из наиболее весомых статей затрат в себестоимости цемента является расход тепла на обжиг клинкера. При снижении удельного расхода топлива дополнительно улучшаются и другие показатели: производительность печи и стойкость футеровки, пылеунос и степень загрязнения окружающей среды. Для определения рациональных способов экономии топлива необходимо осуществить теплотехнические исследования с выявлением закономерностей влияния отдельных факторов на удельный расход тепла на получение клинкера.

Расход топлива зависит от эффективности процессов, происходящих при получении клинкера. Определяющим процессом при термообработке цементных сырьевых смесей, обжига и охлаждения клинкера является процесс передачи тепла между материалом и теплоносителем, складывающийся из двух стадий:

- теплоотдача между поверхностью материала и теплоносителем (которым обычно является газовая среда);
- теплопередача внутри материала.

Обычно для цементных печей и аппаратов точно рассчитывается первая стадия теплообмена, вторая не учитывается или рассчитывается с использованием приближенных констант. Но в ряде устройств (цепные завесы, теплообменные устройства циклонного типа, реакторы кипящего и взвешенного слоя, колосниковые и планетарные холодильники) вторая стадия превалирует и оказывает решающее влияние на ход суммарного теплообмена.

Согласно работе [1] (рис. 1.1), разница в коэффициенте теплопроводности на $0,325 \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$ приводит к изменению температуры газового и материального потока в печи сухого способа на величину до $200 \text{ }^\circ\text{C}$, причем различие наиболее сильно в зонах декарбонизации и подогрева.

Эффективность работы клинкерного холодильника зависит от условий теплообмена между потоком воздуха и слоем клинкерных гранул. Из результатов моделирования, методика которого описана в работах [2, 3], видно, что при изменении теплопроводности клинкера от

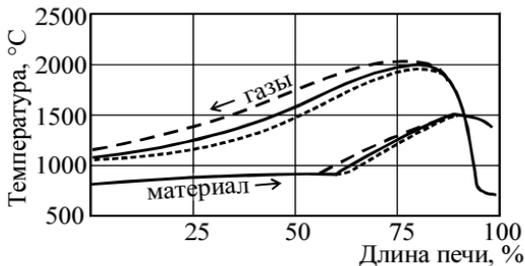


Рис. 1.1. Влияние коэффициента теплопроводности материала на температуру газа и материала во вращающейся печи:

- — — $\lambda = 0,5 \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$;
- $\lambda = 0,25 \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$;
- - - - $\lambda = 0,125 \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$

0,8 до 1,28 Вт/(м·К) тепловой КПД холодильника изменяется на 2% (рис. 1.2), что соответствует изменению количества тепла, передаваемого в печь с горячим вторичным воздухом, на величину 1 кг/т кл.

Необходимо отметить, что теплопроводность оказывает наиболее сильное влияние на теплообмен в горячей части печи. Оптимизация теплообмена в ней, согласно расчетам Эйгена [4], приводит к снижению расхода топлива, в несколько раз превышающем величину экономленного тепла.

На основании приведенных данных можно заключить, что теплопроводность обрабатываемого материала оказывает значительное влияние на процессы теплообмена при получении клинкера.

Уточнение коэффициентов теплопроводности материалов цементной технологии позволит более точно производить теплотехнические расчеты и определять оптимальные технологические параметры работающих и проектируемых теплотехнических агрегатов цементной технологии.

1.2. КОЭФФИЦИЕНТЫ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ МАТЕРИАЛОВ ЦЕМЕНТНОЙ ТЕХНОЛОГИИ

Значения коэффициентов теплопроводности материалов цементной технологии практически отсутствуют, имеются лишь разрозненные данные для отдельных материалов (клинкера и обмазки) и материалов, изготовленных на основе цемента [5, 6]. Коэффициенты тепло-

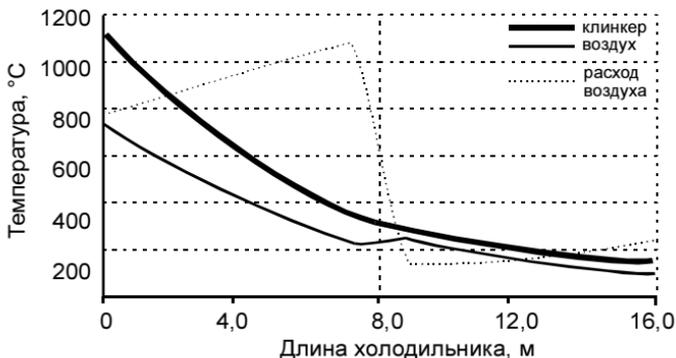
a

Коэф-т теплопроводности
клинкера 0,80 Вт/м·К

Производительн. 65 т/ч
Диаметр гранул 2,5 см
Пористость слоя 45%
Ширина слоя 5 м

БАЛАНС ХОЛОДИЛЬНИКА (на 1 кг клинкера)

Вход	нм ³	°С	ккал	Выход	нм ³	°С	ккал
Клинкер	1200	1240		Клинкер	134	108	
Воздух	2,50	20	65	Воздух			
				втор.	1,80	421	1009
				избыт.	0,70	206	189
КПД 76%				Невязка -0,1%			

*б*

Коэф-т теплопроводности
клинкера 1,28 Вт/м·К

Производительн. 65 т/ч
Диаметр гранул 2,5 см
Пористость слоя 45%
Ширина слоя 5 м

БАЛАНС ХОЛОДИЛЬНИКА (на 1 кг клинкера)

Вход	нм ³	°С	ккал	Выход	нм ³	°С	ккал
Клинкер	1200	1240		Клинкер	127	101	
Воздух	2,50	20	65	Воздух			
				втор.	1,80	430	1031
				избыт.	0,70	189	179
КПД 78%				Невязка -0,0%			

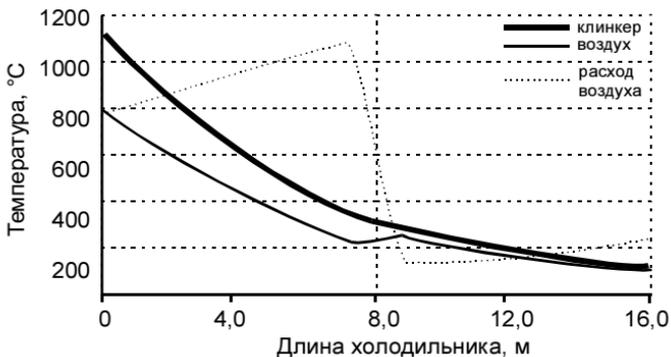


Рис. 1.2. Моделирование теплообмена в колосниковом холодильнике:
a — $\lambda = 0,5$ Вт/(м·К); *б* — $\lambda = 1,28$ Вт/(м·К)

проводности сырьевой смеси и обрабатываемого материала не определялись, за исключением работы [7], согласно которой теплопроводность смеси, прошедшей термообработку до 900°С, в 4–5 раз выше теплопроводности исходной смеси, причем характер изменения этой величины явно нелинейный. Известна теплопроводность компонентов сырьевой смеси (табл. 1.1), причем, как показано далее, при изменении температуры от 0 до 1000°С теплопроводность сырья может меняться в 2–3 раза.

Таблица 1.1

Коэффициенты теплопроводности материалов [9, 10]

Материал	λ , Вт/(м·К)	Материал	λ , Вт/(м·К)
Бетон сухой	0,8...1,2	Мел	0,93
Железобетон	1,5	Известняк	0,45...0,90
Гипс обожженный	0,28	Песок сухой	0,326
Гипс	0,4	Глиногипс	0,25...0,80
Глина	0,6...0,9	Шлак	0,28...0,50

В связи с измельчением и усреднением, структура смеси отличается от исходных природных материалов, а теплопроводность смеси веществ не является аддитивным свойством [8]. Поэтому на основании известных коэффициентов теплопроводности исходных сырьевых компонентов коэффициент теплопроводности их смеси на разных стадиях термообработки определить невозможно.

В работе [5] коэффициент теплопроводности клинкера принят 1,28 Вт/(м·К) . В работе М. А. Соколинской [6] установлено, что коэффициент теплопроводности клинкерной обмазки, образующейся в цементных вращающихся печах, изменяется в пределах от 0,4 до 1,4 Вт/(м·К) . Этим же автором получена зависимость коэффициента теплопроводности обмазки от ее кажущейся плотности $\rho_{\text{каж}}$, кг/м³:

$$\lambda = 8,1 \cdot 10^{-6} \rho_{\text{каж}}^{1,5}. \quad (1.1)$$

Можно предположить, что выражение (1.1) учитывает пористость обмазки, а не ее состав, так как кажущаяся плотность является функцией от пористости.

Из изложенного выше можно сделать заключение, что коэффициент теплопроводности материалов цементной технологии изменяется в широких пределах и зависит от их состава, температуры и пористости. Поэтому необходимо определение коэффициентов теплопроводности этих материалов, уточнение и систематизация имеющихся данных.

1.3. КОЭФФИЦИЕНТЫ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ СТЕКЛА И ОГНЕУПОРОВ

Технология производства цемента, стекла и огнеупоров имеет общую основу, изучает похожие химические и физические процессы, которые происходят при превращении сырьевых компонентов в готовый продукт. В связи с этим можно предположить, что зависимости теплопроводности этих материалов от химического состава и температуры имеют однотипный характер. Следовательно, полученные для стекла и огнеупоров зависимости могут служить основой в получении подобных зависимостей для материалов цементной технологии.

Теплопроводность различных стекол согласно работам [9, 11] изменяется от 0,7 до 0,9 Вт/(м·К). В табл. 1.2 представлены коэффициенты теплопроводности клинкера различного состава, рассчитанные по методу, применяемому для стекол. Из таб. 1.2 видно, что различие теплопроводности составляет до 40%.

Таблица 1.2

Коэффициент теплопроводности клинкера, рассчитанный по методу Русса, применяемому для стекол

Состав, мас. %				Коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К)
CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	
67	24	4	5	1,13
67	24	7	2	2,36
67	24	6,5	2,5	1,96
67	21	7	5	1,12
64	24	7	5	1,13

Линейные выражения, описывающие зависимость коэффициентов теплопроводности огнеупоров от температуры приведены в табл. 1.3.

Характеристики стекла и огнеупорных материалов [12]

Материал	Коэффициент теплопроводности λ , Вт/(м·К)	Плотность ρ , кг/м ³	Температура применения $T_{\text{прим}}$, °С	Значение λ при $T_{\text{прим}}$, Вт/(м·К)
Динас	$0,815 + 0,00067 \cdot t$	1900...2000	1620	1,90
Шамот	$0,7 + 0,00064 \cdot t$	1800...2000	1300	1,53
Магнезит	$6,28 - 0,0027 \cdot t$	2600...2800	1580	2,01
Хромомагнезит	$2,8 - 0,00087 \cdot t$	2700...2850	1520	1,48
Магнезитохромит	$4,1 - 0,0016 \cdot t$	2800...2900	1500	1,70
Стекло	$0,64 + 0,001 \cdot t$	2500	–	–
Стекло молибденовое	$0,70 - 0,001 \cdot t$	–	–	–

Экспериментально полученные зависимости теплопроводности от температуры для ряда огнеупоров, кальцита и оксидов приведены на рис. 1.3 и 1.4.

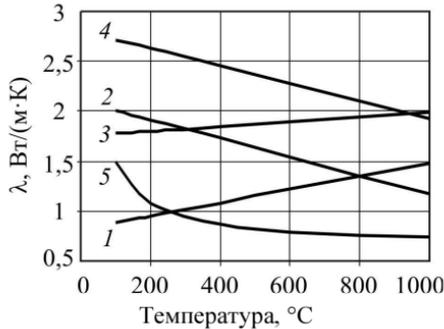


Рис. 1.3. Зависимость теплопроводности от температуры для огнеупоров и кальцита [13]:

1 – динас; 2 – циркон; 3 – кирпич ВГО–62; 4 – хромомагнезит; 5 – CaCO_3

В табл. 1.4 показан коэффициент вариации теплопроводности материалов при их нагреве, рассчитанный на основании приведенных данных. Из табл. 1.4 видно, что теплопроводность в интервале температур 100...1000°С может изменяться на величину от 11 до 135%.

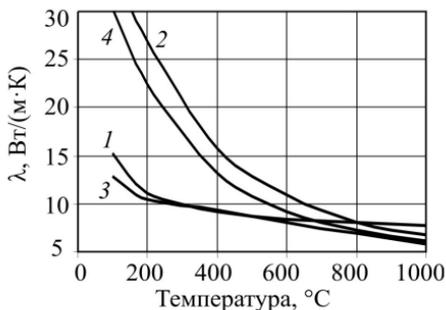


Рис. 1.4. Зависимость теплопроводности от температуры для оксидов с нулевой пористостью [13]:
 1 – CaO; 2 – MgO; 3 – SiO₂ (кварц); 4 – Al₂O₃

Таблица 1.4

Изменение коэффициента теплопроводности при нагреве от 100 до 1000°С

Материал	Вариация, %	Материал	Вариация, %
Динас	51	Оксид магния	135
Кирпич ВГО-72	11	Кварц	75
Хромомагнезит	34	Оксид алюминия	132
Кальцит	67	Стекло	75
Оксид кальция	65	Стекло молибденовое	72

При росте пористости теплопроводность уменьшается, что связано с появлением дополнительного термического сопротивления в материале. Для силикатных материалов эта зависимость близка к линейной (рис. 1.5).

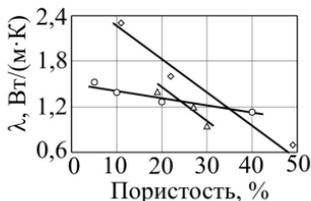


Рис. 1.5. Зависимость теплопроводности от пористости по данным работы [154]:

◇ – шамот; Δ – каолиновый кирпич; ○ – шихта мартеновской печи

Среди экспериментально-статистических моделей расчета коэффициента теплопроводности смеси веществ можно выделить две группы, в которых факторами является содержание компонентов в смеси [11, 14] или коэффициент теплопроводности основного материала и количество примесей [15]. Методики расчета теплофизических свойств стекла, являющегося силикатным материалом и близкого по составу к цементному клинкеру, представлены в табл. 1.5. При расчете теплопроводности в зависимости от состава для стекол используются аддитивные формулы, но с использованием не свойств компонентов, а экспериментально определенных коэффициентов.

Таблица 1.5

Расчетные методы определения теплофизических свойств [11, 16]

Свойство	Автор	Формула	Примечания
1	2	3	4
Теплофизические свойства	Винкельман и Шотт	$k = \sum k_i P_i$	k – свойство; P_i – содержание составляющей (весовое, объемное, молярное); k_i – коэффициент (не равный свойству составляющей в свободном состоянии)
>>	Аппен	$k = \frac{\sum k'_i \mu_i}{\sum \mu_i}$	μ_i – молярное содержание составляющей; k'_i – усредненные коэффициенты, близкие к свойствам составляющей в свободном состоянии
>>	Л. И. Демкина	$k = \frac{\sum k_i P_i / S_i}{\sum P_i / S_i}$	S_i – коэффициент, обычно соответствующий молекулярному весу составляющей
>>	Хаггинс	$k = \sum k_{0i} R_i m_i$	R_i – отношение числа атомов кислорода в оксиде к его молекулярному весу; m_i – весовая доля оксида; k_{0i} – свойство составляющей в свободном состоянии
>>	Жирар и Дибрюль	$k = \sum (a_i P_i + b_i P_i^{\sim})$	a_i, b_i – коэффициенты
Удельная теплоемкость	Винкельман	$c = \sum c_i m_i$	c – удельная теплоемкость; c_i – удельная теплоемкость составляющей в свободном состоянии;

1	2	3	4
>>	Шарп и Гингер	$c = \frac{\sum p_i(a_i t + b_i)}{0,00149 t + 1}$	t – температура; a_i, b_i – коэффициенты
>>	>>	$c = \frac{at^2 + 2bt + c_0}{(0,00149 t + 1)^2}$	a, b – коэффициенты; c_0 – удельная теплоемкость при нормальных условиях
Коэффициент теплопроводности	Русс	$\frac{1}{\lambda} = \sum \frac{v_i}{k_i}$	λ – коэффициент теплопроводности; v_i – объемное содержание составляющей
>>	Шарп	$\lambda = \frac{\sum S_i P_i}{\sum R_i P_i}$	S_i, R_i – коэффициенты

Из рассмотренного выше можно сделать вывод, что теплопроводность силикатных материалов в значительной степени зависит от их состава, температуры и пористости. Для материалов цементной технологии аналогичные зависимости в настоящее время не определены, а для цементного клинкера в качестве коэффициента теплопроводности используется константа 1,28 Вт/(м·К). Расчет теплофизических свойств строительных материалов основан на экспериментально-статистических методах, устанавливающих зависимость свойств от состава материала и температуры на основании данных экспериментальных исследований. Такой подход может быть применен и при исследовании теплопроводности материалов цементной технологии.

1.4. МЕТОДЫ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ИССЛЕДОВАНИЯ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ

Методы определения коэффициента теплопроводности веществ делятся на две группы – стационарные и нестационарные [12]. Стационарные методы основаны на исследовании неизменных во времени температурных полей. В настоящее время эти методы разработаны наиболее полно. Самыми распространенными среди них являются методы плоского и цилиндрического слоев, где через материал создается тепловой поток и по его величине, разности температур в двух точках и расстоянию между этими точками определяется коэффициент теплопроводности.

Метод плоского слоя используется для определения теплопроводности веществ в любом фазовом состоянии. Погрешность результатов могут вызвать места заделки спаев термопар и термические сопротивления в местах контактов поверхностей образца с поверхностями нагревателя и холодильника [12]. Метод цилиндрического слоя в настоящее время применяется для исследования теплопроводности теплоизоляционных материалов, имеющих вид твердых колец. Длина установок больше их диаметра примерно в 30 раз. Преимущество этого метода заключается в более высокой равномерности теплового потока, крайне малой доле тепла, идущего вне материала, что позволяет не использовать охранные нагреватели. Оба метода позволяют исследовать материал при температурах не выше 300°C.

Нестационарные методы [17, 18] основаны на исследовании температурных полей, меняющихся во времени. Они более сложны в реализации, основная трудность связана с приближением численного решения дифференциального уравнения нестационарного теплообмена к реальным условиям эксперимента. Однако нестационарные методы позволяют не только измерять теплопроводность вещества, но и получать информацию о его температуропроводности и теплоемкости. Кроме того, они позволяют получить значение коэффициента теплопроводности при значительно более высоких температурах, чем стационарные.

В основе нестационарных методов лежит решение обратной задачи теплопроводности, что производится с использованием теоремы Дюамеля, методов конечных разностей, конечных элементов и контрольных объемов [17]. При использовании теоремы Дюамеля, определяющей аналитическое решение уравнения, алгоритмы решения применимы только к линейным обратным задачам теплопроводности, в то время как остальные методы позволяют анализировать и нелинейные задачи [19–22].

По временной области методы классифицируются следующим образом.

1. Метод Штольца [23], в котором в расчетах используются данные, полученные только до текущего момента времени. Это позволяет получить точное соответствие вычисленных и измеренных температур, но метод чувствителен к погрешностям измерений.

2. «Последовательные» алгоритмы – используются данные до текущего момента и дополнительно несколько следующих шагов по времени или вся временная область эксперимента. Это существенно

уменьшает чувствительность к погрешностям измерений и уменьшает допустимый шаг по времени.

Для оценки качества методов решения обратных задач теплопроводности в работе [24] предложены критерии, основными из которых являются:

- воспроизводимость температур и тепловых потоков при высокой точности измерений;
- устойчивость при малых шагах по времени, что характеризует точность учета нестационарных граничных условий;
- отсутствие использования в алгоритмах временной точки начала действия теплового потока на поверхности;
- учет зависимости теплофизических свойств от температуры.

Таким образом, изучение теплопроводности гранулированного материала при высоких температурах наиболее перспективно осуществить методом, основанным на решении нестационарной обратной задачи теплопроводности; для заводских сыпучих материалов, которые можно отобрать в произвольных количествах, при температурах до 400°С наиболее применим стационарный метод цилиндрического слоя; для изучения зависимости теплопроводности от состава в связи с ограничениями по количеству материала, получаемому в лабораторных условиях, и необходимостью высокой точности измерений – метод плоского слоя.

2. МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ В МНОГОКОМПОНЕНТНЫХ МАТЕРИАЛАХ

2.1. ПРОЦЕСС ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ В МНОГОКОМПОНЕНТНЫХ МАТЕРИАЛАХ

Коэффициент теплопроводности зависит от температуры, состава и состояния материала. В высокотемпературных печах эти параметры материала значительно изменяются, поэтому при исследовании теплопроводности их необходимо обязательно учитывать. Но на практике в качестве коэффициента теплопроводности цементных сырьевых смесей и клинкера используют усредненные константы [25, 26] или методики расчета теплопроводности силикатных материалов (стекла, теплоизоляции и др.). Поэтому экспериментальное исследование теплопроводности материалов цементной технологии и разработка методов ее расчета в зависимости от состава и температуры представляют собой актуальную задачу.

В связи со сложностью описания процесса переноса в неоднородных средах все имеющиеся в настоящее время модели теплопроводности в твердых телах и их смесях построены на основании экспериментально-статистических зависимостей. В большинстве из них обобщенный коэффициент теплопроводности имеет аддитивный вид. Хотя согласно теоретическим работам теплопроводность смесей аддитивному закону не подчиняется [27–29], в известных методах расчета теплопроводности используется экспериментально-аналитический метод, в котором общий вид уравнения теплопроводности основывается на аддитивном принципе, а коэффициенты уравнения определяются экспериментальным путем. Так как к настоящему времени накоплен обширный материал по теплопроводности отдельных соединений, входящих в цементное сырье и клинкер, представляется целесообразным определять коэффициент теплопроводности многокомпонентных материалов на основании этих данных, не проводя непосредственно экспериментального исследования. Такой подход обладает универсальностью, достигаемой за счет невысокой точности результатов. Но в условиях цементной технологии он вполне оправдан, так как проведение комплексного экспериментального исследования материалов конкретного производства затруднено в связи с многообразием природного и техногенного сырья, видов цемента и условий его получения.

В работе для исследования теплопроводности материалов цементной технологии используется обобщенная модель теплопроводности, предложенная в работах [8, 30], этапы разработки которой представлены на рис. 2.1.

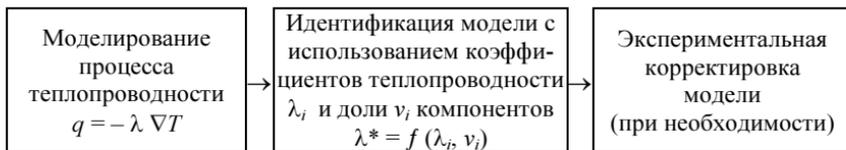


Рис. 2.1. Этапы разработки модели

Предлагаемая модель использует два способа расчета теплопроводности – экспериментально-статистический метод [14, 31] и введение в коэффициент теплопроводности поправок, учитывающих отклонение состава материала от исходных условий [15].

Так как процесс передачи теплоты внутри статических твердых тел происходит на микроуровне и связан с передачей кинетической энергии между молекулами, предполагается, что теплопроводность смеси твердых веществ зависит от теплопроводности компонентов. Предлагается использовать функциональные выражения, включающие коэффициенты теплопроводности компонентов. Функции при этом будут учитывать неравномерность теплового потока вследствие разного термического сопротивления составляющих и изменение их свойств в смеси. Предлагаемый подход позволяет учитывать состав цементных материалов и зависимость теплопроводности от температуры при имеющихся аналогичных зависимостях для компонентов.

Для обоснования предлагаемой модели рассмотрим однородный тепловой поток, идущий через два плоских слоя, характеризующихся коэффициентами теплопроводности λ_1 , λ_2 и толщиной l_1 и l_2 (рис. 2.2).

Согласно закону сохранения энергии, плотность тепловых потоков в слоях одинакова:

$$\frac{\lambda_1}{l_1} (t_0 - t_1) = \frac{\lambda_2}{l_2} (t_1 - t_2) = q. \quad (2.1)$$

Усредненный коэффициент теплопередачи λ^* двухслойной стенки имеет вид

$$\lambda^* = \frac{(l_1 + l_2) q}{t_0 - t_2} \quad (2.2)$$

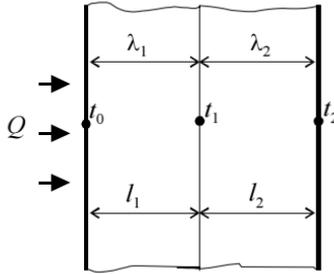


Рис. 2.2. Теплопроводность двухслойного материала

На основании уравнений (2.1) и (2.2), заменяя толщины на объем, имеем

$$\lambda^* = \left(\frac{v_1}{\lambda_1} + \frac{v_2}{\lambda_2} \right)^{-1}, \quad (2.3)$$

где v – объемная доля слоя в материале.

По аналогии усредненный коэффициент теплопроводности многослойного материала имеет вид

$$\lambda^* = \left(\sum \frac{v_i}{\lambda_i} \right)^{-1}, \quad (2.4)$$

или при использовании массовой доли компонента в смеси m_i и плотности компонентов ρ_i

$$\lambda^* = \left(\rho_0 \sum \frac{m_i}{\rho_i \lambda_i} \right)^{-1}, \quad (2.5)$$

где ρ_0 – теоретическая плотность материала, кг/м^3 .

Для обоснования возможности применения формулы (2.5) проведено исследование процесса теплопроводности в двухкомпонентном материале на основании численного решения дифференциального уравнения стационарной теплопроводности в двумерных координатах:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) = 0. \quad (2.6)$$

Уравнение дискретизировалось на двумерной сетке, количество узлов по осям x и y составляло N_x и N_y . На левой границе области задавались граничные условия первого рода — температура $T_{\text{ср}}$. На правой границе задавались граничные условия третьего рода, коэффи-

циент теплоотдачи α при этом определялся из критериального уравнения свободной конвекции в гравитационном поле [12]:

$$\text{Nu} = 0,8 (\text{Gr} \cdot \text{Pr})^{0,25} \left[1 + \left(\frac{1}{\sqrt{\text{Pr}}} \right)^2 \right] \quad (2.7)$$

и включал температуру среды T_{cp} . На верхней и нижней границах области задавалась изотермическая стенка, что выражается в равенстве нулю теплового потока в граничных условиях второго рода.

Для каждого узла сетки выделен прямоугольный элементарный объем и записано уравнение сохранения энергии для тепловых потоков через грани объема с заменой дифференциалов на приращение [32]. Тепловой баланс элементарных объемов для узлов, лежащих на границе области, учитывал передачу тепла через грани объема, совпадающие с границей, а также изменение размеров граничных элементарных объемов.

В результате получен дискретный аналог:

$$\left\{ \begin{array}{l} k_1(T_{x+1y} - T_{xy}) - k_2(T_{xy} - T_{x-1y}) + \\ + k_3(T_{xy+1} - T_{xy}) - k_4(T_{xy} - T_{xy-1}) \end{array} \right\} \left| \begin{array}{l} x = 2 \dots N_x, \quad y = 1 \dots N_y \end{array} \right\};$$

$$k'_1 = \frac{\lambda_{x+1y} + \lambda_{xy}}{2\Delta x^2}, k'_2 = \frac{\lambda_{x-1y} + \lambda_{xy}}{2\Delta x^2}, k'_3 = \frac{\lambda_{xy+1} + \lambda_{xy}}{2\Delta y^2}, k'_4 = \frac{\lambda_{xy-1} + \lambda_{xy}}{2\Delta y^2},$$

$$\Delta x = (N_x - 1)^{-1}; \quad \Delta y = (N_y - 1)^{-1};$$

$$\{k_1 = k'_1, k_2 = k'_2, k_3 = k'_3, k_4 = k'_4, d = 0 \mid x = 2 \dots N_x - 1, y = 2 \dots N_y - 1\};$$

$$\{k_1 = \frac{a_y}{\Delta x}, k_2 = k'_2, k_3 = \frac{k'_3}{2}, k_4 = \frac{k'_4}{2}, d = k_1 \cdot T_{\text{cp}} \mid x = N_x, y = 1 \dots N_y - 1\};$$

$$\{k_1 = \frac{k'_1}{2}, k_2 = \frac{k'_2}{2}, d = 0 \mid x = 2 \dots N_x - 1, y = 1, N_y\};$$

$$\{k_3 = k'_3, k_4 = 0 \mid x = 2 \dots N_x, y = 1\};$$

$$\{k_3 = 0, k_4 = k'_4 \mid x = 2 \dots N_x, y = N_y\};$$

$$\{T_{xy} = 0; \lambda_{xy} = 0 \mid x = N_{x+1}; y = 1 \dots N_y\};$$

$$\{T_{xy} = 0; \lambda_{xy} = 0 \mid x = 2 \dots N_x; y = 0, N_{y+1}\};$$

$$\{T_{xy} = T_{\text{cp}} \mid x = 1; y = 1 \dots N_y\};$$

$$\alpha_y = 0,8\lambda(T) \left(\frac{g \beta(T) (T_{N_x} - T_{\text{cp}})}{\nu(T) a(T)} \right)^{0,25} \left[1 + \left(1 + \sqrt{\frac{a(T)}{\nu(T)}} \right)^2 \right]; \quad t = \frac{T_{N_x y} + T_{\text{cp}}}{2}$$

где $\beta(T)$, $\nu(T)$, $a(T)$, $\lambda(T)$ – соответственно коэффициент температурного расширения, кинематическая вязкость, коэффициент температуропроводности и коэффициент теплопроводности воздуха при температуре T .

Для решения в каждом уравнении выделена температура T_{xy} как функция от температуры в четырех соседних узлах. Система уравнений решалась методом Гаусса–Зейделя с применением верхней релаксации для ускорения сходимости.

Содержание компонентов задавалось матрицей коэффициентов теплопроводности. Алгоритм и программа предусматривали возможность инициализации этой матрицы для следующих включений второго компонента:

- 1) включения нет;
- 2) равномерные включения в виде горизонтальных полос;
- 3) равномерные включения в виде вертикальных полос;
- 4) шахматное расположение;
- 5) квадратные включения второго компонента;
- 6) круглые включения второго компонента.

Для вариантов 2–6 задавались размеры включений, а для вариантов 5, 6 – концентрация второго компонента.

Результаты расчета включали (рис. 2.3):

- графическое изображение расположения компонент и линий изотерм, полученных при моделировании;
- заданные коэффициенты теплопроводности первого и второго материала (обозначенные на рис. 2.3 как $L1$ и $L2$);
- объемное содержание первого v_1 и второго v_2 компонентов (обозначенные $V1$ и $V2$);
- полученный усредненный коэффициент теплопроводности двухкомпонентного материала λ^* (обозначенный $\langle L \rangle$).

Моделирование показало, что значение коэффициента теплопроводности двухкомпонентного материала определяется направлением теплового потока, изменяющегося в зависимости от неравномерности распределения компонентов по осям x и y . Максимальная теплопроводность наблюдается при включении второго компонента в виде горизонтальных полос, минимальная — при его включении в виде вертикальных полос (рис. 2.3).

При равномерном распределении компонентов по осям x и y вид и размер включений второго компонента на усредненный коэффициент теплопроводности λ^* влияния не оказывают.

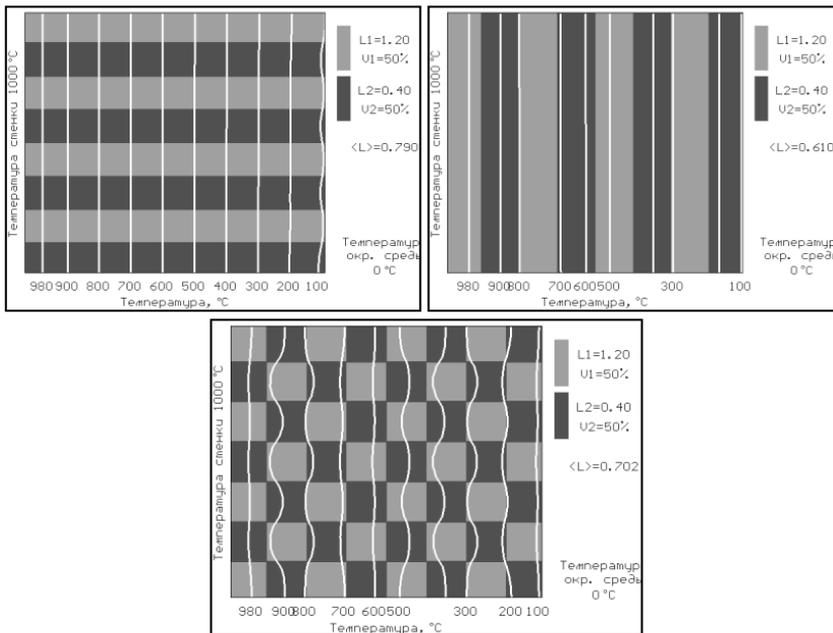


Рис. 2.3. Температурное поле двухкомпонентного материала

Так, на рис. 2.4 представлены зависимости λ^* от содержания второго компонента для круглых включений диаметром 3 и 10 мм и

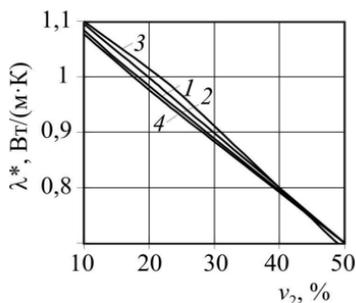


Рис. 2.4. Зависимость усредненного коэффициента теплопроводности λ^* от содержания второго компонента v_2 :

1, 2 – круглые включения диаметром 3 и 10 мм; 3, 4 – квадратные включения размером 3 и 10 мм

квадратных включений размером 3 и 10 мм (линии 1, 2, 3, 4 соответственно) при коэффициенте теплопроводности первого компонента $\lambda_1 = 1,2 \text{ Вт}/(\text{м}\cdot\text{К})$.

В материалах цементной технологии компоненты в смеси или системе распределены равномерно. Поэтому можно сделать вывод, что усредненный коэффициент теплопроводности для них зависит только от теплопроводности и концентрации компонентов, что подтверждается результатами моделирования, приведенными на рис. 2.5.

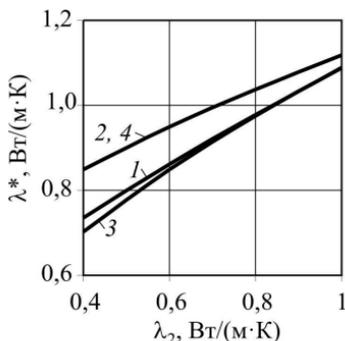


Рис. 2.5. Зависимость усредненного коэффициента теплопроводности от теплопроводности второго компонента:

1, 2 – круглые включения диаметром 3 и 10 мм;
3, 4 – квадратные включения размером 3 и 10 мм

На основании исследования модели предлагается усредненный коэффициент теплопроводности двухкомпонентного материала представить в следующем виде:

$$\lambda^* = 100 \left(\frac{v_1}{k_1} + \frac{v_2}{k_2} \right)^{-1}, \quad (2.8)$$

где k_1, k_2 – коэффициенты.

Если принять в качестве коэффициента k_1 теплопроводность первого компонента, то коэффициент k_2 будет равен:

$$k_2 = v_2 \left(\frac{100}{\lambda^*} + \frac{v_1}{k_1} \right)^{-1}. \quad (2.9)$$

Между коэффициентами k_2 и λ_2 выявлена связь, близкая к линейной, которая представлена на рис. 2.6.

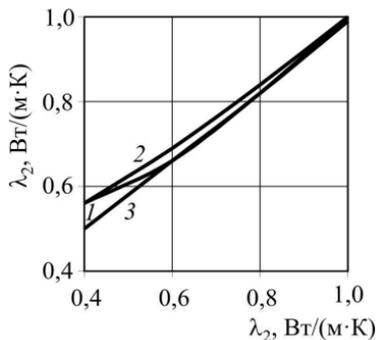


Рис. 2.6. Зависимость между коэффициентами в модели теплопроводности:

- 1 – прямоугольные включения второго компонента с концентрацией 50%;
 2 – то же, с концентрацией 36%; 3 – шахматное расположение

На основании результатов моделирования можно сделать вывод, что выражение (2.8) применимо к многокомпонентным смесям и материалам при соблюдении условий:

- 1) материал разделяется на фазы, состоящие из отдельных компонентов;
- 2) распределение фаз в материале равномерно;
- 3) граница разделения фаз не имеет термического сопротивления;
- 4) размеры фаз находятся на макроуровне.

Для цементных сырьевых смесей и клинкера перечисленные условия соблюдаются. Смеси состоят из природных материалов, представляющих минералы или химические соединения, технологическая схема приготовления смеси обеспечивает получение частиц материала порядка 0,001...0,020 мм и высокую степень усреднения, термическое сопротивление на границах разделения частиц может возникать только при наличии пор, что учитывается отдельно. Клинкер также разделяется на ряд отдельных фаз.

Погрешность при использовании аддитивной формулы вызывается изменением направления градиента теплового потока, что может быть учтено вводимыми поправками.

Таким образом модель процесса теплопроводности в многокомпонентном материале можно представить в виде:

$$\lambda^* = \left(\rho_0 \sum \frac{m_i}{\rho_i \cdot f_i(\lambda_{ci})} \right)^{-1}, \quad (2.10)$$

где $f_i(\lambda_i)$ – функция от коэффициента теплопроводности i -го компонента, характеризующая изменение свойств компонентов на элементарном уровне и неравномерность теплового потока внутри материала.

Для учета состояния, в котором компоненты находятся в смеси, выражение (2.10) может быть представлено в виде

$$\lambda^* = (\sum k_i m_i) \left(\sum \frac{m_i}{f_i(\lambda_i)} \right)^{-1}, \quad (2.11)$$

где k_i – коэффициенты, учитывающие плотность и размеры частиц компонентов, то есть технологию приготовления сырьевой смеси (или условия получения системы).

В заключение необходимо отметить, что в диапазоне температур 0...400°C погрешность поверочного прибора для измерения теплопроводности согласно стандарту [33] составляет 5%; а промышленных приборов – 10%. Измерения при более высоких температурах дают погрешность 10...25%. Приведенная точность измерений определяет точность оценки коэффициента теплопроводности в 10...25%. Так, предложенный в работе [10] метод расчета теплопроводности цементного камня имеет среднюю погрешность от 8,5 до 16...26%.

2.2. ОЦЕНКА КОЭФФИЦИЕНТОВ МОДЕЛИ ДЛЯ ОГНЕУПОРНЫХ МАТЕРИАЛОВ

В разделе на основании предложенной модели процесса теплопроводности производится расчет теплопроводности огнеупорных материалов, близких по составу и технологии получения к клинкеру и клинкерной обмазке (табл. 2.1).

Для расчета коэффициентов теплопроводности компонентов огнеупорных материалов использовались экспериментальные данные для чистых спеченных окислов в диапазоне температур, характерных для эксплуатации огнеупоров.

По табличным данным получены уравнения зависимости теплопроводности компонентов от температуры (табл. 2.2). Для расчета теплопроводности стекловидной фазы выбран метод Винкельмана–Шотта [11, 16], погрешность которого менее 2%.

В уравнении (2.11) коэффициенты k_i приняты равными 1, в качестве функций $f_i(\lambda_i)$ использован полином первой степени:

$$f_i(\lambda_i) = a_{i0} + a_{i1} \cdot \lambda_i. \quad (2.12)$$

Данные для расчета теплопроводности

Материал	Динас	Магнезит завода «Магнезит»	Магнезит завода УПЮО	Магнезит	Муллит	Формгерит	Шамот
	1	2	3	4	5	6	7
Источник дан-ных	[178]	[178]	[178]	[179]	[180]	[180]	[180]
Пористость, %	52,7	25,3	4,9	17,8	0	0	59,3
Химический со-став, мас. %							
SiO ₂	62,2	89,76	2,1	3,22	3,28	28,2	41
MgO	0,7	0,22	94,1	90,23	85,6	0	59
Al ₂ O ₃	31,2	2	1,8	2,24	4,99	71,	0
Fe ₂ O ₃	1,62	2,58	1,5	2,1	3,73	0	0
CaO	0,55	4,96	1,4	1,5	2,06	0	0

Таблица 2.2

Зависимость теплопроводности веществ от температуры

Веще-ство	Библиогра-фический источник	Зависимость $\lambda = f(t)$, Вт/(м·К)	Интервал темпера-тур, °С	Средняя погреш-ность, %
CaO	[27] [27]	$6,98 + 828/t$ 15,20	100...1000 <100	0,6 –
Al ₂ O ₃	[27] [27]	$\exp(3,69 - 3,14 \cdot 10^{-3} t + 1,23 \cdot 10^{-6} t^2)$ 30,3	100...1800 <100	1,2 –
SiO ₂	[27]	$0,35 + 0,0026 \cdot t$	0...1100	0,6
MgO	[27] [27]	$\exp(3,90 - 3,18 \cdot 10^{-3} t + 1,21 \cdot 10^{-6} t^2)$ 36,0	100...1600 <100	0,9 –
Fe ₂ O ₃	[11]	$0,796 - 7,1 \cdot 10^{-4} t$	100...800	2,3
H ₂ O(ж)	[12]	$\exp(4,01 - 4,35 \cdot 10^{-3} t + 2,28 \cdot 10^{-5} t^2)$ 68,0	0...100 <100	2,1 –
CaCO ₃	[9] [9]	$0,656 + 83,2/t$ 1,36	100...1000 <100	1,3 –
MgCO ₃	[9]	$2,74 - 0,002 t$	0...1000	0,7

Оценка коэффициентов a_{i0} и a_{i1} уравнения (2.12) производилась двумя способами. В первом варианте коэффициенты подбирались отдельно для каждого вещества; в этом случае для одинаковых компонен-

тов разных веществ они были различными. Во втором варианте коэффициенты для каждого компонента принимались одинаковыми для всех веществ. Среднее отклонение коэффициентов теплопроводности из литературных источников, от значений, рассчитанных по уравнению (2.12), дано в табл. 2.3, а коэффициенты уравнения (2.12) – в табл. 2.4. Так как в огнеупорах содержалось малое количество CaO, коэффициенты для этого оксида были уточнены по данным работы [6].

Таблица 2.3

Среднее относительное отклонение регрессионных уравнений, %

Номер материала (табл. 2.1)	1	2	3	4	5	6	7
С индивидуальными коэффициентами	7,2	6,6	17,2	0,8	2,6	1,0	7,9
С общими коэффициентами	22,2	18,5	27,8	3,0	25,5	25,0	53,5

Исходные данные и теплопроводность, рассчитанная по уравнению (2.12), показаны на рис. 2.7. Для сравнения там же приведена теплопроводность, рассчитанная по формуле (2.5).

Таблица 2.4

Оценка коэффициентов функции $f_i(\lambda_i)$

Номер материала (табл. 2.1)	Коэффициенты уравнения (2.12) для различных соединений									
	SiO ₂		MgO		Al ₂ O ₃		Fe ₂ O ₃		CaO	
	a_0	a_1	a_0	a_1	a_0	a_1	a_0	a_1	a_0	a_1
Индивидуальные коэффициенты										
1	0,963	0,304	0,000	1,000	0,000	1,000	0,051	1,007	0,000	1,000
2	0,164	0,011	0,635	0,454	0,000	0,984	0,840	0,376	-0,004	0,960
3	0,570	0,320	0,635	0,520	0,000	0,984	0,860	0,395	-0,004	0,924
4	0,234	0,126	0,830	0,230	-0,060	0,882	1,055	-0,544	-0,005	0,924
5	1,975	0,350	0,830	0,230	2,505	0,355	1,055	-0,544	-0,005	0,924
6	5,720	0,145	0,270	0,270	2,505	0,356	1,055	-0,544	-0,005	0,924
7	1,970	0,000	0,235	-0,542	0,875	-0,03	0,823	-1,134	-0,049	0,576
Общие коэффициенты										
–	0,54	0,44	1,27	0,46	1,62	0,90	0,08	0,16	0,00 (5,13)*	0,98 (-0,5)*

* Уточненные коэффициенты согласно работе [6].

Результаты аппроксимации (см. табл. 2.3, рис. 2.7) показывают, что формула (2.12) отражает качественную зависимость изменения коэффициента теплопроводности от температуры и обеспечивает получение результатов с допустимой степенью погрешности.

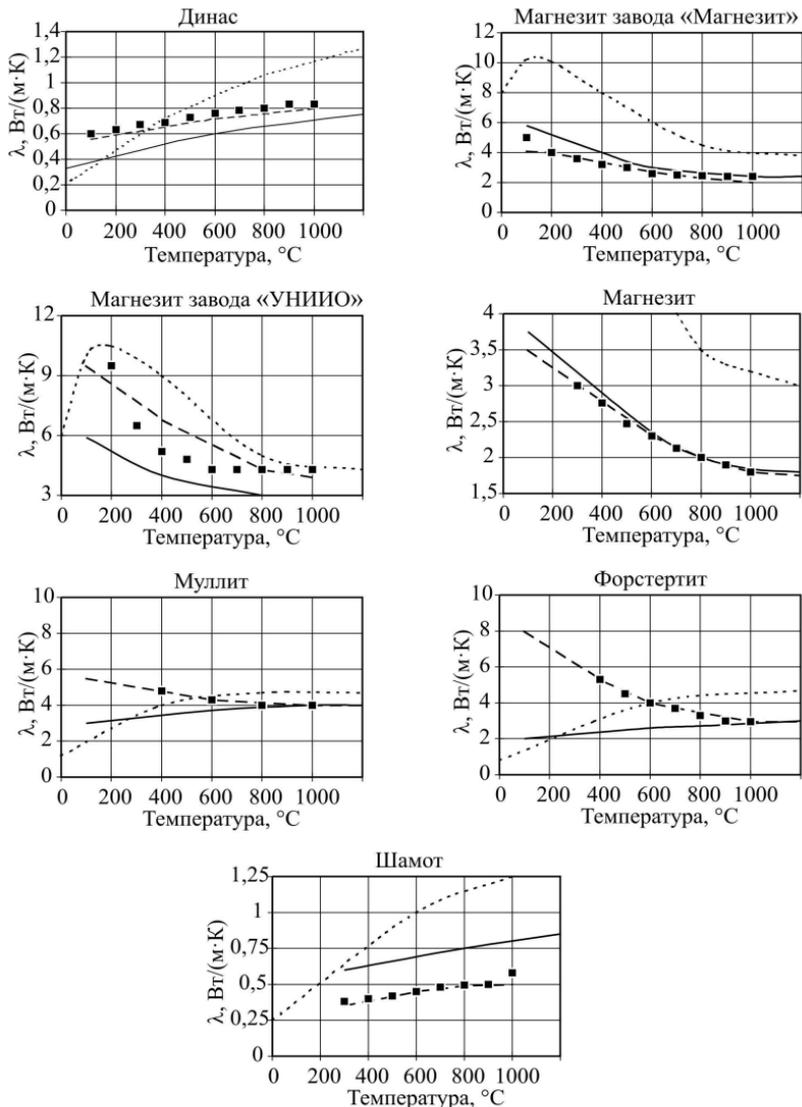


Рис. 2.7. Оценка коэффициентов теплопроводности

- – табличные данные; ····· – расчет по формуле (2.5);
- – расчет по формуле (2.12) с индивидуальными коэффициентами;
- – расчет по формуле (2.12) с общими коэффициентами

Полученные коэффициенты уравнения 2.12 представленные в табл. 2.5, могут быть использованы при расчете коэффициента теплопроводности огнеупоров.

Таблица 2.5

Коэффициенты функции $f_i(\lambda_i)$

Коэффициенты	Соединение				
	SiO ₂	MgO	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO
a_0	0,54	1,27	1,62	0,08	3,02
a_1	0,44	0,46	0,90	0,16	-0,10

С определенной степенью погрешности коэффициенты могут быть применены для расчета коэффициента теплопроводности цементных сырьевых смесей на различных стадиях термообработки и клинкера с условием представления минералов и других соединений, отсутствующих в табл. 2.5, как смеси оксидов. Это позволит учесть в расчете состав и температуру материалов.

2.3. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ И ОЦЕНКА КОЭФФИЦИЕНТОВ МОДЕЛИ ДЛЯ ЦЕМЕНТНЫХ СЫРЬЕВЫХ СМЕСЕЙ *

В разделе предложенная модель процесса теплопроводности применяется для обобщения экспериментальных данных, полученных при исследовании теплопроводности сырьевых компонентов и цементных сырьевых смесей. Для исследования зависимости теплопроводности сырьевых смесей разного состава применялись сырьевые материалы ОАО «Осколцемент»: мел, глина, огарки и их различные соотношения в пропорциях, характерных для технологии цемента (табл. 2.6).

Исследуемые сырьевые компоненты и смеси сначала были разведены в воде и усреднены, затем высушены, измельчены и пропущены через сито для обеспечения однородного фракционного состава. Для исследования использовалась специально созданная установка измерения теплопроводности методом стационарного теплового потока в плоском слое [34]. Исследуемый сыпучий материал засыпался в установку и трамбовался. Поэтому характеристики слоя для всех материалов были одинаковы и пористость в результатах не учитывалась.

*Работа выполнена совместно с инженером Ю. К. Хутяевым.

Химический состав сырьевых материалов

№	Материал	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	Прочие	ППП
1	Мел	2,69	0,33	0,22	53,65	0,96	42,15
2	Глина	66,04	14,37	5,83	1,17	10,69	6,7
3	Огарки	18,74	2,98	72,79	1,72	1,47	2,30
4	Мел, глина (70:30%)	21,70	4,54	1,90	37,91	3,88	31,52
5	Мел, глина (50:50%)	34,37	7,35	3,03	27,41	5,83	24,43
6	Мел, глина, огарки (63:27:10%)	21,4	4,38	8,99	34,29	2,34	28,6
7	Мел, глина, огарки (66,5:28,5:5%)	21,55	4,46	5,45	36,10	3,76	30,05

Для каждого материала проводилось не менее двух опытов до обеспечения повторяемости результатов. В каждом опыте теплопроводность определялась при трех–пяти разных значениях мощности нагревателя, что соответствовало средней температуре слоя 200...500° С.

В результате проведенных экспериментов для каждого исследуемого материала была определена зависимость коэффициента теплопроводности от температуры. На рис. 2.8 для смеси мел, глина, огарки (66,5:28,5:5%) приведена зависимость коэффициента теплопроводности от температуры.



Рис. 2.8. Коэффициент теплопроводности смеси мел, глина, огарки (66,5:28,5:5%):

□ – опыт № 1; ◇ – опыт № 2; △ – опыт № 3

Такая же линейная зависимость характерная и для всех остальных материалов, поэтому для усреднения выбрано линейное регрессионное уравнение $\lambda = a + bt$, коэффициент a которого можно с приближением, определяемым экстраполяцией, считать теплопроводностью материала при нулевой температуре, а коэффициент b – интенсивностью изменения теплопроводности при изменении температуры. Коэффициенты регрессионного уравнения оценивались по экспериментальным данным методом наименьших квадратов. Результаты экспериментальных исследований представлены в табл. 2.7 и на рис. 2.9, средняя погрешность полученных уравнений составляла от 4 до 20%.

Таблица 2.7

Зависимость коэффициента теплопроводности сырьевых материалов от средней температуры

№	Материал	Средняя зависимость $\lambda=f(t)$	Температурный интервал
Сырьевые компоненты			
1	Мел	$1,590 - 0,00283t$	130...350
2	Глина	$0,286 + 0,00182t$	170...410
3	Огарки	$0,074 + 0,00373t$	210...290
Сырьевые смеси			
4	Мел, глина (85:15%)	$0,052 + 0,00098t$	210...330
5	Мел, глина (70:30%)	$0,085 + 0,00123t$	200...340
6	Мел, глина (50:50%)	$0,012 + 0,00214t$	230...380
7	Мел, глина, огарки (63:27:10%)	$0,368 + 0,00205t$	210...360
8	Мел, глина, огарки (28,5:66,5:5%)	$0,250 + 0,00300t$	150...300

Для расчета коэффициента теплопроводности смеси использовалось уравнение (2.11)

$$\lambda^* = \frac{\sum k_j x_j}{\sum_{k_{0i} + k_{1i} \lambda_i} \frac{x_j}{k_{0i} + k_{1i} \lambda_i}} = \frac{\sum k_j x_j}{\sum \frac{x_j}{k_{0i} + k_{1i} (a_i + b_i t)}} \quad (2.13)$$

где λ^* – коэффициент теплопроводности смеси; x_i – массовая доля i -го компонента в материале; λ_i – коэффициент теплопроводности i -го компонента при температуре t , Вт/(м·К); k_i – коэффициент, учитывающий форму нахождения компонента в смеси; k_{0i} , k_{1i} – коэффициенты обобщенного уравнения проводимости для i -го компонента; a_i , b_i

– коэффициенты регрессионного уравнения теплопроводности i -го компонента (см. табл. 2.7); t – температура, °С.

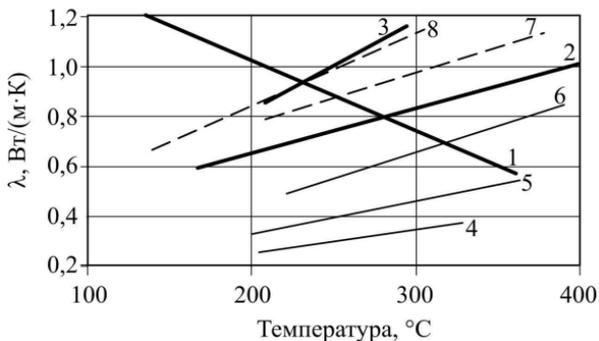


Рис. 2.9. Усредненный коэффициент теплопроводности сырьевых компонентов и смесей (номера материалов согласно табл. 2.7)

Коэффициенты уравнения (2.13) для сырьевых смесей оценивались на основании экспериментальных данных с использованием коэффициентов теплопроводности сырьевых компонентов. Сравнение экспериментальных и расчетных данных для исследованных смесей представлены в табл. 2.8, а полученные коэффициенты – в табл. 2.9.

Как видно из рис. 2.9, для всех сырьевых компонентов и смесей, кроме мела, наблюдается повышение теплопроводности при увеличении температуры с близкой интенсивностью. Теплопроводность смесей из мела и глины ниже, чем теплопроводность отдельных компонентов, и растет при повышении содержания глины. С вводом в смесь огарков теплопроводность возрастает.

При сравнении экспериментальных значений с результатами расчета коэффициента теплопроводности по уравнению (2.13), в котором использовались коэффициенты табл. 2.9, получена погрешность менее 2,3%. Из этого можно сделать вывод, что предложенное уравнение теплопроводности смесей (2.13) описывает свойства сырьевых смесей, характерных для цементной технологии.

С учетом коэффициентов, полученных экспериментальным путем и представленных в табл. 2.9, предложенное уравнение может применяться для оценки теплопроводности цементных сырьевых смесей.

Таблица 2.8

Теплопроводность сырьевых смесей

Компо- нент	Массовые доли компонентов x_i								
	Мел	1	0	0	0,85	0,7	0,5	0,665	0,63
Глина	0	1	0	0,15	0,3	0,5	0,285	0,27	
Огарки	0	0	1	0	0	0	0,05	0,1	
$t, ^\circ\text{C}$	Экспериментальные значения коэффициента теплопроводности компонентов и сырьевых смесей, рассчитанные по табл. 2.7								
	200	1,02	0,65	0,82	0,25	0,33	0,44	0,78	0,85
	220	0,97	0,69	0,89	0,27	0,36	0,48	0,82	0,91
	240	0,91	0,72	0,97	0,29	0,38	0,53	0,86	0,97
	260	0,85	0,76	1,04	0,31	0,40	0,57	0,90	1,03
	280	0,80	0,80	1,12	0,33	0,43	0,61	0,94	1,09
	300	0,74	0,83	1,19	0,35	0,45	0,65	0,98	1,15
$t, ^\circ\text{C}$	Коэффициенты теплопроводности сырьевых смесей, рассчитанные по уравнению (2.13)								
	200	–	–	–	0,25	0,33	0,45	0,76	0,86
	220	–	–	–	0,27	0,35	0,49	0,81	0,91
	240	–	–	–	0,29	0,38	0,53	0,86	0,97
	260	–	–	–	0,30	0,41	0,57	0,91	1,02
	280	–	–	–	0,32	0,43	0,61	0,96	1,07
	300	–	–	–	0,34	0,46	0,66	1,01	1,12

Таблица 2.9

Коэффициенты уравнения для цементных сырьевых смесей

Компонент	Коэффициенты		
	k_i	k_{0i}	k_{1i}
Мел	0,143	2,800	–1,504
Глина	0,438	–3,070	7,779
Огарки	24,070	0,016	0,031

2.4. ВЛИЯНИЕ НА ТЕПЛОПРОВОДНОСТЬ ВЛАЖНОСТИ И ПОРИСТОСТИ

Пористость p , определяемая в объемных процентах, может быть выражена через теоретическую плотность материала ρ_T (определенную для чистого однофазного идеально плотного материала) и действительную плотность ρ :

$$p = \frac{\rho_T - \rho}{\rho_T} 100\%. \quad (2.14)$$

Теоретическая плотность смеси определяется из теоретических плотностей ее составляющих с учетом температурного расширения α , для расчета которого согласно табличным данным работы [13] получены уравнения, представленные в табл. 2.10.

Влияние пор на теплопроводность не поддается теоретическому описанию, так как совокупность трех видов теплообмена невозможно строго описать для хаотического расположения пор, а методы усреднения не дают необходимой степени точности [30].

Таблица 2.10

Данные для расчета пористости сырьевых материалов

Вещество	Теоретическая плотность при 20°C, кг/м ³ [158]	Коэффициент температурного расширения		
		Линейная регрессия $\alpha = f(t) \cdot 10^{-6}, K^{-1}$	Интервал температур, °C	Средняя погрешность, %
Al ₂ O ₃	3970	$5,40 + 2,80 \cdot 10^{-3} t$	0...1500	0,6
Fe ₂ O ₃	5240	$11,7 + 3,50 \cdot 10^{-3} t$	0...1500	0,9
CaO	3320	$12,19 + 1,09 \cdot 10^{-3} t$	0...2100	1,1
SiO ₂	2650	0,5	0...1250	–
MgO	3580	$0,06 + 2,33 \cdot 10^{-3} t$	0...900	0,8
CaCO ₃	2700	$8,60 + 7,70 \cdot 10^{-3} t$	100...1000	0,9

На основании литературных данных работ [13, 27] для пятнадцати веществ при различных температурах (что дало 146 точек) была изучена зависимость между пористостью и отношением коэффициента теплопроводности пористого материала λ_n к коэффициенту теплопроводности идеально плотного материала λ_0 (табл. 2.11).

Зависимость теплопроводности веществ от их пористости

Вещество	Данные	Интервал температур, °С	Количество точек	Пористость p , %	$\frac{\lambda_{п}}{\lambda_0}$, %	Среднее отклонение от линейной регрессии, %
CaO	[13]	100...1000	6	8,75	91,3	0,39
Кварц	[13]	100...1200	7	5...6	69,1	–
MgO	[13]	100...1600	9	2,8...8	95,7	–
NiO	[13]	100...1000	6	25,7	73,5	1,18
Th ₂ O	[13]	400...100	6	16,75	83,2	0,10
UO ₂	[13]	400...1000	5	26,7	74,7	1,76
Al ₂ O ₃	[27]	100...1160	8	4,5...7,3	95,6	–
CaO	[27]	100...1000	9	8,75	91,4	0,50
Mg ₂ SiO ₄	[27]	100...1200	6	31,1	68,9	0,27
MgO	[27]	100...1600	7	7,8...8,1	95,5	–
Al ₆ Si ₂ O ₁₂	[27]	100...1200	9	11,4	88,4	0,06
NiO	[27]	100...1000	7	25,7	73,5	1,18
MgAl ₂ O ₄	[27]	100...1200	6	7,65	91,1	1,01
BeO	[27]	100...1600	7	4,67...9,95	95,3	–
UO ₂	[27]	200...1000	9	26,7	74,6	1,63
TiO ₂	[27]	100...1200	5	3,5	96,2	0,13
ThO ₂	[27]	100...1200	7	16,5	83,2	5,09
ZrSiO ₄	[27]	200...1400	7	18,6	80,8	0,63
ZnO	[27]	400...800	7	34,0	65,9	0,53
ZrO ₂	[27]	100...1400	3	12,3...14,4	85,9	–
Al ₆ Si ₂ O ₁₂	[27]	200...1400	8	29,8	70,1	0,36

Экспериментальные данные работ [27] и [13] не совпали по части значений коэффициента теплопроводности для одинаковых веществ, что показывает их независимость.

В результате анализа (рис. 2.10) установлена линейная зависимость, отклонение от которой для всех веществ, кроме кварца, сопоставимо с погрешностью исходных данных. Выпадение данных по кварцу можно объяснить анизотропностью его кристалла, что для материалов цементной технологии, как показано выше, не характерно.

Таким образом, зависимость теплопроводности от пористости для веществ и температур, характерных для цементной технологии, при значениях пористости не превышающей 30 ... 40%, имеет вид:

$$\lambda_{п} = (0,995 - 0,00978p)\lambda_0, \quad (2.15)$$

или

$$\lambda_{п} \approx \frac{100-p}{100} \lambda_0. \quad (2.16)$$

При увлажнении материала в нем происходит интенсификация теплопереноса [10, 28, 35]. В работе [35] предложена модель теплопроводности капиллярно-пористого тела, которая может быть применена для расчета теплопроводности во влажных сырьевых смесях.

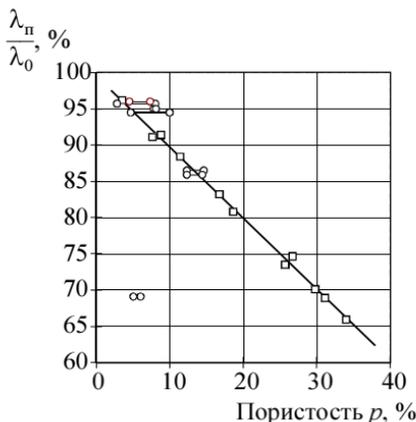


Рис. 2.10. Зависимость отношения теплопроводности пористого материала к теплопроводности идеального плотного материала от величины пористости

Исследование теплопроводности материалов при различной влажности согласно этой модели и данным работ [10, 27, 36] показало, что зависимость описывается многочленом второй степени, при этом коэффициент теплопроводности влажного материала $\lambda_{вл}$, Вт/(м·К), выражается через коэффициенты теплопроводности сухого материала λ_0 , влаги λ_W и влажности W , мас. %:

$$\lambda_{вл} = \lambda_0 + 0,0267 \cdot W + (\lambda_W - \lambda_0 - 2,67) (0,01 W)^2. \quad (2.17)$$

Необходимо также отметить взаимосвязь влажности и пористости p , что позволит частично учесть улучшение тепловых контактов в пористом теле. В первом приближении можно принять, что при $W_0 < p$, где W_0 – объемная влажность, влага заполняет часть пор материала, при достижении $W_0 = p$ все поры заполнены и пористость материала

становится равной нулю. Более точную зависимость необходимо устанавливать на основании структуры материала, в частности отношения объемов микро- и макропор и степени заполнения влагой микропор.

2.5. МЕТОД РАСЧЕТА КОЭФФИЦИЕНТА ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ ЦЕМЕНТНЫХ СЫРЬЕВЫХ СМЕСЕЙ И КЛИНКЕРА

На основании рассмотренных положений предлагается метод расчета коэффициента теплопроводности цементных сырьевых смесей.

1. Определяется массовый состав сырьевой смеси, выраженной в следующих статьях: MgO , CaO , $CaCO_3$, $MgCO_3$, SiO_2 , Al_2O_3 , Fe_2O_3 , влажность W .

2. Рассчитываются объемные доли компонентов v_i и плотности смеси – идеальная ρ_T (для плотного материала) и действительная ρ . Эти величины взаимосвязаны и определяются в результате итерационного расчета согласно алгоритму:

а) задается пористость сухой смеси p или действительная плотность смеси ρ , неизвестная величина при этом будет рассчитана по заданной. Пористость для участка до зоны спекания принимается исходя из свойств и состава компонентов сырьевой смеси, в зоне спекания принимаются опытные данные [37, 38];

б) задается начальное приближение величины ρ_T ;

в) если задана реальная плотность ρ , пористость p рассчитывается по формуле:

$$p = \rho_0 / \rho \cdot 100\%. \quad (2.18)$$

Если известна пористость сухой смеси p_0 , то пористость p с учетом заполнения пор влагой рассчитывается следующим образом, в об. %:

$$p = \begin{cases} p_0, & \text{при } W_0 = 0; \\ p_0 - W_0, & \text{при } W_0 < p_0; \\ 0, & \text{при } W_0 \geq p_0, \end{cases} \quad (2.19)$$

где W_0 – общая (физическая и гидратная) влажность сырьевой смеси, об. %;

г) рассчитывается объемный состав компонентов:

$$v_i = m_i \cdot \rho_0 / \rho_i, \quad (2.20)$$

где m_i – массовое процентное содержание соединения в смеси; ρ_i – плотность соединения при данной температуре;

д) определяется идеальная плотность:

$$\rho_0 = \sum \rho_i \cdot v_i; \quad (2.21)$$

е) значение ρ_t сравнивается с ранее принятым, расчет заканчивается при достижении заданной точности или повторяется с пункта б).

3. По данным табл. 2.2 рассчитываются коэффициенты теплопроводности веществ, составляющих смесь при данной температуре.

4. Оценивается количество стекловидной массы в смеси $v_{ст}$, об. %, на основе формулы Ли и Паркера:

а) при $t < 1340^\circ\text{C}$ стекловидной массы в материале нет;

б) при $t = 1340 \dots 1400^\circ\text{C}$ ее объемное содержание при допуске на линейный характер зависимости от температуры имеет вид

$$v_{ст} = \left[1 - \left(23,3 - \frac{t}{60} \right) \right] \frac{6,1 \text{ Fe}_2\text{O}_3 \rho_t^{\text{Fe}_2\text{O}_3} + \text{Al}_2\text{O}_3 \rho_t^{\text{Al}_2\text{O}_3}}{\sum \rho_i v_i}; \quad (2.22)$$

в) при $t > 1400^\circ\text{C}$:

$$v_{ст} = \frac{6,1 \cdot \text{Fe}_2\text{O}_3 \rho_t^{\text{Fe}_2\text{O}_3} + \text{Al}_2\text{O}_3 \rho_t^{\text{Al}_2\text{O}_3}}{\sum \rho_i v_i}; \quad (2.23)$$

где Fe_2O_3 , Al_2O_3 – объемное содержание оксидов в смеси; $\rho_t^{\text{Fe}_2\text{O}_3}$, $\rho_t^{\text{Al}_2\text{O}_3}$ – плотность оксидов железа и алюминия; v_i , ρ_i – объемные доли и плотности компонентов материала.

При наличии стекловидной массы рассчитывается ее коэффициент теплопроводности согласно работе [16], также производится пересчет на новый состав с вычетом оксидов, связанных в стекловидной массе. Далее последняя рассматривается как одна из составляющих смеси.

5. Согласно выражениям (2.10), (2.11), (2.12) и табл. 2.5 рассчитывается коэффициент теплопроводности сухой плотной смеси.

6. По формуле 2.1 и методике работы [35] учитывается влажность и пористость.

При расчете теплопроводности клинкера необходимо учитывать, что основная масса клинкера составляет спекшийся обожженный материал. Для него можно принять приведенную выше методику с расчетом количества стекловидной массы по формуле (2.23) вне зависимости от температуры.

В общем виде алгоритм расчета представлен на рис. 2.11.

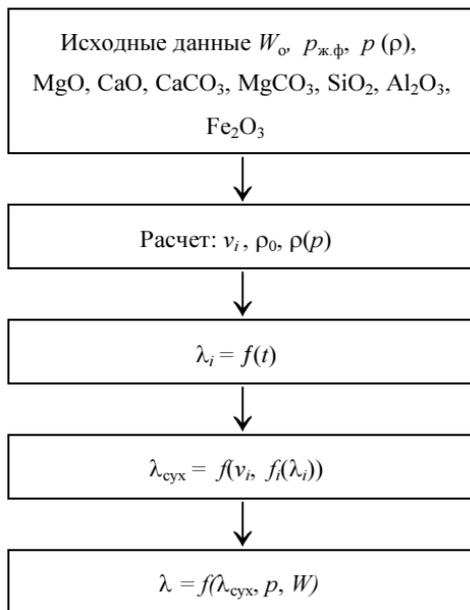


Рис. 2.11. Алгоритм расчета коэффициента теплопроводности цементных сырьевых смесей

2.6. ИЗМЕНЕНИЕ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ МАТЕРИАЛА ПРИ ЕГО ТЕРМООБРАБОТКЕ В ПЕЧИ

Теплофизические свойства цементных сырьевых смесей непрерывно изменяются в процессе их обжига, что вызвано изменением температуры и химическими превращениями. Но в настоящее время для теплофизических свойств сырья и клинкера используются константы, не зависящие от их состава, а для теплопроводности — и от температуры [5, 39].

В разделе приводятся результаты расчета коэффициента теплопроводности цементных сырьевых смесей в процессе их тепловой обработки с использованием предложенной в предыдущем разделе методики.

Расчет теплопроводности проводился для смесей различного состава, соответствующих вершинам области существования портландцементного клинкера (табл. 2.12). Содержание соединений определя-

лось по химическому составу в зависимости от температуры согласно кинетическим закономерностям химических реакций.

При расчете коэффициента теплопроводности λ использовалась модель процесса теплопроводности в многокомпонентном веществе, предложенная в предыдущем разделе. В зависимости от температуры по заданным составам получаемого клинкера определялся состав материала.

Таблица 2.12

Состав получаемого клинкера

Оксид	Номер											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
CaO	62	62	63	65,5	65,7	66,5	67	67	67	67	67	67
SiO ₂	21	24	20	20	22,4	24	20	21	23,1	24	24	24
Al ₂ O ₃	7	4	7	7	5,6	7	7	7	5,53	4	4	6,5
Fe ₂ O ₃	5	5	5	2,5	3,8	2,5	5	5	3,06	5	2,5	2,5
MgO	5	5	5	5	2,55	0	1	0	1,32	0	2,5	0

Принималось, что исходное сырье состоит из карбонатов CaCO₃ и MgCO₃, каолинита AS₂H₂, α -кварца SiO₂ и Fe₂O₃. В процессе нагрева материала рассматривались реакции дегидратации, декарбонизации и образования клинкерных минералов из оксидов.

Коэффициент теплопроводности λ , Вт/(м·К), в интервале температур 0...1500 °С представлен на рис. 2.12. На участке до зоны декарбонизации теплопроводность в основном определяется содержанием известкового компонента, резкое возрастание коэффициента теплопроводности на участке 700...1000 °С вызывается изменением состава материала при декарбонизации. До завершения процессов декарбонизации коэффициенты теплопроводности для разных смесей близки, в дальнейшем разброс возрастает до 0,4...0,5 Вт/(м·К). Значение λ зависит от содержания трех оксидов, оно растет при увеличении доли CaO и уменьшении доли Fe₂O₃ и MgO.

Проверка адекватности результатов расчета проводилась с использованием литературных данных. Принятый в теплотехнических расчетах λ клинкера, равный 1,28 Вт/(м·К) [5], совпадает со средним значением рассчитанного коэффициента теплопроводности клинкера.

Рассчитанные значения λ клинкерной обкладки находятся в пределах изменения значения, приведенного в работе [6] и равного 0,4...1,6 Вт/(м·К).

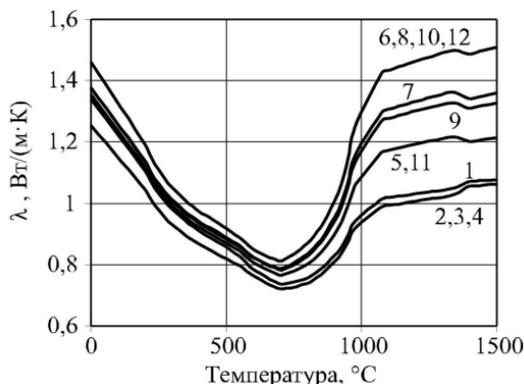


Рис. 2.12. Коэффициент теплопроводности сухого материала в процессе обжига (при пористости 0%)

Рассчитанный коэффициент теплопроводности клинкерной обкладки Спасского и Пикалевского заводов сравнивался с экспериментальными данными работы [6], при этом отклонения находились в пределах экспериментальных погрешностей (рис. 2.13).

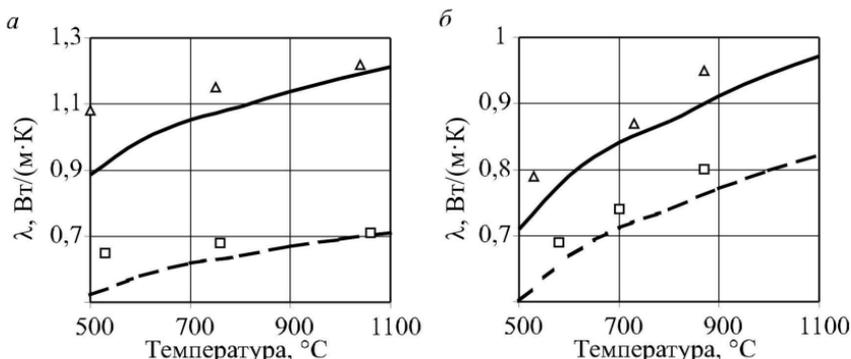


Рис. 2.13. Коэффициент теплопроводности клинкерной обкладки:

a – Спасский завод (— — 11 м, $\rho = 1970 \text{ кг/м}^3$; - - - 22 м, $\rho = 2800 \text{ кг/м}^3$);
б – Пикалевский завод (— — 6 м, $\rho = 2280 \text{ кг/м}^3$; - - - 10 м, $\rho = 2450 \text{ кг/м}^3$); \square, Δ - соответствующие экспериментальные значения

На основании проведенного моделирования можно сделать вывод, что коэффициент теплопроводности обжигаемого материала изменяется в пределах $0,7 \dots 1,5$ Вт/(м·К). Наибольшее различие свойств материала разного состава наблюдается при температурах свыше 700 °С и составляет до $20 \dots 25\%$. Установлено, что коэффициент теплопроводности материала зависит в основном от содержания оксидов CaO, Fe₂O₃, MgO.

2.7. МОДУЛЬНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ СВОЙСТВ

Согласно результатам ряда работ – моделирования охлаждения клинкера в колосниковом холодильнике, нагрева сырьевых частиц в потоке топочных газов, моделирования распределения температур по толщине обмазки и футеровки, – можно сделать вывод, что на точность расчетов интенсивного теплообмена значительное влияние оказывают методики расчета теплофизических свойств цементных материалов. Для обычного портландцементного клинкера имеются усредненные данные, но они не могут быть использованы при обжиге клинкера с применением техногенных продуктов и добавок в связи со значительным изменением состава сырья и клинкера. Выбор оптимального состава сырья и клинкера с точки зрения их теплофизических свойств в рамках технологических требований к клинкеру позволит добиться заметного повышения эффективности теплообменных процессов цементного производства. Поэтому представляется целесообразным разработать обобщенные характеристики для оценки теплофизических свойств материала в процессе обжига.

В процессе тепловой обработки сырьевой смеси меняется ее состав, поэтому при расчете свойств материала в процессе обжига он устанавливается в зависимости от заданной температуры. Согласно работам [5, 40], на стадии испарения физической влаги, гидратации, декарбонизации и клинкерообразования лимитирующими являются именно эти процессы, таким образом, расчет свойств материала необходимо производить для материалов с постоянным химическим составом:

- 1) влажной непрокаленной сырьевой смеси;
- 2) сухой непрокаленной сырьевой смеси;
- 3) дегидратированного сырья;
- 4) дегидратированного и декарбонизированного сырья;

5) обжигаемого материала, имеющего жидкую фазу;

б) клинкера, характеризующегося завершенностью реакций клинкерообразования и застывшей жидкой фазой.

В связи с тем, что испарение влаги и дегидратация происходят на широком температурном промежутке, интервал 0...500°C исключается из рассмотрения. Рассматриваемые в дальнейшем модификации представлены в табл. 2.13, при этом температурный интервал существования принят в соответствии с технологическими зонами [5], состав – согласно предположениям, изложенным в работе [39].

Таблица 2.13

Модификации цементных сырьевых смесей

№	Температурный интервал	Состав
3	500...700°C	CaCO ₃ , MgCO ₃ , SiO ₂ , Al ₂ O ₃ , Fe ₂ O ₃
4	900...1300°C	CaO, MgO, SiO ₂ , Al ₂ O ₃ , Fe ₂ O ₃
5	Свыше 1300°C	CaO, MgO, SiO ₂ , Al ₂ O ₃ , Fe ₂ O ₃ , жидкая фаза

Статистический анализ показал линейность зависимости коэффициента теплопроводности и теплоемкости от температуры для отдельных модификаций материала, так как коэффициенты линейных уравнений $\lambda = a + b \cdot t$, определенные для 12 составов (см табл. 2.12) каждой модификации, имеют сильную степень корреляции (квадрат выборочного коэффициента корреляции между коэффициентами a и b для модификаций 3, 4, 5 соответственно равен 0,725; 0,878; 0,666).

Таким образом, влияние температуры на характер зависимости коэффициента теплопроводности и теплоемкости от химического состава материала не оказывает существенного влияния и при разработке характеристик этот фактор может не учитываться.

Разработка характеристики цементных сырьевых материалов производилась на основании статистического моделирования с использованием полученных в предыдущем разделе зависимостей свойств от состава материала при различных температурах. Применение линейной модели для коэффициента теплопроводности не позволило получить адекватную модель, таким образом в качестве модели использовалась нелинейная зависимость, представляющая обобщенное выражение для модульных характеристик цементных сырьевых смесей и клинкера:

$$M = \frac{a^C \cdot \text{CaO} + a^S \cdot \text{SiO}_2 + a^A \cdot \text{Al}_2\text{O}_3 + a^F \cdot \text{Fe}_2\text{O}_3 + a^M \cdot \text{MgO}}{b^C \cdot \text{CaO} + b^S \cdot \text{SiO}_2 + b^A \cdot \text{Al}_2\text{O}_3 + b^F \cdot \text{Fe}_2\text{O}_3 + b^M \cdot \text{MgO}}, \quad (2.24)$$

где $a^C, a^S, a^A, a^F, a^M, b^C, b^S, b^A, b^F, b^M$ – коэффициенты; CaO, MgO, SiO₂, Al₂O₃, Fe₂O₃ – химический состав, мас. %.

Рассматривались четыре вида материалов:

- модификация 1 (сухое дегидратированное сырье) при температуре 600°C;
- модификация 2 (сухое прокаленное сырье) при температуре 1200°C;
- модификация 3 (прокаленное сырье с жидкой фазой) при температуре 1400°C;
- сырьевая смесь, модифицируемая в процессе обжига, температура 600...1400°C.

В качестве контролируемых факторов использовался химический состав материала согласно разработанному плану эксперимента (см. табл. 2.12). Имеющейся матрице значений свойства y_i была сопоставлена матрица значений y_i^r , полученная с помощью уравнения (2.24). Степень адекватности матриц характеризовали среднее квадратичное отклонение S и остаточная дисперсия s^2 . Коэффициенты уравнения находились путем минимизации s^2 , задача многомерной экстремальной оптимизации решалась методом Ньютона [41].

В связи с коррелированностью факторов и нелинейностью модели значимость коэффициентов оценивалась на основе метода поочередной оценки [5] и сравнения статистических моделей, полученных на одинаковых выборках [188]. Адекватность уравнения оценивалась по остаточной дисперсии $s_{\text{ост}}^2$ и критерию Фишера F , дисперсия воспроизводимости рассчитывалась по погрешности значений свойства y_i .

Погрешность при расчете коэффициента теплопроводности рассматривалась ранее и составила 20%. Погрешность расчета удельной теплоемкости определяется точностью коэффициентов уравнения $c_p = f(t)$, которые в таблицах термодинамических свойств приводятся с тремя значащими цифрами, таким образом, она равна 0,05...0,5%, при анализе задавалась погрешность 1%. Погрешность расчета коэффициента температуропроводности определяется погрешностью величин, по которым он рассчитывается, и составляет 15%. Адекватность оценивалась только для свойств сырьевой смеси, для модификаций 3, 4, 5 не оценивалась в связи с малой степенью свободы.

Результаты статистического анализа представлены в табл. 2.14 – 2.16. Полученные уравнения вида (2.24) с использованием коэффициентов из этих таблиц могут быть применены для расчета усредненных значений свойств материала на соответствующих этапах термообработки.

Таблица 2.14

Зависимость теплопроводности от состава материала

Статистические характеристики	Номер модификации			Сырьевая смесь
	1	2	3	
Значимые коэффициенты:				
числитель: a^C	1,000	1,000	1,000	1,000
знаменатель: b^C	1,196	0,822	0,689	0,866
b^F	-0,205	-0,243	-0,181	-0,251
b^M	1,386	3,424	3,450	3,311
Число точек плана n	12	12	12	108
Число степеней свободы f	8	8	8	104
Остаточная дисперсия s^2	$4,10 \cdot 10^{-5}$	$1,33 \cdot 10^{-4}$	$8,78 \cdot 10^{-4}$	$4,75 \cdot 10^{-2}$
Критерий Фишера F	–	–	–	1,076
Критерий Фишера критический $F^{кр}$	–	–	–	1,091

На основании регрессионных моделей зависимости свойств от состава для цементной сырьевой смеси в интервале температур 600...1400 °С возможно создание характеристик цементных сырьевых смесей – модуля теплопроводности M_λ и температуропроводности M_a . Теплоемкость для материала разного состава меняется незначительно, не более чем на 5%, поэтому в качестве характеристики она не рассматривалась.

Модуль теплопроводности

$$M_\lambda = \frac{\text{CaO}}{0,87 \cdot \text{CaO} - 0,25 \cdot \text{Fe}_2\text{O}_3 + 3,31 \cdot \text{MgO}} \quad (2.25)$$

характеризует скорость прохождения тепла внутри материала при его нагреве или охлаждении. Он влияет на скорость нагрева и охлаждения материала, влияние возрастает при увеличении размера гранул материала. Применительно к цементным сырьевым смесям может принимать значения в пределах 0,8...1,2.

Для интенсификации теплообмена модуль M_λ необходимо максимизировать.

Таблица 2.15

Зависимость удельной теплоемкости c от состава материала

Статистические характеристики	Номер модификации			Сырьевая смесь
	1	2	3	
Значимые коэффициенты:				
числитель: a^C	1,000	1,000	1,000	1,000
a^S	1,000	1,000	1,000	1,000
знаменатель: b^C	0,830	0,947	0,958	0,889
b^S	0,663	0,569	0,498	0,609
b^A	0,020	-0,172	-0,246	-0,104
Число точек плана n	12	12	12	84
Число степеней свободы f	7	7	7	79
Остаточная дисперсия s^2	$1,94 \cdot 10^{-05}$	$1,99 \cdot 10^{-06}$	$1,08 \cdot 10^{-05}$	$1,10 \cdot 10^{-03}$
Критерий Фишера F	–	–	–	1,077
Критерий Фишера критический $F^{кр}$	–	–	–	1,117

Таблица 2.16

Зависимость теплопроводности от состава материала

Статистические характеристики	Номер модификации			Сырьевая смесь
	1	2	3	
Значимые коэффициенты:				
числитель: a^C	1,000	1,000	1,000	1,000
a^A	0,000	0,000	0,000	0,290
a^M	-1,174	-3,348	-3,996	-3,193
знаменатель: b^C	0,369	0,283	0,254	0,308
b^F	-0,058	-0,110	-0,135	-0,123
Число точек плана n	12	12	12	108
Число степеней свободы f	7	7	7	103
Остаточная дисперсия s^2	$1,69 \cdot 10^{-04}$	$2,49 \cdot 10^{-03}$	$5,72 \cdot 10^{-03}$	$2,46 \cdot 10^{-01}$
Критерий Фишера F	0,001	0,011	0,025	1,067
Критерий Фишера критический $F^{кр}$	1,720	1,720	1,720	1,092

Модуль теплопроводности (тепловой инерции)

$$M_a = \frac{\text{CaO} + 0,29 \cdot \text{Al}_2\text{O}_3 - 3,2 \cdot \text{MgO}}{0,31 \cdot \text{CaO} - 0,123 \cdot \text{Fe}_2\text{O}_2} \quad (2.26)$$

характеризует скорость нагрева или охлаждения материала. Применительно к цементным сырьевым смесям может принимать значения в

пределах 2,5...3,5. Для интенсификации теплообмена модуль M_a необходимо максимизировать.

Возможность использования модулей M_λ и M_a подтверждает их независимость от других характеристик состава (табл. 2.17).

Таблица 2.17

**Корреляционная зависимость между характеристиками
цементной сырьевой смеси и клинкера**

Модули	Химический состав				Модульные характеристики			Минералогический состав			
	C	S	A	F	КН	n	p	C_3S	C_2S	C_3A	C_4AF
M_λ	0,30	-0,12	0,32	0,20	-0,34	0,04	-0,44	-0,04	0,38	-0,39	0,48
M_a	0,29	-0,11	0,31	0,20	-0,35	0,03	-0,41	-0,06	0,39	-0,36	0,46

Наиболее эффективно модульные характеристики теплопроводности M_λ и температуропроводности M_a влияют на обжиг и охлаждение материалов в аппаратах интенсивного теплообмена (кипящего или взвешенного слоя и др.). Но из-за отсутствия достаточных для статистических обобщений данных об эксплуатации таких аппаратов влияние характеристик на процесс обжига рассматривается на примере получения клинкера во вращающихся цементных печах мокрого способа производства.

На основании анализа данных по 27 ведущим отечественным заводам, приведенным в работах [44] и [45], зависимость эффективности процесса обжига и качества клинкера от рассматриваемых модулей не выявлена. Это можно объяснить значительным различием производственных условий, в связи с чем необходимо проводить изучение влияния характеристики на эффективность получения клинкера в условиях конкретного производства.

Для исследования были взяты данные теплотехнических испытаний двух печей, проводившихся на Белгородском цементном заводе в 1994 – 1995 годах, на основании которых установлено наличие зависимости расхода топлива от модуля M_a с коэффициентом корреляции – 0,85 (рис. 2.14).

Таким образом, наиболее эффективно теплофизические свойства сырья характеризуют модуль температуропроводности. Предлагаемые модульные характеристики предназначены для оценки свойств це-

ментных сырьевых смесей с точки зрения интенсификации теплообменных процессов при обжиге.

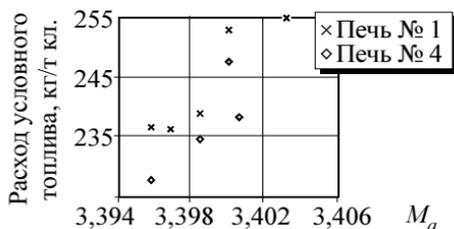


Рис. 2.14. Зависимость расхода топлива на обжиг от модуля температуропроводности

Они могут быть использованы в информационных технологиях исследования, управления и автоматизации цементного производства, при оценке состава цементных сырьевых смесей и клинкеров.

3. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ КЛИНКЕРНЫХ ГРАНУЛ МЕТОДОМ РЕШЕНИЯ ОБРАТНОЙ ЗАДАЧИ*

3.1. МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА НЕСТАЦИОНАРНОЙ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ

Описание методики

Стационарные методы исследования теплопроводности в настоящее время разработаны наиболее полно, но они характеризуются низкими рабочими температурами, сложностью экспериментальных установок и значительным временем проведения эксперимента [12, 34]. Нестационарные методы и методы неравновесной термодинамики основаны на исследовании меняющихся во времени температурных полей [17, 46]. Основная трудность их реализации состоит в приближении используемой математической модели к реальным экспериментальным условиям. Однако эти методы позволяют не только измерять теплопроводность вещества при высоких температурах, но и получать информацию о температуропроводности и теплоемкости.

В разделе предлагается метод определения зависимости коэффициента теплопроводности гранулированного материала от температуры, основанный на решении нестационарной обратной задачи теплопроводности. Принцип метода заключается в экспериментальном определении температур в двух точках гранулы при ее нагреве или охлаждении и моделировании температурного поля гранулы с использованием этих данных. По изменению поля температуры производится расчет теплового потока, который равен изменению теплосодержания гранулы за определенный промежуток времени, и расчет коэффициента теплопроводности исследуемого материала.

Необходимо отметить отличие предлагаемого метода от классической обратной задачи. Приведение в соответствие результатов численного моделирования и экспериментальных данных путем изменения коэффициента теплопроводности для рассматриваемой задачи невозможно, так как найденные коэффициенты будут содержать значительную погрешность, связанную с неточностью определения параметров модели (радиуса и условий теплоотдачи на поверхности) из-за неправильной формы гранулы. В предлагаемой методике моделирование

*Работа выполнена совместно с инженерами А. С. Ивановым и А. А. Петровым.

служит для точного расчета количества тепла, теряемого гранулой, по которому и определяется коэффициент теплопроводности.

Исследование теплопроводности по предлагаемой методике состоит из следующих этапов.

1. Исследование материала гранулы, определение истинной и кажущейся плотности, эквивалентного диаметра.

2. Экспериментальное определение температур в двух точках гранулы t_0^3 и t_k^3 , измеряемых с помощью двух термопар (рис. 3.1), при ее:

а) нагреве в муфельной печи до 1000°C ;

б) охлаждении в естественных условиях от 1000 до $200\dots 300^{\circ}\text{C}$.

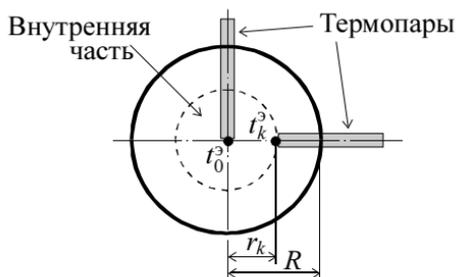


Рис. 3.1. Закладка термопар при экспериментальном измерении температуры гранулы

3. Приближение температур, определенных в эксперименте t_0^3 и t_k^3 и рассчитанных по модели теплопроводности t_0^M и t_k^M (рис. 3.2), выполняемое путем изменения граничных условий модели и других параметров, измерение которых связано с погрешностью.

4. Расчет коэффициента теплопроводности для каждого момента замера температуры, выполняемый по тепловому потоку Q , проходящему через сферу радиусом r_k , ограничивающую внутреннюю часть гранулы, площади поверхности сферы и разнице температуры в малом объеме у ее поверхности (рис. 3.2).

5. Определение по полученной табличной зависимости коэффициента теплопроводности λ от температуры t регрессионного уравнения $\lambda=f(t)$ и итерационное уточнение зависимости.

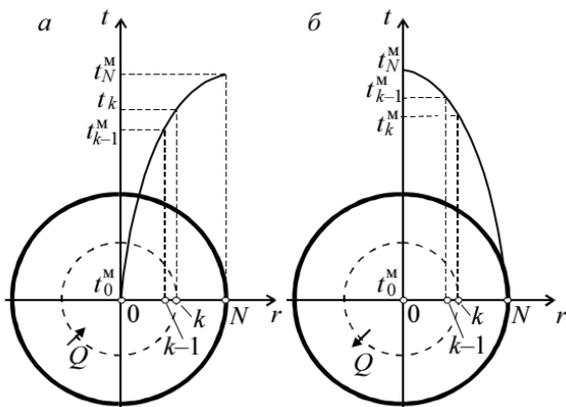


Рис. 3.2. Расчетное температурное поле гранулы:
a – нагрев; *б* – охлаждение

Построение дискретного аналога

Температурное поле шарообразной гранулы определяется путем решения уравнения нестационарной одномерной теплопроводности в сферических координатах:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left(\lambda r^2 \frac{\partial T}{\partial r} \right); \quad \frac{\partial T}{\partial r} = 0, r = 0; \quad \lambda \frac{\partial T}{\partial r} = \alpha (T_{\text{ср}} - T), r = R, \quad (3.1)$$

где ρ – плотность; c – теплоемкость; τ – время; r – координата; λ – коэффициент теплопроводности; T – температура; α – коэффициент теплоотдачи на поверхности гранулы; $T_{\text{ср}}$ – температура среды; R – радиус гранулы.

Дискретизация уравнения (3.1) произведена по методике, изложенной в работе [32]. Начало координат было расположено в центре гранулы, расчетная область разделена сеткой, содержащей $N+1$ узлов. Узел с номером 0 расположен в центре гранулы, с номером N – на ее поверхности (рис. 3.3). Около каждого узла выделен контрольный объем, представляющий шаровой слой, границами которого являются сферы с радиусами r_i . Каждый из узлов равноудален от границ соответствующего ему объема.

Для обеспечения равенства масс, содержащихся в каждом контрольном объеме, применена неравномерная сетка. По условиям эксперимента одна из точек модели должна совпадать с местом закладки

термопары, это сечение задается номером k и радиусом r_k , задающим расстояние от точки до центра, по которому определяется радиус r'_k для границы контрольного объема.

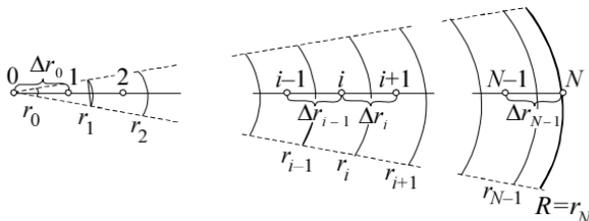


Рис. 3.3. Контрольные объемы для внутренних и граничных точек в сферических координатах

Сетка составляется с условием равенства между собой объемов, находящихся относительно этой границы снаружи и внутри гранулы. Границы разбиений рассчитываются следующим образом:

$$r_i = \frac{r'_k}{\sqrt[3]{\frac{k+1}{i+1}}}, \quad i \leq k;$$

$$r_i = \sqrt[3]{(r'_k)^3 + \left(R^3 - (r'_k)^3\right) \frac{i-k}{N-k}}, \quad i > k; \quad (3.2)$$

$$r'_k = \frac{2r_k}{1 + \sqrt[3]{\frac{k}{k+1}}}.$$

Пример такой сетки для 11 точек приведен на рис. 3.4, но в работе использовалась сетка из 75...200 точек.

В связи с симметрией области для левой границы (центра гранулы) задавалось граничное условие второго рода, заключающееся в равенстве нулю теплового потока. Для правой границы (поверхности гранулы) задавалось граничное условие третьего рода:

$$\alpha = k_\alpha (\alpha_{\text{конв}} + \alpha_{\text{изл}}), \quad (3.3)$$

где α , $\alpha_{\text{конв}}$, $\alpha_{\text{изл}}$ – коэффициенты теплоотдачи суммарный, конвекцией и излучением; k_α – коэффициент, учитывающий несферичность поверхности исследуемой гранулы.

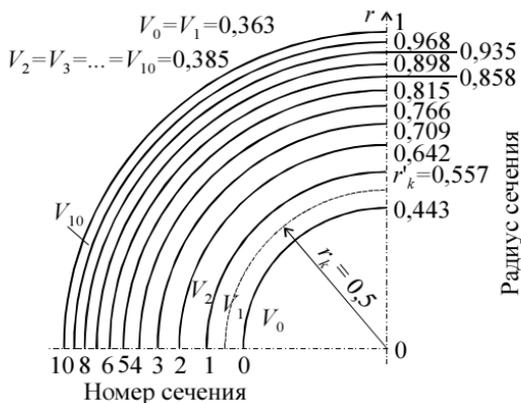


Рис. 3.4. Неравномерная сетка в сферических координатах при $N = 10$; $R = 1$; $r_k = 0,05$ и $k = 1$

Как показали результаты экспериментального измерения температуры внутри исследуемых нагреваемых или охлаждаемых клинкерных гранул, изменение температур в исследуемых точках во времени близко к линейному (рис. 3.5).

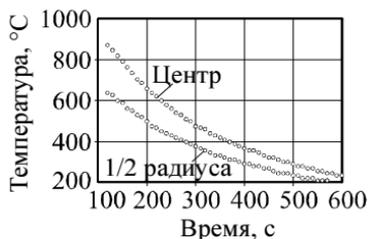


Рис. 3.5. Пример результатов измерения температуры клинкерной гранулы при ее охлаждении

Поэтому наибольшую точность при дискретизации дифференциального уравнения должна обеспечить схема Кранка–Николсона. Но недостатком этой схемы является колебание решения при недостаточно малых значениях шагов по времени. В рассматриваемом случае колебание происходило для точки, лежащей на поверхности гранулы (рис. 3.6). Неявная схема свободна от этого недостатка, но обладает большей погрешностью результатов, приводящей к более быстрому охлаждению (см. рис. 3.6).

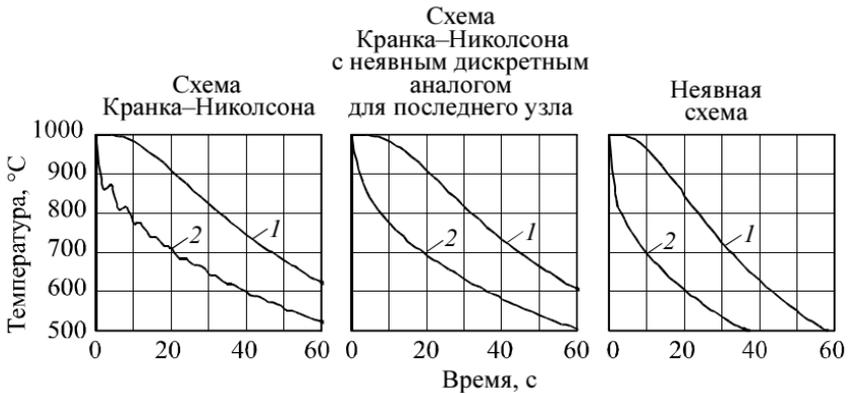


Рис. 3.6. Результаты моделирования охлаждения гранулы диаметром 1 см с использованием различных схем дискретизации:
1 – температура центра гранулы; 2 – температура поверхности

Для обеспечения требуемой точности и приемлемого времени расчета предлагается дискретизировать уравнения во всех узлах сетки по схеме Кранка–Николсона, а для последнего узла, расположенного на поверхности гранулы, использовать неявную схему. В результате сохраняется точность решения при увеличении шага по времени и ликвидируется колебание значений температур в граничной точке (см. рис. 3.6).

В результате дискретизации уравнения (3.1) на сетке, приведенной на рис. 3.3, получается система, содержащая $n + 1$ уравнение:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\rho c_0}{\Delta \tau} \frac{r_0^3}{3} (T_0^1 - T_0^0) = r_0^2 \frac{\lambda_0}{\Delta r_0} \left(\frac{T_1^1 + T_1^0}{2} - \frac{T_0^1 + T_0^0}{2} \right); \\ \dots \dots \dots \\ \frac{\rho c_i}{\Delta \tau} \frac{r_i^3 - r_{i-1}^3}{3} (T_i^1 - T_i^0) = \\ = \frac{2 \lambda_i}{\Delta r_i} \left(\frac{T_{i+1}^1 + T_{i+1}^0}{2} - \frac{T_i^1 + T_i^0}{2} \right) - \\ - \frac{2 \lambda_{i-1}}{\Delta r_{i-1}} \left(\frac{T_i^1 + T_i^0}{2} - \frac{T_{i-1}^1 + T_{i-1}^0}{2} \right), \quad i = 1 \dots N-1; \\ \dots \dots \dots \\ \frac{\rho c_N}{\Delta \tau} \frac{R^3 - r_{N-1}^3}{3} (T_N^1 - T_N^0) = \\ = R^2 \alpha (T_{\text{сп}} - T_N^1) - r_{N-1}^2 \frac{\lambda_{N-1}}{\Delta r_{N-1}} (T_N^1 - T_{N-1}^1). \end{array} \right. \quad (3.4)$$

где r_i - расстояние от центра шарообразной гранулы до левой границы контрольного объема точки с номером i ; T^1 - температура в соответствующей точке в текущий момент времени; T^0 - температура в соответствующей точке в момент времени предыдущей итерации; $\Delta\tau$ - интервал итерации по времени;

или

$$\left\{ \begin{array}{l} K_0 (T_0^1 - T_0^0) = k_0 (T_1^1 + T_1^0 - T_0^1 - T_0^0); \\ \dots \\ K_i (T_i^1 - T_i^0) = k_i (T_{i+1}^1 + T_{i+1}^0 - T_i^1 - T_i^0) - \\ - k_{i-1} (T_i^1 + T_i^0 - T_{i-1}^1 - T_{i-1}^0), \quad i = 1 \dots N-1; \\ \dots \\ K_N (T_N^1 - T_{N-1}^0) = k_{\text{тп}} (T_{\text{тп}} - T_N^1) - 2k_{N-1} (T_N^1 - T_{N-1}^1), \end{array} \right. \quad (3.5)$$

где

$$\begin{aligned} K_i &= \frac{\rho c_i}{\Delta\tau} \frac{r_i^3 - r_{i-1}^3}{3}, \quad i = 1 \dots N-1; \\ k_i &= \frac{r_i^2}{2} \frac{\lambda_i}{\Delta r_i}, \quad i = 0 \dots N; \\ K_0 &= \frac{\rho c_0}{\Delta\tau} \frac{r_0^3}{3}; \quad K_N = \frac{\rho c_N}{\Delta\tau} \frac{R^3 - r_{N-1}^3}{3}; \quad k_{\text{тп}} = \alpha R^2; \\ \lambda_i &= f \left(\frac{T_{i+1}^1 + T_{i+1}^0 + T_i^1 + T_i^0}{4} \right); \quad c_i = f \left(\frac{T_i^1 + T_i^0}{2} \right); \\ \Delta r_i &= 0,5(r_{i+1} - r_{i-1}), \quad i = 1 \dots N-2; \\ \Delta r_0 &= 0,5(r_1 + r_0); \quad \Delta r_{N-1} = R - 0,5(r_{N-1} + r_{N-2}). \end{aligned}$$

Для решения методом прогонки система (3.5) представляется в стандартном виде:

$$\left\{ \begin{array}{l} a_0 T_1^1 + b_0 T_0^1 + d_0 = 0; \\ \dots \\ a_i T_{i+1}^1 + b_i T_i^1 + c_i T_{i-1}^1 + d_i = 0, \quad i = 1 \dots N-1; \\ \dots \\ b_N T_N^1 + c_N T_{N-1}^1 + d_N = 0, \end{array} \right. \quad (3.6)$$

где

$$\begin{aligned} a_0 &= -k_0; & b_0 &= K_0 + k_0; & d_0 &= (k_0 - K_0)T_0^0 - k_0T_1^0; \\ a_i &= -k_i; & b_i &= K_i + k_{i-1} + k_i; & c_i &= -k_{i-1}; \\ d_i &= (k_i + k_{i-1} - K_i)T_i^0 - k_iT_{i+1}^0 - k_{i-1}T_{i-1}^0; \\ b_N &= K_N + k_{гр}; & c_N &= -2k_{N-1}; & d_N &= -K_N T_{N-1}^0 - k_{гр}T_{ср}. \end{aligned}$$

Граничные условия модели

Рассмотрим определение коэффициентов теплоотдачи при нагреве и охлаждении гранулы.

При нагреве гранула находится внутри замкнутого пространства печи с температурой среды и стенок 1000°C , при этом преобладает теплоотдача излучением, а конвективная теплоотдача составляет 3...5% от общей. Вследствие этого конвективная составляющая теплоотдачи при нагреве не учитывалась.

Коэффициент теплоотдачи излучением $\alpha_{\text{изл}}$, Вт/(м \cdot К), определяется из плотности теплового потока и разности температур поверхности и окружающей среды:

$$\alpha_{\text{изл}} = E_{1,2} \frac{(0,01T_{ср})^4 - (0,01T_N)^4}{T_{ср} - T_N}, \quad (3.7)$$

где T_N , $T_{ср}$ – абсолютная температура поверхности клинкерной гранулы и среды, К; $E_{1,2}$ – приведённый коэффициент поглощения для системы тел [47]:

$$E_{1,2} = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_{гр}} + \left(\frac{1}{\varepsilon_{ст}} + \frac{1}{5,67}\right) \frac{F_{гр}}{F_{ст}}}, \quad (3.8)$$

где $\varepsilon_{гр}$ – степень черноты гранулы; $\varepsilon_{ст}$ – степень черноты внутренней стенки печи, на 50 % состоящей из шамотного огнеупора и на 50 % – из окисленной металлической поверхности нагревателей; $F_{гр}$, $F_{ст}$ – площадь поверхности гранулы и стенки печи соответственно. Приняты следующие степени черноты: $\varepsilon_{гр} = 0,95$; $\varepsilon_{ст} = 0,9$. Используя их, а также среднюю площадь поверхности гранулы (0,00126 м 2) и объем муфельной печи (0,2054 м 3), получаем $E_{1,2} = 0,955$.

Для условий охлаждения используется уравнение излучения в неограниченном объеме

$$\alpha_{\text{изл}} = \varepsilon\sigma \frac{(0,01 \cdot T_N)^4 - (0,01 \cdot T_{ср})^4}{T_N - T_{ср}} \quad (3.9)$$

и критериальное уравнение процесса свободной термогравитационной конвекции от шара в бесконечном объеме при условиях $5 \cdot 10^2 < Gr \cdot Pr < 2 \cdot 10^7$ [48]

$$\alpha_{\text{конв}} = A \left(\frac{T_N - T_{\text{ср}}}{r} \right)^{0,25}, \quad (3.10)$$

где ε – степень черноты поверхности гранулы (0,95); A – коэффициент, зависящий от температуры.

Расчет коэффициента теплопроводности

Результатом экспериментального измерения температур гранулы при ее нагреве или охлаждении является N_3 значений температур в центре гранулы (точка 0) и на расстоянии $\frac{1}{2}$ радиуса от него (точка k), измеряемых через промежутки времени $\Delta t_3 = 10$ с:

$$t_{0,m}^3 \text{ и } t_{k,m}^3, \quad m = 1 \dots N_3.$$

В связи с затратами времени на извлечение гранулы из муфельной печи (или установки ее в печь) и подключение термодатчиков время первого замера τ_0 не соответствует времени начала охлаждения (нагрева), то есть $\tau_0 > 0$.

Для исключения ошибок эксперимента и ступенчатости графика, вызванной градуацией шкалы электронного милливольтметра в 0,1 В (что наблюдается при использовании термодатчиков типа ПП с небольшой термо-ЭДС), экспериментальные данные сглаживаются путем их аппроксимации полиномом 2, 3 или 4-й степени, в результате получают N_3 значений температур:

$$t_{0,m}^a \text{ и } t_{k,m}^a, \quad m = 1 \dots N_3.$$

Результатом решения системы уравнений дискретного аналога уравнения теплопроводности является распределение температур в грануле через заданные промежутки времени:

$$t_{i,j}^M, \quad i = 0 \dots N, \quad j = 0 \dots N_M.$$

При численном моделировании количество точек сетки задавалось равным $N = 75$, а шаг по времени $\Delta t_M = 0,1$ с. Число шагов по времени N_M выбиралось из условия:

– для охлаждения

$$\left(t_{0, N_M}^M \leq t_{0, N_3}^a \right) \vee \left(t_{k, N_M}^M \leq t_{k, N_3}^a \right) \vee (N_M \rightarrow \min);$$

– для нагрева

$$\left(t_{0, N_M}^M \geq t_{0, N_3}^a \right) \vee \left(t_{k, N_M}^M \geq t_{k, N_3}^a \right) \vee (N_M \rightarrow \min).$$

Из полученного распределения температур модели выбирались температуры в точках с номерами 0 и k , соответствующие времени экспериментальных замеров (рис. 3.7), в результате получены N_3 точек:

$$t_{0, m}^M \text{ и } t_{k, m}^M, \quad m = 1 \dots N_3.$$

Для определения коэффициента теплопроводности необходимо произвести приближение температур эксперимента $t_{0, m}^a, t_{k, m}^a$ и модели $t_{0, m}^M, t_{k, m}^M$. Критерием отклонения расчетных и экспериментальных температур является сумма квадратов разностей отклонений температур в каждой из точек и отклонений разностей температур центра и точки с номером k :

$$S = \sum_{m=1}^{N_3} \left[(t_{0, m}^M - t_{0, m}^a)^2 + (t_{k, m}^M - t_{k, m}^a)^2 + [(t_{0, m}^M - t_{k, m}^M) - (t_{0, m}^a - t_{k, m}^a)]^2 \right]. \quad (3.11)$$

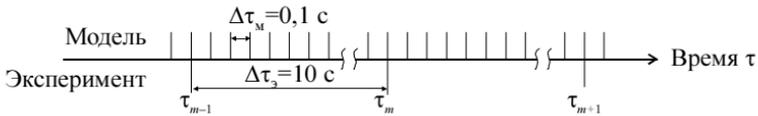


Рис. 3.7. Соответствие временного шага в модели и экспериментальных замеров

Основным способом минимизации значения S является изменение коэффициента k_a уравнения (3.3). Возможно уточнение и других параметров модели, измерение которых связано с определенной погрешностью: начальной температуры гранулы при охлаждении или температуры среды в муфельном шкафу при нагреве гранулы; промежутка времени до начала замеров τ_0 ; радиуса гранулы R .

Так как даже после минимизации абсолютного совпадения температур эксперимента и модели добиться не удастся, особенно в первых итерациях, для расчета коэффициента теплопроводности используется расчетное поле температур, совпадающее с температурой эксперимента в точках 0 и k и соответствующее характеру изменения температуры по радиусу гранулы в модели для остальных точек:

$$t_{i, m} = t_{0, m}^a - (t_{0, m}^M - t_{i, m}^M) \frac{t_{0, m}^a - t_{k, m}^a}{t_{0, m}^M - t_{k, m}^M}, \quad i = 0 \dots k; \quad m = 1 \dots N_3. \quad (3.12)$$

Расчет коэффициентов теплопроводности λ_m для каждого момента времени экспериментальных замеров производится по количеству тепла, теряемого или получаемого внутренней частью гранулы:

$$\lambda_m = \frac{(Q_{m-1} - Q_m) \cdot (r_k - r_{k-1})}{2S_k \Delta t_m (\tau_m - \tau_{m-1})}, \quad t_m = \frac{t_{k-1} + t_k}{2}, \quad m = 1 \dots N_3, \quad (3.13)$$

где Q_{m-1} , Q_m – количество тепла, содержащееся во внутренней части гранулы (см. рис. 3.1) в моменты времени двух замеров τ_{m-1} и τ_m ; r_k и r_{k-1} – радиус точек, между которыми берется разность температур Δt ; S_k – площадь поверхности, ограничивающая внутреннюю часть гранулы; t_m – температура, соответствующая полученному коэффициенту λ_m .

Разность температур Δt для расчета коэффициента теплопроводности берется в двух соседних точках расчетной сетки модели, одной из которых является точка с номером k , соответствующая месту закладки термпары, второй – соседняя с ней точка. Так как разность температур в точках k и $k-1$ за время $\Delta \tau$, изменяется, Δt рассчитывается как логарифмическое среднее между промежутками времени τ_{m-1} и τ_m :

$$\Delta t = \frac{(t_{k-1, m} - t_{k, m}) - (t_{k-1, m-1} - t_{k, m-1})}{\ln \frac{t_{k-1, m} - t_{k, m}}{t_{k-1, m-1} - t_{k, m-1}}}. \quad (3.14)$$

Теплосодержание внутренней части гранулы определяется по ее температурному полю:

$$Q_m = \sum_{i=1}^n \rho \frac{4}{3} \pi (r_i^3 - r_{i-1}^3) c t_{i, m}, \quad (3.15)$$

где ρ – кажущаяся плотность; c – теплоемкость, рассчитываемая в зависимости от температуры по данным работы [39].

После определения коэффициента теплопроводности в каждый момент времени по полученной табличной зависимости $\lambda_m(t_m)$, $m = 1 \dots N_3$ оцениваются коэффициенты линейной или квадратичной зависимости:

$$\lambda = a_0 + a_1 t \quad \vee \quad \lambda = a_0 + a_1 t + a_2 t^2, \quad (3.16)$$

где a_0 , a_1 , a_2 – коэффициенты.

Так как при моделировании охлаждения в уравнении (3.1) используется коэффициент теплопроводности материала, расчет производится итерационно с использованием полученной в предыдущей итерации зависимости (3.16).

Согласно изложенной методике, разработано программное обеспечение для моделирования температурного поля гранулы, обработки результатов эксперимента и определения коэффициентов зависимости коэффициента теплопроводности от температуры (рис. 3.8).

В программе реализованы следующие возможности:

- выбор количества точек сетки N и шага по времени в модели Δt_m ;
- выбор вида регрессионного уравнения $\lambda=f(t)$, используемого в модели теплопроводности, которым может быть полином 2-й или 3-й степени;
- выбор наличия или отсутствия сглаживания исходных экспериментальных данных и степени сглаживающего полинома (от 2-й до 4-й);
- задание диапазона температур экспериментальных данных для исключения вносящих заметную погрешность начального участка, на который оказывает влияние процесс извлечения гранулы из муфельной печи или помещения гранулы в нее, и конечного участка, когда температуры мало изменяются по времени и по радиусу;
- выбор схемы дискретизации: Кранка–Николсона, неявной и совмещенной (предложенной в работе);
- выбор способа приближения расчетных и экспериментальных путем изменения следующих параметров: коэффициента k_α уравнения (3.3); времени до начала замеров Δt_0 ; начальной температуры гранулы при охлаждении или температуры в муфельной печи при нагреве; диаметра R . Для перечисленных способов возможно установление их активности или неактивности и очередности применения, которая задается перемещением способа в списке на экране;
- выбор между использованием для вычисления коэффициента теплопроводности поля температур, рассчитанного по уравнению (3.12), или поля температур модели;
- расчет температурного напора Δt для уравнения (3.13) по двум соседним узлам сетки с номерами k и $k-1$ или по двум точкам, с номером k и лежащей рядом с ней на заданном малом расстоянии $\Delta r \ll r_k - r_{k-1}$, температура во второй точке при этом определяется аппроксимацией полиномом Лагранжа температурного поля $t_{i,m}$;
- задание начальных значений для коэффициентов, используемых при приближении;
- наглядное представление хода расчета в виде демонстрации в реальном времени в графическом виде экспериментальных точек, температур, полученных в результате моделирования, полученной зависимости для коэффициента теплопроводности.

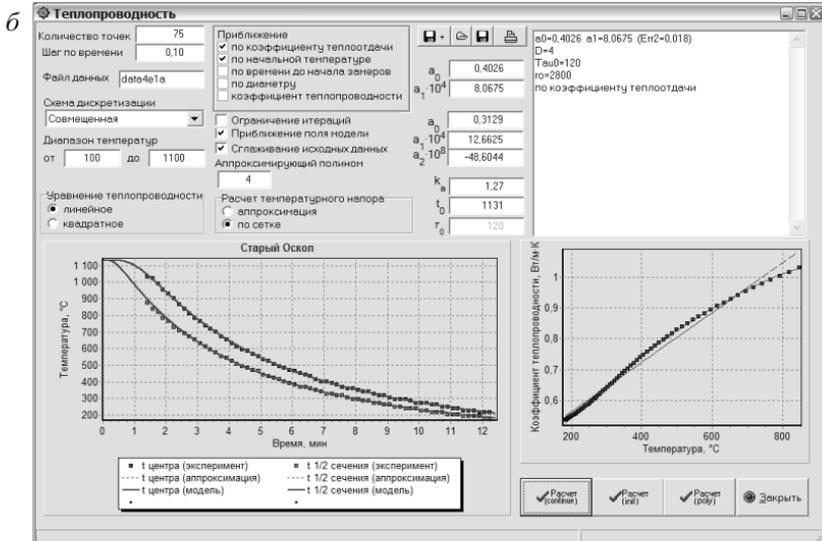
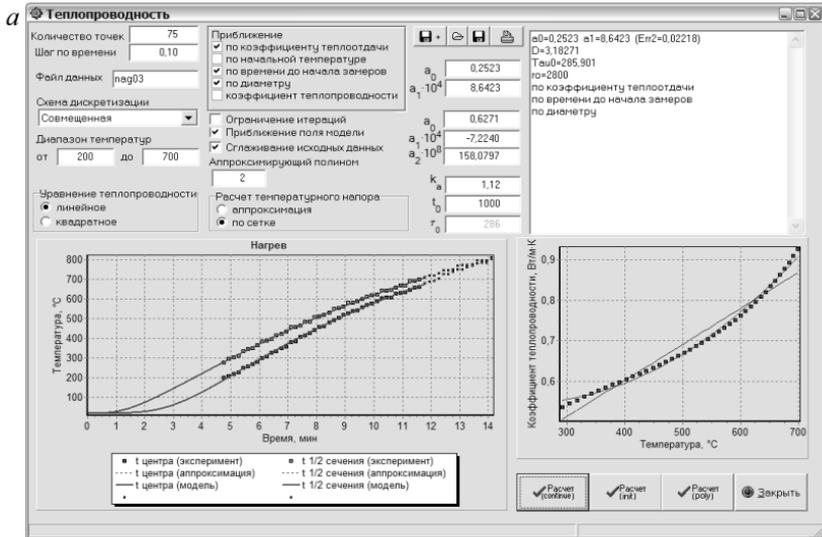


Рис. 3.8. Пример расчета коэффициента теплопроводности гранулы: а – при нагреве; б – охлаждении

Алгоритм работы программы представлен на рис. 3.9. Графический интерфейс программы позволяет визуально оценивать точность аппроксимации экспериментальных данных полиномом, степень приближения температур модели и эксперимента, вид получаемой зависимости для коэффициента теплопроводности, дает возможность изменением исходных данных подбирать наиболее удачный вариант расчета. Использование графического диалогового интерфейса и наглядного представления хода и результатов расчета оказало также большую помощь при разработке и отладке алгоритма программы.



Рис. 3.9. Алгоритм расчета коэффициента теплопроводности

Для тестирования программы в качестве исходных данных задавалось распределение температур, полученное аналитическим решением уравнения нестационарной теплопроводности [47]. Результаты расчета коэффициента теплопроводности при различных вариантах параметров процесса (плотности, теплоемкости, коэффициента теплоотдачи) не отличались от задаваемого при аналитическом решении более чем на 0,5%.

3.2. МАТЕРИАЛЫ ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ И МЕТОДИКА ПРОВЕДЕНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТА

Для определения теплопроводности использовались заводские клинкерные гранулы АО «Белгородский цемент» (БЦЗ), АО «Осколцемент» (СОЦЗ) и гранулы, полученные в лабораторных условиях обжигом в высокотемпературной печи (Л).

Критерии отбора заводских гранул были следующими: форма, наиболее близкая к шару; диаметр 30 мм или более. В отобранных гранулах просверливались два отверстия диаметром 3 или 4 мм, одно – до центра гранулы, другое – на глубину, равную половине радиуса (данное расстояние выбрано для предотвращения влияния канала термопары на процесс теплопроводности в ней). В полученные отверстия вставлялись термопары типа «ПП», помещенные в керамические трубки. Точное местоположение спаев термопар определялось графическим построением проекции гранулы и термопар на плоскость.

Лабораторные гранулы (рис. 3.10) приготовлены из заводской сырьевой смеси АО «Белгородский цемент», в части из них сырьевая смесь была скорректирована известковым, глинистым, железистым компонентами для увеличения или уменьшения коэффициента насыщения при сохранении постоянными глиноземного и кремнеземного модулей.

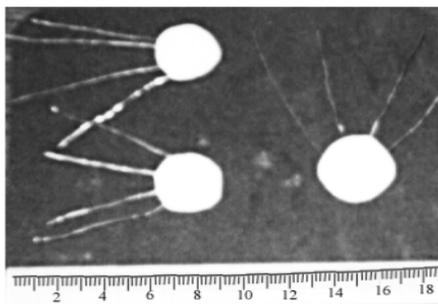


Рис. 3.10. Лабораторные гранулы

Методика приготовления лабораторных гранул следующая:

1. Из влажного шлама готовились гранулы шарообразной формы и сушились до влажности, при которой еще сохраняется их форма и пластичность.

2. Гранулы разделялись на две равные части. По поверхности среза определялся диаметр гранулы и ее центр, затем в центр гранулы и в точку на расстоянии $\frac{1}{2}$ радиуса помещались горячие спай термопар типа «ПП», рабочая температура которых 1600 °С.

3. Части гранулы соединялись, она высушивалась и обжигалась при температуре 1450°С. По окончании обжига клинкерные гранулы охлаждались в естественных условиях при температуре помещения.

Характеристики исследованных гранул представлены в табл. 3.1 и 3.2, методика исследования процесса нагрева и охлаждения клинкерных гранул – в табл. 3.3.

Таблица 3.1

Характеристики клинкерных гранул

Обозначение и номера гранул	Химический состав				Фазовый состав*			Характеристики		
	CaO	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	SiO ₂	C ₃ S	C ₂ S	C ₃ A+C ₄ AF	КН	n	p
БЦЗ-1 (№ 1, 7–14)	67,89	23,13	5,06	3,83	$\frac{61,52}{-}$	$\frac{19,89}{-}$	$\frac{6,89+11,66}{-}$	0,9	2,6	1,32
БЦЗ-2 (№ 2–6)	66,55	4,34	4,43	22,9	$\frac{61,39}{69,2}$	$\frac{19,36}{21,4}$	$\frac{4,01+13,48}{9,4}$	0,9	2,61	1,41
СОЦЗ-1 (№ 15)	67,94	5,84	4,15	22,07	$\frac{63,68}{66,00}$	$\frac{15,26}{21,00}$	$\frac{8,45+12,63}{13}$	0,92	2,21	1,41
СОЦЗ-2 (№16)	68,13	5,74	3,89	22,24	$\frac{64,21}{65,00}$	$\frac{15,35}{18,00}$	$\frac{8,63+11,84}{17}$	0,92	2,31	1,42
Л-1 (№17–22)	67,98	4,47	4,09	23,46	$\frac{62,57}{52,00}$	$\frac{20,08}{29,00}$	$\frac{4,93+12,45}{19}$	0,9	2,74	1,09
Л-2 (№23–24)	68,38	15,94	4,89	12,24	$\frac{66,89}{-}$	$\frac{15,94}{-}$	$\frac{4,89+12,24}{-}$	0,92	2,74	1,1
Л-3 (№25)	67,54	23,78	4,55	4,13	$\frac{57,83}{-}$	$\frac{54,54}{-}$	$\frac{5,02+12,56}{-}$	0,88	2,74	1,1

* Числитель – расчет по химическому составу, знаменатель – петрография.

Таблица 3.2

Свойства клинкерных гранул

Обозначение гранул	Плотность, кг/м ³			Пористость, % (расчет по кажущейся и истинной плотности)	
	Кажущаяся	Истинная			
		Пикнометрический способ (а)	Расчет по минералогическому составу* (б)	(а)	(б)
БЦЗ-1	2800	3100	3130	9,7	11,1
БЦЗ-2	2800	–	3130	–	11,0
СОЦЗ-1	2800	3000	3140	6,7	10,8
СОЦЗ-2	2800	3000	3130	6,7	10,5
Л-1	2600	3200	3140	18,8	17,2
Л-2	2600	–	3130	–	17,0
Л-3	2600	–	3140	–	17,2

* Плотности клинкерных фаз: C₃S – 3,13; C₂S – 3,26; промежуточная – 3,00 кг/м³.

Таблица 3.3

Методика проведения эксперимента

№	Нагрев (а)	Охлаждение (б)
1	2	3
1.	Определяется объем и кажущаяся плотность гранулы	
2.	<p>Гранула помещается в лабораторную печь, нагретую до 1000...1200°С.</p> <p>Гранула выдерживается в печи до того момента, когда температура всех слоев гранулы не будет равна температуре, поддерживаемой в печи</p>	<p>Гранула помещается в лабораторную печь, нагретую до 1000...1200°С. К холодным концам термопар подсоединяются электронные милливольтметры, измеряющие термо-ЭДС термопар</p>
	<p>По истечении времени выдержки запускается секундомер, гранула извлекается из печи и помещается на огнеупорный кирпич, где она охлаждается в естественных условиях при комнатной температуре. К холодным концам термопар подсоединяются электронные милливольтметры, измеряющие термо-ЭДС термопар</p>	

1	2	3
3.	В лабораторный журнал заносятся показания обоих милливольтметров и время с момента начала нагрева гранулы. Измерения производят через каждые 10 с и заканчивают при достижении равенства показаний в двух измеряемых точках	
4.	По термо-ЭДС определяют температуру в двух точках гранулы	
5.	На основании полученных результатов создается файл данных, содержащий температуру печи (<i>a</i>) или температуру, до которой была нагрета гранула (<i>b</i>), эквивалентный радиус и плотность гранулы, время от начала охлаждения гранулы до первого замера в секундах, температуры в двух исследуемых точках гранулы в различные моменты времени. Далее производится расчет, в результате которого определяется коэффициент теплопроводности в виде полинома 2-й или 3-й степени	
6.	Эксперимент дублируется от двух до четырех раз (при целостности гранул). После измерений производится петрографический анализ гранул и определение их истинной плотности пикнометрическим методом	

Обработка экспериментальных данных производится по методике, описанной в разд. 3.1.

3.3. РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ НАГРЕВА И ОХЛАЖДЕНИЯ ГРАНУЛ

Зависимости коэффициента теплопроводности от температуры, полученные в результате исследования, представлены в в табл. 3.4 и рис. 3.11, 3.12.

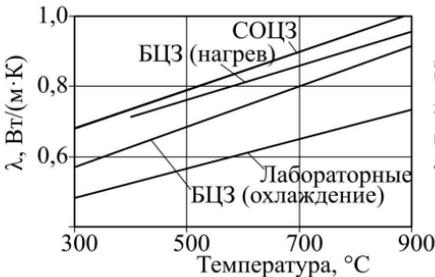


Рис. 3.11. Средняя теплопроводность клинкерных гранул

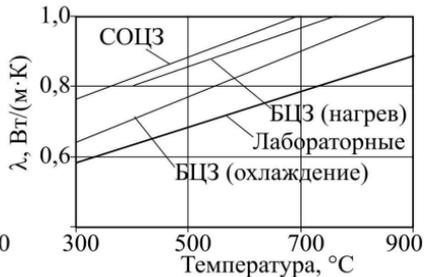


Рис. 3.12. Средняя расчетная теплопроводность идеально плотного клинкера

Таблица 3.4

**Зависимость коэффициента теплопроводности
клинкерных гранул от температуры**

Наименование и номер гранулы	Диаметр, см	Коэффициенты уравнения $\lambda = a_0 + a_1 t$		Диапазон температур, °С	Среднее квадратичное отклонение
		a_0	$a_1 \cdot 10^4$		
1	2	3	4	5	6
Клинкер АО «Белгородский цемент» (БЦЗ), охлаждение					
БЦЗ-1 (гранула № 1)	4,0	0,50	2,26	410...530	0,0635
БЦЗ-1 (гранула № 1)	4,0	0,60	—	200...560	0,0942
БЦЗ-1 (гранула № 1)	4,0	0,58	0,78	300...570	0,0316
БЦЗ-1 (гранула № 1)	4,0	0,46	0,09	250...550	0,0124
БЦЗ-1 (гранула № 1)	4,0	0,45	0,34	300...520	0,0160
БЦЗ-1 (гранула № 1)	4,0	0,40	4,91	300...600	0,0246
БЦЗ-2 (гранула № 2)	4,4	0,55	14,58	400...920	0,0308
БЦЗ-2 (гранула № 2)	4,4	0,47	15,15	400...920	0,0467
БЦЗ-2 (гранула № 2)	4,4	0,14	16,99	550...950	0,0245
БЦЗ-2 (гранула № 2)	3,6	0,79	4,81	500...900	0,0069
БЦЗ-2 (гранула № 3)	3,6	0,78	5,87	500...1000	0,0128
БЦЗ-2 (гранула № 4)	3,8	0,33	4,25	400...730	0,0022
БЦЗ-2 (гранула № 4)	3,8	0,19	7,72	300...900	0,0465
БЦЗ-2 (гранула № 5)	4,6	-0,01	7,51	400...820	0,0045
БЦЗ-2 (гранула № 5)	4,6	0,06	5,16	400...760	0,0014
БЦЗ-2 (гранула № 6)	3,96	0,19	5,03	350...820	0,0090
БЦЗ-2 (гранула № 6)	3,96	0,28	2,59	300...620	0,0026
Средние значения	—	0,40	5,77	—	—
Коэффициент вариации	—	48%	38%	—	—
Клинкер АО «Белгородский цемент» (БЦЗ), нагрев					
БЦЗ-1 (гранула № 7)	3,16	0,25	8,64	300...700	0,0187
БЦЗ-1 (гранула № 8)	5,1	0,46	4,35	400...800	0,0128
БЦЗ-1 (гранула № 8)	5,1	0,72	2,96	400...800	0,0341
БЦЗ-1 (гранула № 9)	4,58	0,65	3,59	450...850	0,1168
БЦЗ-1 (гранула № 10)	5,23	0,33	7,45	450...800	0,0056
БЦЗ-1 (гранула № 11)	4,14	0,46	3,03	550...900	0,0088
БЦЗ-1 (гранула № 12)	4,7	0,49	6,31	400...900	0,0089

1	2	3	4	5	6
БЦЗ-1 (гранула № 13)	5,03	0,46	7,08	400...800	0,0351
БЦЗ-1 (гранула № 14)	4,25	0,86	0,40	500...900	0,0131
Средние значения	–	0,52	4,87	–	–
Коэффициент вариации	–	29%	46%	–	–
Клинкер АО «Осколцемент» (СОЦЗ), охлаждение					
СОЦЗ-1 (гранула № 15)	4,0	1,17	2,69	300...700	0,0023
СОЦЗ-1 (гранула № 15)	4,0	0,40	8,07	200...850	0,0139
СОЦЗ-2 (гранула № 16)	3,8	0,34	4,23	300...900	0,0068
СОЦЗ-2 (гранула № 16)	3,8	0,16	6,64	300...900	0,0098
Средние значения	–	0,52	5,40	–	
Коэффициент вариации	–	63%	32%	–	
Лабораторный клинкер (Л), охлаждение					
Л-1 (гранула № 17)	2,6	0,35	0,73	300...500	0,0018
Л-1 (гранула № 17)	2,6	0,23	1,76	300...420	0,0027
Л-1 (гранула № 18)	4,14	0,76	3,42	400...670	0,0066
Л-1 (гранула № 19)	3,6	–0,05	6,99	350...900	0,0375
Л-1 (гранула № 19)	3,6	0,47	7,20	430...750	0,0185
Л-1 (гранула № 20)	3,2	0,05	7,88	300...800	0,0184
Л-1 (гранула № 21)	3,76	0,17	5,30	400...900	0,0065
Л-1 (гранула № 22)	2,98	0,18	7,91	390...450	0,0056
Л-2 (гранула № 23)	2,6	0,81	5,57	300...500	0,1228
Л-2 (гранула № 23)	2,6	0,77	1,07	250...550	0,0422
Л-2 (гранула № 24)	2,9	0,27	1,49	350...550	0,0092
Л-2 (гранула № 24)	2,9	0,27	1,43	300...700	0,0044
Л-3 (гранула № 25)	3,0	0,34	3,97	400...550	0,0059
Средние значения	–	0,36	4,21	–	–
Коэффициент вариации	–	60%	57%	–	–

Для всех гранул наблюдается рост коэффициента теплопроводности с увеличением температуры. Теплопроводность гранул СОЦЗ выше, чем БЦЗ, а лабораторных ниже, чем заводских. Это связано с различной пористостью гранул. Анализ полученных зависимостей приведен в табл. 3.5.

Таблица 3.5

**Теплопроводность клинкерных гранул
в интервале температур 300...900°C, Вт/(м·К)**

Наименование гранул	Диапазон изменения, Вт/(м·К)	Среднее значение λ_c , Вт/(м·К)	Изменение λ при увеличении температуры на 100°C ($100a_1$), Вт/(м·К)	$\frac{a_1}{\lambda_c}$ 100 %	Корреляция между коэффициентами a_0 и a_1
БЦЗ	0,6...0,95	0,80	0,053	6,6	-0,56
СОЦЗ	0,7...1,0	0,84	0,054	6,4	-0,72
Лабораторные	0,5...0,75	0,60	0,042	7,0	-0,33

Для исследуемых гранул выявлена зависимость роста коэффициента теплопроводности на 0,04...0,05 Вт/(м·К) при росте температуры на 100 °С. Несмотря на различие в абсолютных значениях коэффициента теплопроводности, отношение коэффициента a_1 к среднему значению коэффициента теплопроводности для исследованных гранул одинаково. Следовательно, у исследованных гранул наблюдается одинаковый относительный рост коэффициента теплопроводности при увеличении температуры.

Между коэффициентами a_0 и a_1 имеется обратная корреляция. Это можно объяснить погрешностью эксперимента, которая вызывает поворот регрессионной прямой с центром вращения в середине диапазона температур, при которых определялся коэффициент теплопроводности. Но усреднение коэффициентов регрессионного уравнения позволяет избавиться от этой погрешности. Так, несмотря на довольно большой разброс в коэффициентах для гранул одного вида, средние значения коэффициентов близки между собой.

Лабораторные гранулы имели разный коэффициент насыщения. Их средний коэффициент теплопроводности при средней температуре экспериментов (500°C) составил:

Л-3 (КН=0,88, 1 эксперимент)	0,53 Вт/(м·К);
Л-1 (КН=0,9, 5 гранул, 8 экспериментов)	0,53 Вт/(м·К);
Л-2 (КН=0,92, 2 гранулы, 4 эксперимента)	0,65 Вт/(м·К).

Так как для клинкера Л-3 исследована всего одна гранула, результаты для нее не являются статистически достоверными. На основании результатов, полученных для клинкера Л-1 и Л-2 можно сделать вывод, что при увеличении коэффициента насыщения коэффициент теплопроводности клинкера растет.

В результате проведенных исследований можно сделать вывод, что разработанные алгоритм расчета коэффициента теплопроводности и программное обеспечение позволяют с высокой степенью точности при условии достаточного количества дублирования экспериментов определять коэффициент теплопроводности гранулированного материала при температурах до 1000°С.

4. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ МАТЕРИАЛА В ПРОЦЕССЕ ОБЖИГА

4.1. ИССЛЕДОВАНИЕ МАТЕРИАЛОВ В УСТАНОВКЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКОГО СЛОЯ*

Стационарные методы исследования теплопроводности в настоящее время разработаны наиболее полно. Их недостаток – низкие рабочие температуры и значительное время проведения эксперимента [34].

Измерение теплопроводности слоя сыпучего материала проводилось в установке цилиндрического слоя (рис. 4.1). К достоинствам установки можно отнести простоту конструкции, отсутствие охранных нагревателей и вследствие этого небольшое время проведения эксперимента. Недостатками являются большие размеры, значительное количество материала для исследования (около 1,5 кг), необходимость точной центровки осевого нагревателя.



Рис. 4.1. Экспериментальная установка измерения теплопроводности материала методом цилиндрического слоя

Установка состоит (рис. 4.2) из двух труб, изготовленных из нержавеющей стали, длиной 1100 мм и диаметром 48×2 и 25×2 мм, помещенных одна в другую. Внутри трубы меньшего диаметра находится электрический нагреватель мощностью 1 кВт, подключаемый через автотрансформатор.

Для исключения утечки тепла торцы установки изолируют. В трубу большего диаметра для фиксации внутренней трубы на расстоянии 50 мм от края варено кольцо, отверстие в котором соответствует диаметру фаски, нарезанной на конце внутренней трубы. Фиксация

* Работа выполнена совместно с инженером А. С. Ивановым.

второго конца внутренней трубы осуществляется теплоизолирующей вставкой, имеющей вид цилиндрической пробки с выемкой для вставки трубы. Также внутри этой вставки проделано отверстие для вывода проводов нагревателя и холодных концов внутренних термопар. Исследуемый материал засыпается в межтрубное пространство. Разность температур на внутреннем и внешнем слоях материала фиксируется шестью термопарами типа «ХК», помещенными в центре установки и на расстоянии 1/4 от ее торцов. Холодные концы трех термопар внешней и внутренней трубы соединяются последовательно, к свободным концам двух полученных батарейных термопар подсоединяются электронные милливольтметры.

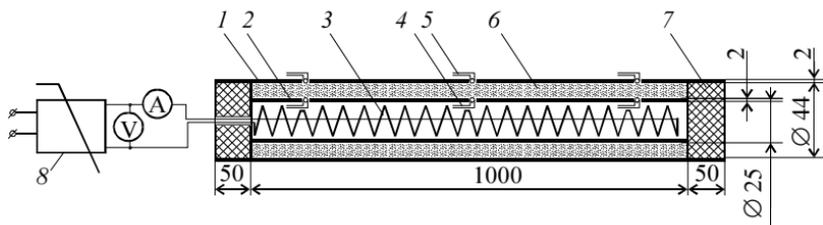


Рис. 4.2. Схема экспериментальной установки:

1 – внешняя труба; 2 – внутренняя труба; 3 – нагреватель; 4 – термопары внутреннего слоя ($T_{\text{внутр}}$); 5 – термопары внешнего слоя ($T_{\text{внешн}}$); 6 – исследуемый материал; 7 – теплоизоляция; 8 – автотрансформатор

Коэффициент теплопроводности определялся по градиенту температуры в материале и мощности теплового потока:

$$\lambda = \frac{UJ \ln\left(\frac{D}{d}\right)}{2\pi l (t_{\text{внутр}} - t_{\text{внешн}})}, \quad (4.1)$$

где U, J – напряжение и сила тока, потребляемого нагревателем; D, d – внешний и внутренний радиус слоя материала; $t_{\text{внутр}}, t_{\text{внешн}}$ – средняя температура внутреннего и внешнего слоя материала, определенная батарейной термопарой.

В установке исследовались клинкер Белгородского (БЦЗ) и Себряковского (СЦЗ) цементных заводов, отобранный на БЦЗ материал после цепей, и декарбонизированная в лабораторных условиях сырьевая смесь БЦЗ (табл. 4.1). Все клинкеры имели стандартный фазовый состав без свободного оксида кальция и продуктов гидратации. Материал после цепей собой представлял сухое сырье с грануляцией

1...3 мм. Декарбонизированная сырьевая смесь БЦЗ имел в своем составе фазы CaCO_3 , CaO , C_2F , C_3A , C_2S , CS , $\text{Ca}(\text{OH})_2$.

Таблица 4.1

Состав исследуемых материалов

Материал	Химический состав					Фазовый состав				Характеристики		
	CaO	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	SiO ₂	ППП	C ₃ S	C ₂ S	C ₃ A	C ₄ AF	КН	<i>n</i>	<i>p</i>
Клинкер БЦЗ	66,55	4,34	4,43	22,9	–	61,39	19,36	4,01	13,48	0,9	2,61	1,41
Клинкер СЦЗ	67,43	5,34	5,19	22,03	–	63,92	15,46	5,15	15,46	0,92	2,10	1,00
Материал за цепями	43,99	2,89	2,65	15,18	35,28	–	–	–	–	0,9	2,61	1,41
Декарбонизированный материал	66,55	4,34	4,43	22,9	–	–	–	–	–	0,9	2,61	1,41

Таким образом, для исследования были отобраны материалы, наиболее характерные для процесса обжига.

В установке исследовался слой пористого материала, частицы которого, в свою очередь, имеют внутренние поры. Поэтому различалась пористость слоя $p_{\text{сл}}$, пористость материала $p_{\text{м}}$ и общая пористость p , являющаяся суммой двух предыдущих значений.

Одной из целей исследования являлось определение зависимости теплопроводности материалов цементной технологии от пористости. Так, согласно работам [8, 49], теплопроводность веществ обратно пропорциональна их пористости. Но в работе [29] указывается, что теплопроводность материала частиц не оказывает существенного влияния на теплопроводность засыпок.

В результате проведенных экспериментов получены значения коэффициентов теплопроводности сыпучих материалов при различной пористости слоя, достигаемой разной степенью измельчения материала (табл. 4.2, рис. 4.3).

Линейную зависимость между пористостью p , %, и коэффициентом теплопроводности пористого материала $\lambda_{\text{п}}$, Вт/(м·К), представим в виде:

$$\lambda_{\text{п}} = \lambda_0 + b \cdot p, \quad (4.2)$$

где λ_0 – прогнозируемый коэффициент теплопроводности материала с нулевой пористостью, Вт/(м·К); b – коэффициент интенсивности роста коэффициента теплопроводности.

Таблица 4.2

Теплопроводность материалов

Материал	Пористость, %		Температура, °С	Коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К)
	суммарная p	слоя $p_{сл}$		
Клинкер БЦЗ	50	40	420	0,47
	40	30	420	0,56
	29	19	420	0,68
Клинкер СЦЗ	45	35	430	0,42
	39	29	430	0,47
Материал за цепями БЦЗ	38	–	480	0,25
	31	–	480	0,27
Декарбонизированная сырьевая смесь БЦЗ	61	–	490	0,23



Рис. 4.3. Зависимость теплопроводности от суммарной пористости

Коэффициенты этой зависимости, полученные в результате обработки экспериментальных данных, представлены в табл. 4.3. Коэффициент b в полученном уравнении (4.2) обладает высокой степенью корреляции со значением λ_0 . Отношение b/λ_0 можно принять постоянным (табл. 4.4).

Поэтому зависимость (4.2) можно представить в виде:

$$\lambda_0 = \frac{\lambda_n}{1 - 0,01 \cdot p} \quad (4.3)$$

Таблица 4.3

Зависимость коэффициента теплопроводности от пористости

Материал	Зависимость $\lambda=f(p)$, Вт/(м·К)	
	для суммарной пористости (слоя и материала)	для пористости слоя
Клинкер БЦЗ	$0,967 - 1,002 \cdot 10^{-2} p$	$0,867 - 1,002 \cdot 10^{-2} p_{сл}$
Клинкер СЦЗ	$0,870 - 1,001 \cdot 10^{-2} p$	$0,770 - 1,001 \cdot 10^{-2} p_{сл}$
Материал за цепями	$0,359 - 0,286 \cdot 10^{-2} p$	–

Таблица 4.4

Зависимость теплопроводности от пористости

Материал	Коэффициенты уравнения (9.2)				
	λ_0		b	b/λ_0	
	для суммарной пористости	для пористости слоя		для суммарной пористости	для пористости слоя
Клинкер БЦЗ	0,967	0,867	–1,002	–1,04	–1,15
Клинкер СЦЗ	0,870	0,770	–1,001	–1,15	–1,30
Материал за цепями	0,359	–	–0,286	–0,80	–
Среднее значение	0,632	0,82	–0,763	–1,00	1,23
Вариация, %	30	6	41	13	6

Это подтверждает, что материалы цементной технологии и за- сыпки из них подчиняются линейной зависимости теплопроводности от пористости.

4.2. ИЗМЕРЕНИЕ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ ЦЕМЕНТНОГО КЛИНКЕРА В УСТАНОВКЕ ПЛОСКОГО СЛОЯ*

Измерение теплопроводности клинкера производилось методом стационарного потока в установке плоского слоя, описанной в разд. 2.3. Образцы исследуемого клинкера были взяты на АО «Осколцемент» и получены в лабораторных условиях. Состав клинкера приведен в табл. 4.5, его характеристики – в табл. 4.6.

Для исследования клинкер измельчался, при загрузке материалов в установку он прессовался. Измерения проводились при разной мощ-

* Работа выполнена совместно с инженерами А. А. Петровым и Ю. К. Хутяевым.

ности нагревателя, что позволило получить теплопроводность в интервале температур 150...350°C. Результаты исследований приведены в табл. 4.7 и на рис. 4.4, 4.5.

Таблица 4.5

Состав исследуемого клинкера

Наименование	Химический состав, мас. %				Модульные характеристики			Минералогический состав, мас. %			
	SiO ₂	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	CaO	КН	<i>n</i>	<i>p</i>	C ₃ S	C ₂ S	C ₃ A	C ₄ AF
Клинкер АО «Осколцемент»											
ССПЦ500 Д20	22,41	4,50	4,59	65,71	0,91	2,43	0,98	62,0	28,0	4,2	14,0
Дорожный	21,00	5,88	5,68	64,89	0,90	1,82	1,04	57,0	17,2	6,0	17,3
ССПЦ400Д20	22,99	4,23	4,49	65,35	0,88	2,60	0,94	58,0	21,0	3,6	14,0
Клинкер лабораторный											
КН = 0,9	22,89	5,02	4,5	66,28	0,90	1,08	2,5	55,7	23,6	5,7	13,7
КН = 0,7	25,78	5,22	4,02	60,56	0,70	2,78	1,3	9,8	66,5	7,0	12,2

Таблица 4.6

Характеристики исследуемого клинкера

Материал	Кажущаяся плотность ρ , кг/см ³	Истинная плотность ρ_0 , кг/м ³	Пористость, %
Клинкер ССПЦ500 Д20	2 354	3 142	25,1
Клинкер дорожный СЦЗ	2 492	3 122	20,2
Клинкер ССПЦ400Д20	2 377	3 135	24,2
Клинкер КН = 0,9	2 414	3 135	23,0
Клинкер КН = 0,7	2 307	3 194	27,8

Так же, как и в опытах с гранулами, теплопроводность клинкера при увеличении температуры возрастает, но со значительно более высокой интенсивностью. Это можно объяснить малым температурным интервалом, в котором получены результаты, и следовательно, большой погрешностью в определении коэффициента a_1 . Поэтому из результатов экспериментов статистической достоверностью обладают и в дальнейшем могут быть использованы только средние значения коэффициента теплопроводности (табл. 4.8).

Теплопроводность засыпки из цементного клинкера

№	Наименование	Количество точек	Коэффициенты регрессионного уравнения $\lambda = a_0 + a_1 t$		Диапазон температур, °С	Среднее квадратичное отклонение	
			a_0	$a_1 \cdot 10^4$			
1	2	3	4	5	6	7	
Клинкер АО «Осколцемент»							
1.	ССПЦ500 Д20	5	0,01	31,38	200	270	0,066
2.	Дорожный	9	0,41	16,77	160	310	0,026
3.	ССПЦ400Д20	4	0,26	14,76	220	280	0,020
Клинкер лабораторный							
4.	КН = 0,85	9	0,14	24,86	240	350	0,041
5.	КН = 0,70	9	0,14	24,86	160	270	0,051
6.	Средние значения	—	0,19	22,5	—	—	—

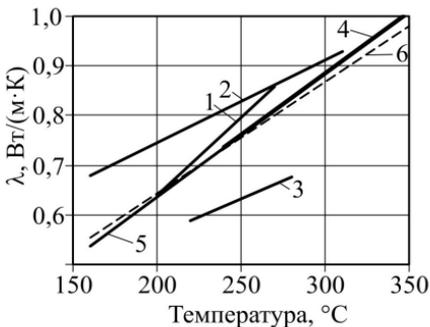


Рис. 4.4. Теплопроводность засыпки из измельченного цементного клинкера (номера соответствуют табл. 4.7)

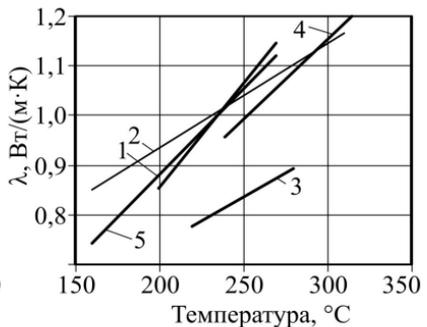


Рис. 4.5. Теплопроводность цементного клинкера при нулевой пористости (номера соответствуют табл. 4.7)

По результатам экспериментов можно оценить зависимость теплопроводности от состава клинкера (табл. 4.9). Зависимость наблюдается только от количества промежуточной фазы клинкера, которую характеризуют сумма минералов $C_3A + C_4AF$ и оксиды Al_2O_3 и Fe_2O_3 .

Такие же выводы были сделаны и в подразд. 2.6 на основании предложенной методики расчета коэффициента теплопроводности.

Таблица 4.8

Средняя теплопроводность цементного клинкера

№	Наименование	Средняя температура, °С	Средний коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К)	
			Пористый материал (эксперимент)	Идеально плотный материал (расчет)
Клинкер АО «Осколцемент»				
1.	ССПЦ500 Д20	270	0,77	1,03
2.	Дорожный	250	0,82	1,03
3.	ССПЦ400Д20	330	0,64	0,84
Клинкер лабораторный				
4.	КН = 0,85	290	0,71	0,92
5.	КН = 0,70	210	0,66	0,91

Таблица 4.9

Коэффициент корреляции между теплопроводностью и составом

Характеристики состава	Коэффициенты регрессионного уравнения		Коэффициент теплопроводности при 200°С
	a_0	a_1	
КН	0,13	-0,09	0,11
n	-0,17	-0,01	-0,38
p	-0,22	0,24	0,00
C ₃ S	0,13	-0,13	0,02
C ₂ S	-0,38	0,36	-0,13
C ₃ A	0,15	0,12	0,57
C ₄ AF	0,74	-0,47	0,69
C3A+C4AF	0,71	-0,32	0,94
SiO ₂	-0,45	0,27	-0,46
Al ₂ O ₃	0,56	-0,17	0,91
Fe ₂ O ₃	0,72	-0,42	0,75
CaO	0,03	-0,05	-0,05

В заключение необходимо отметить, что полученные результаты подтверждают адекватность предложенной методики расчета коэффициента теплопроводности и позволяют судить о теплопроводности цементного клинкера при низких температурах.

4.3. ИССЛЕДОВАНИЯ ТЕПЛОФИЗИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МЕТОДАМИ ТЕРМИЧЕСКОГО АНАЛИЗА

Удельная теплоемкость и теплопроводность клинкера используется при тепловых и теплотехнических расчетах цементных печей. В настоящее время в качестве удельной теплоемкости цементного клинкера используются усредненные данные, зависящие от температуры, но не зависящие от состава (рис. 4.6). Вместе с тем теплоемкость минералов, входящих в клинкер, значительно отличается (рис. 4.6).

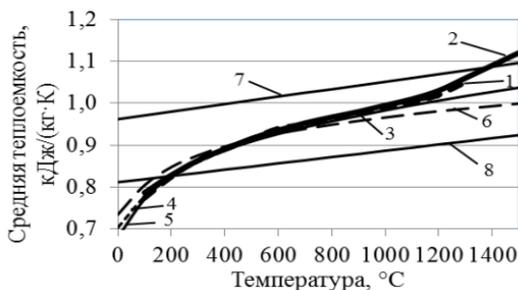


Рис. 4.6. Теплоемкость цементного клинкера и клинкерных минералов:

1 – клинкер [50]; 2 – клинкер [39]; 3 – C₃S; 4 – C₂S; 5 – CS;
6 – C₃A; 7 – C₂F; 8 – C₄AF [46]

Целью раздела является экспериментальное определение теплоемкости и теплопроводности цементного клинкера различного состава, полученного в лабораторных условиях и сравнение экспериментальных данных с расчетными, полученными аддитивным способом с использованием теплоемкости отдельных клинкерных минералов, приведенных в литературных источниках.

Для исследования использовался клинкер, приготовленный в лабораторных условиях из заводского сырья ОАО «Вольскцемент» и

ОАО «Осколцемент». Для исследования разработан план эксперимента «состав-свойство» [51, 52]. План предусматривал варьирование трех основных параметров – содержания в клинкере алита, белита и промежуточной фазы в пределах, характерных для цементного клинкера, в том числе низкоосновного. В соответствии с методами планирования эксперимента на усеченном симплексе использовался ненасыщенный симплекс-решетчатый план Шеффе, содержащий семь точек и дополненный центральной точкой. Также были получены два клинкера, соответствующие низкоосновному и обычному порتلандцементу. Одна серия смесей изготавливалась из заводского сырья ОАО «Вольскцемент», другая – из сырья ОАО «Осколцемент», предоставленных предприятиями. Смесей приготавливались и обжигались на базе лаборатории № 1 испытательного центра «БГТУ-сертис», оборудование которой сертифицировано по европейскому стандарту EN-196-1. Для сырьевых смесей и полученного клинкера в заводской лаборатории был произведен химический анализ для определения их фактического состава.

Данные о химическом составе полученного клинкера приведены в табл. 4.10. Для определения минералогического состава исследуемых гранул был проведен рентгенофазовый анализ.

Таблица 4.10

Состав исследованных клинкеров

Наименование	Минералогический состав, %				Модульные характеристики		
	C ₃ S	C ₂ S	C ₃ A	C ₄ AF	КН	<i>n</i>	<i>p</i>
Клинкер КН=0,7	9,8	66,5	7,0	12,2	0,70	2,78	1,30
Клинкер КН=0,9	55,7	23,6	5,7	13,7	0,90	1,08	2,50
Клинкер № 0	55,1	22,0	7,7	11,2	0,89	2,48	1,42
Клинкер № 1	68,5	10,4	7,8	9,0	0,94	2,77	1,64
Клинкер № 2	55,1	23,9	9,1	7,7	0,88	3,00	2,00
Клинкер № 3	68,5	9,2	5,6	12,9	0,95	2,34	1,13
Клинкер № 4	55,1	22,0	6,3	12,2	0,89	2,48	1,23
Клинкер № 5	36,5	40,6	8,1	10,4	0,80	2,75	1,53
Клинкер № 6	54,9	20,5	3,7	16,3	0,89	2,12	0,90
Клинкер № 7	36,5	38,9	5,5	14,5	0,81	2,34	1,07

Все клинкера имели стандартный фазовый состав, на рентгенограмме имелись пики, соответствующие C₃S, C₂S, C₃A и C₄AF. Содержание СаО_{св} находилось в пределах нормы, пики СаО на рентгено-

грамме отсутствовали. Признаков начала гидратации клинкеров не обнаружено, так как на рентгенограмме отсутствуют пики, соответствующие гидросиликатам кальция и $\text{Ca}(\text{OH})_2$.

Полученный лабораторный клинкер (табл. 4.10) исследовался в установке термического анализа NETZSCH STA 449 C/4/G Jupiter. Диапазон температур измерения – 100...1000°C. Обработка результатов заключалась в определении вида зависимости теплоемкости от температуры и состава и оценке коэффициентов уравнений.

На рис. 4.7 – 4.8 представлены графики зависимости удельной теплоемкости клинкеров заданного состава от температуры. Отдельными точками на графиках показаны значения истинной теплоемкости, полученные экспериментально на установке термического анализа. По полученным данным для каждого клинкера было подобрано уравнение следующего вида:

$$C_{p_{\text{ист}}} = a + b \cdot T + \frac{c}{T^2} \quad (4.4)$$

где a , b и c – коэффициенты, подобранные методом усреднения опытных данных (табл. 4.11).

Сравнение теоретических и экспериментальных значений произведено с использованием средней теплоемкости, для которой в литературе приведены уравнения для различных химических соединений. Значение средней теплоёмкости по литературным данным определялось аддитивным методом с использованием уравнений теплоемкости для клинкерных минералов и их массового процентного содержания. Полученная расчетная средняя теплоемкость на рис. 4.7 – 4.8 представлена пунктирной жирной линией.

Экспериментальная средняя теплоемкость цементных клинкеров получена путем интегрирования уравнения (4.4) истинной теплоемкости:

$$C_{p_{\text{cp}}} = \frac{1}{t} \cdot \int_{273}^T C_{p_{\text{ист}}} dT ; \quad (4.5)$$

Подставив в уравнение (4.5) выражение (4.4), можно представить среднюю теплоемкость в виде:

$$\begin{aligned} C_{p_{\text{cp}}} &= \frac{1}{t} \cdot \int_{273}^T (a + bT + \frac{c}{T^2}) \cdot dT = \frac{1}{t} \cdot (aT + \frac{1}{2}bT^2 - \frac{c}{T}) \Big|_{273}^T = \\ &= \frac{1}{t} \cdot (aT + \frac{1}{2}bT^2 - \frac{c}{T} - a \cdot 273 - 37264,5 \cdot b + \frac{c}{273}) \end{aligned}$$

После всех преобразований уравнение средней экспериментальной теплоемкости будет иметь вид:

$$C_{p_{cp}} = \frac{1}{t} \cdot \left(k + aT + \frac{1}{2} bT^2 - \frac{c}{T} \right); \quad (4.6)$$

где k – коэффициент:

$$k = -a \cdot 273 - 37264,5 \cdot b + \frac{c}{273}$$

На рис. 4.7 – 4.8 эти кривые изображены сплошными жирными линиями.

Таблица 4.11

Коэффициенты уравнения (4.4) для истинной теплоемкости

Наименование	Коэффициенты		
	a	b	c
Клинкер КН=0,7	0,800	0,038	-1,300
Клинкер КН=0,9	0,9553	0,0263	-3,740
Клинкер № 0	1,059	0,018	-3,305
Клинкер № 1	0,920	0,017	0,00002
Клинкер № 2	0,970	0,018	-3,380
Клинкер № 3	1,075	0,012	-1,687
Клинкер № 4	1,053	0,0116	-2,464
Клинкер № 5	1,126	0,0022	-3,430
Клинкер № 6	0,892	0,02244	-1,130
Клинкер № 7	1,030	0,0027	-2,146

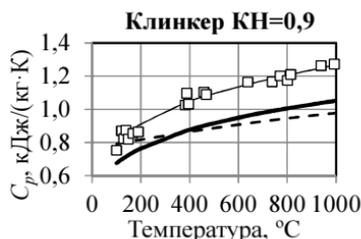
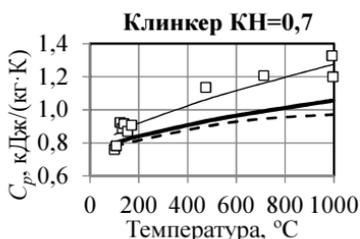


Рис. 4.7. Зависимость удельной теплоемкости от температуры:

- – истинная экспериментальная;
- — регрессионное уравнение, полученное по экспериментальным точкам;
- - - — средняя, полученная аддитивным способом по справочным данным;
- — средняя, полученная интегрированием экспериментального уравнения истинной теплоемкости

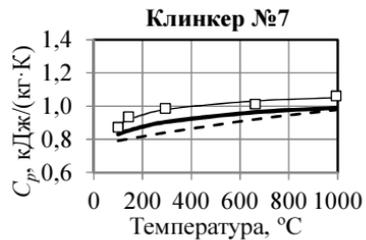
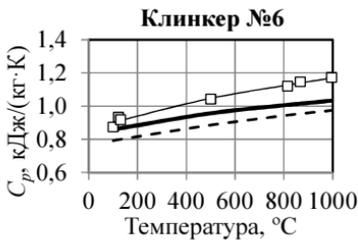
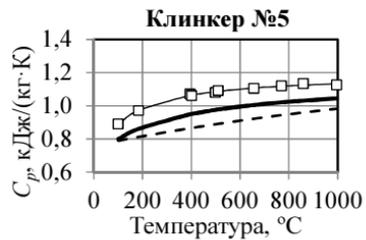
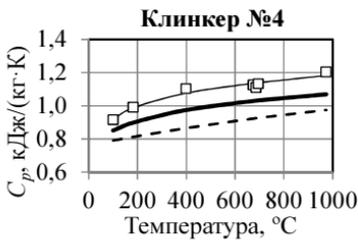
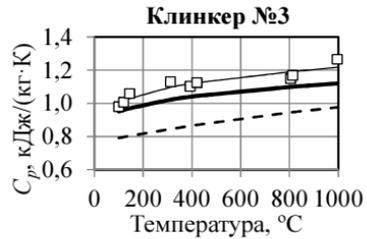
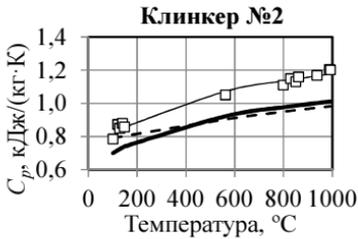
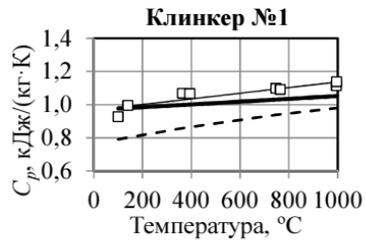
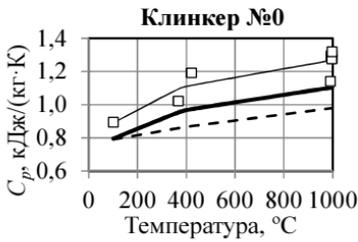


Рис. 4.8. Зависимость удельной теплоемкости от температуры:

□ – истинная экспериментальная; — — — — регрессионное уравнение, полученное по экспериментальным точкам; - - - - средняя, полученная аддитивным способом по справочным данным; — — — — средняя, полученная интегрированием экспериментального уравнения истинной теплоемкости

В табл. 4.12 представлены значения отклонений экспериментальных данных от литературных, изменение средней теплоемкости клинкеров разного состава при увеличении температуры от 0°С до 1000°С, а также отклонения удельной теплоемкости от базовой точки (клинкер № 0) при 100°С и 1000°С

Таблица 4.12

Характеристики вариации удельной теплоемкости

Наименование	Среднее отклонение экспериментальных данных от литературных, %	Изменение средней теплоёмкости при увеличении температуры от 0°С до 1000°С, %	Отклонения удельной теплоемкости от базовой точки (клинкер № 0) при температуре 100; 1000°С, %
Клинкер КН=0,7	4	37,5	-4; 0
Клинкер КН=0,9	-2	71,5	-5; -15
Клинкер № 0	10	48,8	-
Клинкер № 1	12	8,0	-5; 23
Клинкер № 2	-2	57,2	-8; -12
Клинкер № 3	16	21,3	1; 20
Клинкер № 4	10	32,1	-3; 7
Клинкер № 5	7	39,8	-5; 0
Клинкер № 6	7	23,9	-6; 8
Клинкер № 7	5	24,0	-10; 4
Среднее (модуль отклонения)	8	36,4	5; 9

Таким образом, данные, полученные по литературным источникам и на основании экспериментальных замеров показывают зависимость удельной теплоёмкости от температуры и состава клинкера. При увеличении температуры от 0 до 1000°С теплоёмкость клинкера увеличивается на величину от 8 до 72%. Для клинкеров разного состава различия в значения теплоёмкости достигают 20%. Таким образом в теплотехнических расчетах необходимо учитывать зависимость удельной теплоёмкости не только от температуры, но и от состава.

Для установления зависимости средней удельной теплоемкости от состава проведен корреляционный анализ. Получены следующие

коэффициенты корреляции между характеристиками состава и удельной теплоемкостью:

C_3S	0,47
C_2S	0,49
C_3A	0,23
C_3AF	0,07
C_3S/C_2S	0,73
C_3A/C_3AF	0,20
КН	0,48
n	0,31
p	0,63

По результатам анализа было установлено, что средняя удельная теплоемкость зависит от соотношения минералов C_3S/C_2S и от глиноземного модуля. Исходя из этого уравнение (3) скорректировано до вида:

$$C_{p\text{cp}} = 1,006 + 0,02 \frac{C_3S}{C_2S} - 0,165p + 0,163t \quad (4.7)$$

Таким образом, уравнение (4.7) отражает зависимость средней теплоемкости не только от температуры, но и от состава, что позволило максимально приблизить теоретические данные к экспериментальным. То есть среднее отклонение составляет 4% вместо 8% (табл. 4.12), а максимальное снижается с 20% до 8%.

Измерение коэффициента температуропроводности производилось с помощью прибора лазерной вспышки LFA-457 MicroFlash на интервале температур от 100 до 400 °С. По экспериментальным данным были выявлены зависимости коэффициента температуропроводности от температуры в виде полинома второй степени (рис. 4.9):

$$a = a_0 + a_1T; \quad (4.8)$$

где a_0 , a_1 – коэффициенты, определенные методами регрессионного анализа (табл. 4.13).

Коэффициент теплопроводности был определен по экспериментальным значениям удельной теплоемкости и коэффициента температуропроводности на интервале температур от 100 до 400 °С, плотность ρ цементного клинкера при этом принималась постоянной:

$$\lambda = C_{p\text{уст}} \rho a \quad (4.9)$$

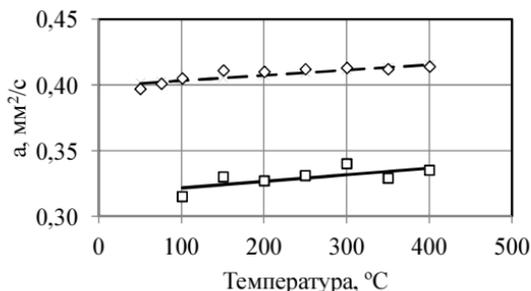


Рис. 4.9. Зависимости коэффициента температуропроводности от температуры:

- – экспериментальные значения a (KH=0,7); — — — регрессионное уравнение, полученное по экспериментальным точкам (KH=0,7);
- ◇ – экспериментальные значения a (KH=0,9); — — — регрессионное уравнение, полученное по экспериментальным точкам (KH=0,9).

По полученным точкам составлены регрессионные уравнения зависимости коэффициента теплопроводности от температуры в виде полинома второй степени:

$$\lambda = a_0 + a_1 T + a_2 T^2, \quad (4.10)$$

где a_0 , a_1 , a_2 – коэффициенты, подобранные методом усреднения расчетных данных (табл. 4.13).

На рис. 4.10 представлены результаты, полученные по экспериментальным данным, и описывающие их уравнения.

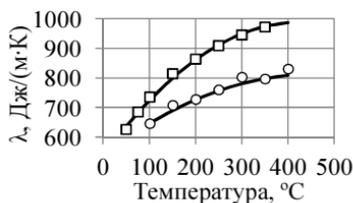


Рис. 4.10. Зависимости коэффициента теплопроводности от температуры:

- – экспериментальные значения клинкера KH=0,9;
- – экспериментальные значения клинкера KH=0,7;
- — — регрессионные уравнения, полученные по экспериментальным точкам

**Коэффициенты регрессионных уравнений
температуροпроводности и теплопроводности**

Уравнение	Коэффициенты					
	Клинкер КН=0,7			Клинкер КН=0,9		
$a = a_0 + a_1T$	a_0	a_1		a_0	a_1	
	0,3030	0,00005		0,3884	0,00004	
$\lambda = a_0 + a_1T + a_2T^2$	a_0	a_1	a_3	a_0	a_1	a_3
	115,6	1,905	-0,0013	-233,7	3,497	-0,0025

Можно сделать вывод, что в результате исследования методами термического анализа была подтверждена зависимость теплофизических свойств, как от состава, так и от температуры. На основании экспериментальных данных получены зависимости теплоемкости, температуропроводности и теплопроводности от состава и температуры, которые могут быть использованы в тепловых расчетах.

**4.4. ОЦЕНКА ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ МАТЕРИАЛА
В ПРОЦЕССЕ ОБЖИГА**

Для обобщения приведенных в главе результатов, полученных с использованием теоретической модели теплопроводности, экспериментальных результатов исследования теплопроводности клинкерных гранул, материалов в установках плоского и цилиндрического слоев рассчитана теплопроводность материалов при одинаковой пористости (табл. 4.14). Из табл. 4.14 видна повторяемость результатов при исследовании теплопроводности различными методами, лежащая в пределах стандартной ошибки теплотехнических измерений 20%.

В результате экспериментов с гранулами установлена зависимость теплопроводности клинкера от температуры при высоких температурах. В установке цилиндрического слоя получена теплопроводность материалов различного состава и пористости. В установке плоского слоя определена теплопроводность клинкера при низких температурах и теплопроводность сырьевых компонентов и их смесей. По экспериментальным данным можно оценить среднюю теплопроводность материала, обрабатываемого в процессе получения клинкера (рис. 4.11). Необходимо заметить что зависимость, представленная рис.4.11, совпадает с результатами расчета по модели теплопроводности многокомпонентного материала (см. табл. 2.12).

Таблица 4.14

Сравнение теплопроводности материалов цементной технологии

Исследуемый материал	Источник данных ¹⁾	Пористость исследуемого материала	Температура, °С	Коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К)		
				слоя (засыпки)	пористого материала, гранулы	плотного материала ($p = 0\%$)
Клинкерные гранулы						
Средний состав	М	–	1000	–	–	1...1,4
СОЦЗ	Г	10,6	1000	–	1,1	1,23 ²⁾
БЦЗ	Г	11	1000	–	1,0	1,12 ²⁾
Лабораторный	Г	17,1	1000	–	0,78	0,94 ²⁾
Клинкер						
Средний состав	М	–	400	–	–	0,8...1,2
СОЦЗ	Г	10,6	400	–	0,74	0,83 ²⁾
СОЦЗ	УПС	20...25	250...330	0,64...0,82	–	0,84...1,03 ²⁾
СЦЗ	УЦС	39...45	420	0,42...0,47	0,78 ³⁾	0,87 ⁴⁾
БЦЗ	Г	11	400	–	0,67	0,75 ²⁾
БЦЗ	УЦС	29...50	420	0,47...0,68	0,87 ³⁾	0,97 ⁴⁾
Лабораторный	Г	17,1	400	–	0,53	0,64 ²⁾
Лабораторный	УПС	23...28	210...290	0,66...0,71	–	0,91...0,92
Материал декарбонизированный						
Средний состав	М	–	400	–	–	0,70
БЦЗ	УЦС	61	420	0,23	0,53 ²⁾	0,59 ²⁾
Материал за цепями						
Средний состав	М	–	500	–	–	0,85
БЦЗ	УЦС	31...38	480	0,25...0,27	0,53 ³⁾	0,59 ⁴⁾
Сухая сырьевая смесь						
Средний состав	М	–	200	–	–	1,1...1,2
Лабораторные	УПС	25	200	0,8...0,9	–	1,1...1,2

¹⁾ М – методика расчета теплопроводности (подразд. 2.6); Г – исследование процесса охлаждения и нагрева гранул (подразд. 3.3); УПС – измерение теплопроводности в установке плоского слоя (подразд. 2.3, 4.2); УЦС – измерение теплопроводности в установке цилиндрического слоя (подразд. 4.1).

²⁾ Рассчитано по зависимости $\lambda_0 = \lambda_n / (1 - 0,01p)$.

³⁾ Рассчитано по данным табл. 4.3 при пористости 10%.

⁴⁾ Рассчитано по данным табл. 4.3 при пористости 0%.

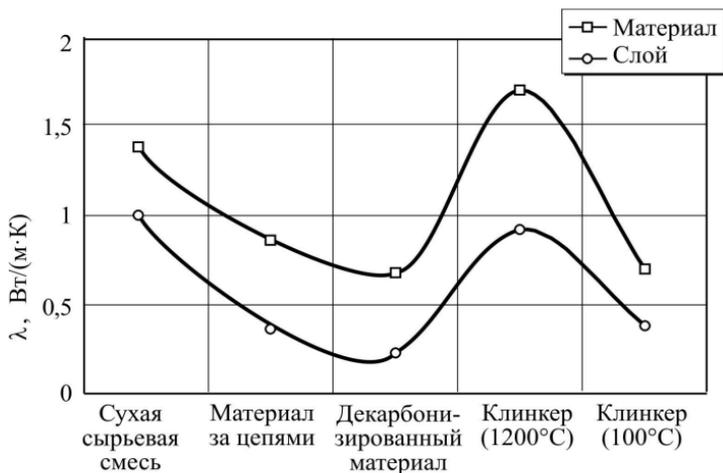


Рис. 4.11. Изменение теплопроводности материала при обжиге (средние значения экспериментальных данных)

Таким образом, в результате разработаны методы и экспериментальная база исследования материалов цементной технологии, получены значения коэффициентов теплопроводности слоя обжигаемого в печи материала и клинкера при различной пористости, установлена зависимость теплопроводности слоя от его пористости, зависимость коэффициента теплопроводности от характеристик материалов, спрогнозированы коэффициенты теплопроводности идеально плотного материала. Эти данные служат основой для расчета коэффициента теплопроводности материала, обжигаемого в цементной печи, на различных стадиях его обработки.

5. МОДЕЛИРОВАНИЕ И ИНТЕНСИФИКАЦИЯ ТЕПЛООБМЕНА В КЛИНКЕРНОМ КОЛОСНИКОВОМ ХОЛОДИЛЬНИКЕ

5.1. ТЕПЛОВОЙ БАЛАНС КОЛОСНИКОВОГО ХОЛОДИЛЬНИКА

Клинкерные холодильники с колосниковой переталкивающей решеткой (рис. 5.1), которыми оснащено большинство современных вращающихся печей, служат для охлаждения, получаемого в печи клинкера и рекуперации его теплоты, во многом определяя эффективность процессов горения и теплообмена в горячей части вращающейся печи. Быстрое охлаждение клинкера необходимо для предотвращения разложения алита на белит и свободный оксид кальция, сохранения жидкой фазы в стекловидном состоянии и придания клинкерным минералам мелкозернистой структуры, то есть для улучшения прочностных характеристик клинкера [53].

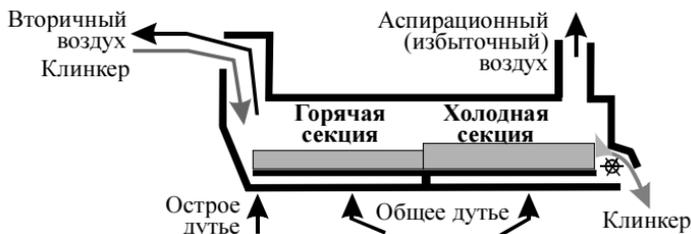


Рис. 5.1. Двухсекционный колосниковый клинкерный холодильник

Эффективность работы промышленных холодильников в ряде случаев низка. Поиск путей улучшения их работы на действующем объекте затруднен, так как это может привести к появлению брака и остановки всей технологической линии. Поэтому наиболее действенным и эффективным способом улучшения работы холодильников является математическое моделирование. Рассматриваемые в разделе примеры относятся к наиболее распространенным в нашей стране двухсекционным колосниковым холодильникам, но предлагаемые методы, алгоритм и программы позволяют моделировать работу и многосекционных холодильников.

В холодильнике слой клинкера движется по переталкивающим колосниковым решеткам. Под слой дутьевыми вентиляторами подается воздух. Входящий воздух делится на острое дутье, предназначенное для резкого охлаждения клинкера в начале колосниковой решетки (обычно объем острого дутья составляет 0,25...0,75 м³/кг кл.) и общее дутье для охлаждения остального слоя.

Общий вид теплового баланса холодильника следующий:

$$Q_{\text{кл1}} + Q_{\text{в}} = Q_{\text{кл2}} + Q_{\text{вт.в}} + Q_{\text{изб.в}} + Q_{\text{о.с}}, \quad (5.1)$$

где $Q_{\text{кл1}}$, $Q_{\text{кл2}}$ – теплота клинкера на входе и выходе; $Q_{\text{в}}$, $Q_{\text{вт.в}}$, $Q_{\text{изб.в}}$ – теплота воздуха, подаваемого в холодильник (острое дутье и общее дутье), вторичного и избыточного воздуха; $Q_{\text{о.с}}$ – потери теплоты в окружающую среду через корпус колосникового холодильника.

Тепловой КПД клинкерного холодильника $\eta_{\text{х}}$ показывает долю теплоты клинкера, возвращаемой в печь

$$\eta_{\text{х}} = \frac{Q_{\text{кл1}} - Q_{\text{пот}}}{Q_{\text{кл1}}} = \frac{Q_{\text{кл1}} - (Q_{\text{кл1}} + Q_{\text{изб.в}} + Q_{\text{о.с}})}{Q_{\text{кл1}}}, \quad (5.2)$$

где $Q_{\text{пот}} = Q_{\text{кл1}} + Q_{\text{изб.в}} + Q_{\text{о.с}}$ – потери теплоты в холодильнике.

Обычно для колосниковых холодильников $\eta_{\text{х}} = 0,75...0,9$ (75...90%), для рекуператорных барабанных $\eta_{\text{х}} = 0,5...0,7$ (50...70%). На рис. 5.2 показана зависимость теплового КПД от параметров клинкера после холодильника и избыточного воздуха.

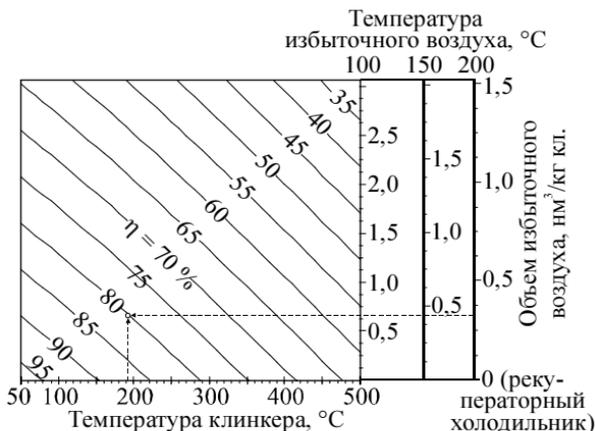


Рис. 5.2. КПД клинкерного холодильника в зависимости от температуры клинкера после холодильника и параметров избыточного воздуха

Для расчета теплового баланса клинкерного холодильника задаются данные, представленные в табл. 5.1.

Таблица 5.1

Исходные данные для расчета клинкерного холодильника

Наименование	Единицы измерения	Условное обозначение	Возможные значения, примечания
Температура клинкера: на входе	°C	$t_{кл1}$	1200...1250
на выходе	°C	$t_{кл2}$	60...150
Объем воздуха: подаваемого в холодильник	м ³ /кг кл.	V_B	1...3,5 (может быть определена как сумма вторичного и избыточного воздуха)
вторичного	м ³ /кг кл.	$V_{вт.в}$	0,6...2,2. Зависит от вида топлива в печи, доли первичного воздуха, расхода топлива, определяется из материального и теплового баланса печи с учетом первичного воздуха и подсосов
Температура воздуха: избыточного	°C	$t_{изб.в}$	100...200
подаваемого в холодильник	°C	t_B	Равна температуре окружающей среды или из-за нагрева в вентиляторе на 5...10° C выше нее
Доля потерь в окружающую среду	%	$k_{о,с}$	Для колосникового холодильника составляет 0,5...1,5% от суммы теплоты, поступающей в холодильник, в большинстве случаев величиной $Q_{о,с}$ можно пренебречь

Расчет заключается в определении статей затрат теплоты:

$$\begin{aligned}
 Q_{кл1} &= c_{кл} t_{кл1}; \\
 Q_B &= c_B t_B V_B; \\
 Q_{кл2} &= c_{кл} t_{кл2}; \\
 Q_{изб.в} &= c_B t_{изб.в} V_{изб.в}; \\
 Q_{о,с} &= 0,01 k_{о,с} (Q_{кл1} + Q_B),
 \end{aligned}
 \tag{5.3}$$

где $c_{кл}$ и c_v – теплоемкость клинкера (кДж/(кг·К)) и воздуха (кДж/(м³·К)) при соответствующей температуре (табл. 1–3 и рис. 1 приложения).

Затем из уравнения теплового баланса определяется теплота вторичного воздуха

$$Q_{вт.в} = Q_{кл1} + Q_v - Q_{кл2} - Q_{изб.в} - Q_{о.с} \quad (5.4)$$

и при необходимости путем итерационного расчета или по рис. 2 прилож. – его температура:

$$t_{вт.в} = \frac{Q_{вт.в}}{c_v V_{вт.в}} \quad (5.5)$$

На рис. 5.3 приведена зависимость температур горения и вторичного воздуха от КПД холодильника.

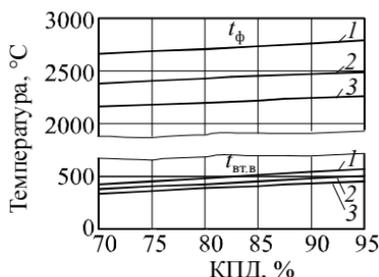


Рис. 5.3. Зависимость теоретической температуры горения в печи t_{ϕ} и температуры вторичного воздуха $t_{вт.в}$ от теплового КПД холодильника: расход вторичного воздуха 1 – 1,5; 2 – 1,7; 3 – 1,9 нм³/кг кл.; расход топлива 200 кг усл. топл/т кл.

В ряде случаев, когда расчет теплового баланса холодильника не требуется, но данные о его работе необходимы для составления теплового баланса печного агрегата, включающего печь с запечными теплообменниками и холодильник, может быть использован упрощенный метод расчета по тепловому КПД холодильника. В этом случае определяются потери теплоты в холодильнике, включающие теплосодержание избыточного воздуха и клинкера на выходе из холодильника и потери в окружающую среду $Q_{пот}$, кДж/кг кл.:

$$Q_{пот} = Q_{кл1} + Q_{изб.в} + Q_{о.с} = (1 - \eta_x) Q_{кл1} \approx 1236 (1 - \eta_x) \quad (5.6)$$

и при необходимости – теплосодержание вторичного воздуха:

$$Q_{вт.в} = \eta_x Q_{кл1} \approx 1236 \eta_x, \text{ кДж/кг кл.}$$

Рассмотренные методы расчетов могут быть использованы и для рекуператорных (барабанных) холодильников с учетом отсутствия в них избыточного воздуха и значительных потерь в окружающую среду, составляющих 250...350 кДж/кг кл.

5.2. ЭКСЕРГЕТИЧЕСКИЙ БАЛАНС КОЛОСНИКОВОГО КЛИНКЕРНОГО ХОЛОДИЛЬНИКА

Целью работы является разработка методики расчета эксергетического баланса и потерь в клинкерном колосниковом холодильнике (рис. 5.4) с использованием стандартных термодинамических данных.

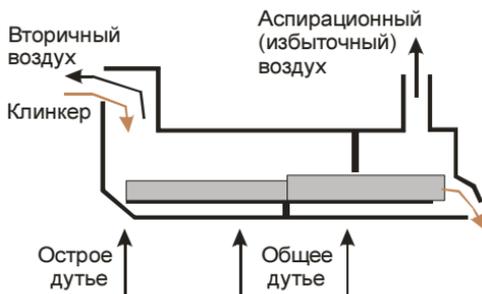


Рис. 5.4. Схема колосникового клинкерного холодильника

В холодильник из вращающейся печи поступает горячий клинкер. Перемещаясь по длине аппарата с помощью колосниковых решеток, он остывает благодаря холодному воздуху из окружающей среды, который подается вентиляторами под слой клинкера. Остыв до требуемой температуры, клинкер выходит из холодильника. Нагретый теплом клинкера воздух, называемый вторичным, поступает на горение во вращающуюся печь. Так как объема воздуха, который необходим для горения, недостаточно для охлаждения клинкера, в холодильник подается несколько больший объем. Лишний воздух называется избыточным (аспириционным) и выбрасывается из холодильника в окружающую среду [54].

В колосниковом холодильнике избыточный воздух выделяет теплоту $q_{изб}$, а выходящий клинкер теплоту $q_{кл}$. Эта теплота нигде не используется, поэтому относится к потерям. К ним также относится теп-

лота, теряемая через стенки холодильника в окружающую среду $q_{o.c.}$, но эта величина мала и обычно в расчетах ею пренебрегают.

Входящие и выходящие потоки в холодильнике характеризуются эксергией [55]. Наряду с тепловыми потерями бывают потери эксергетические. К ним в холодильнике можно отнести:

- а) потери от необратимости теплообмена;
- б) потери с выходящими в окружающую среду потоками.

Суммарные потери можно представить в виде выражения:

$$\Delta E = \Delta E_{\text{необр}} + \Delta E_{\text{пот}}$$

Чтобы определить потери эксергии, предлагается разделить колосниковый холодильник на две зоны (рис 5.5).

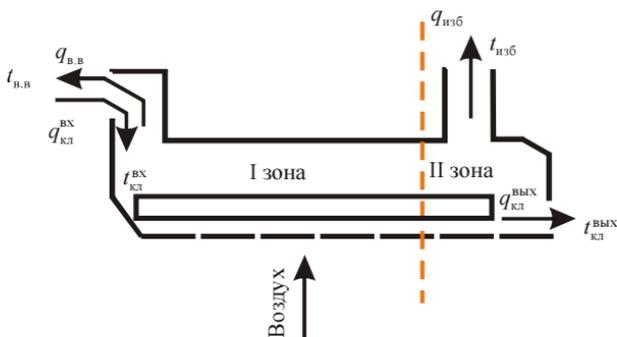


Рис. 5.5. Схема входящих и выходящих потоков колосникового холодильника

В I зоне происходят потери эксергии от необратимости теплообмена с поступающим клинкером и выходящим вторичным воздухом. В зоне II вся теплота, поступающая вместе с клинкером и воздухом теряется в окружающую среду с выходящими из холодильника клинкером и избыточным воздухом.

Для определения эксергетических потерь рассчитаем эксергию всех потоков, используя выражения:

$$e = (H - H_0) - T_0(S - S_0),$$

$$H = \Delta H_{298}^0 + a + bt + ct^2 + \frac{d}{273,15 + t}, \quad (5.7)$$

$$S = \left(S_{298}^0 + a(\ln(t_0 + 273) - 5,7) + b \frac{t_0 - 25}{1000} - c \left(\frac{0,5 \cdot 10^5}{(t_0 + 273)^2} - 0,563 \right) \right) 10^{-3} \quad (5.8)$$

$$H_0 = \Delta H_{298}^0 + a + bt + ct_0^2 + \frac{d}{273,15 + t_0}, \quad (5.9)$$

где t, t_0 – температура вещества и окружающей среды, H, S, H_0, S_0 – энтальпия и энтропия вещества при температуре t и t_0 . a, b, c, d – коэффициенты уравнения изобарной мольной теплоемкости $c_p = a + bT + cT^2$, используемые в расчете выражений (5.7), (5.8), (5.9) табл. 5.2.

Произведем расчет эксергетического баланса колосникового хо-лодильника по следующим температурным данным, °С :

Температура клинкера на входе.....	1200
Температура клинкера на выходе.....	100
Температура избыточного воздуха.....	100
Температура подаваемого воздуха.....	0
Температура окружающей среды.....	0

Таблица 5.2

Коэффициенты уравнения изобарной мольной теплоемкости
 $c_p = a + bT + cT^2$, Дж/(моль·К) [46, 56]

Химические соединения	a	$b \cdot 10^3$	$c \cdot 10^{-5}$
Воздух			
N ₂	28,598	3,77	- 0,502
O ₂	29,98	4,187	-1,6748
H ₂ O	30,565	10,3	0
CO ₂	44,17	9,04	- 8,54
Клинкерные минералы			
C ₃ S	208,72	36,092	- 42,498
C ₂ S	151,779	36,971	- 30,313
C ₃ A	260,776	19,176	- 50,286
C ₄ AF	374,694	72,854	0

Согласно этому балансу потери от необратимости теплообмена и потери от теплообмена в зоне II будут выглядеть так:

$$\Delta E_{\text{необр}} = e_{\text{кл}}^{\text{вх}} - e_{\text{вв}} - e'_{\text{кл}} = 834 - 384 - 35 = 415 \text{ кДж/кг кл};$$

$$\Delta E_{\text{пот}} = e'_{\text{кл}} = 35 \text{ кДж/кг кл},$$

где $e_{\text{кл}}^{\text{вх}}$ – эксергия клинкера на входе в холодильник; $e_{\text{вв}}$ – эксергия вторичного воздуха после подогрева; $e'_{\text{кл}}$ – эксергия клинкера на границе I и II зоны. $\Delta E_{\text{исобр}} > \Delta E_{\text{пот}}$, так как во II зону клинкер поступает охлажденным.

Результаты расчетов представлены в табл. 5.3

Таблица 5.3

Расчет эксергетического баланса колосникового холодильника

Рассчитанные параметры воздуха и клинкера	t , °C	V , м ³ /кг кл	Q , кДж/кг кл	$E_{\text{тм}}$, кДж/кг кл
Клинкер после печи	1200	–	1314	834
Клинкер после холодильника	100	–	87	13
Воздух на входе	0	2,3	0	0
Воздух вторичный	474	1,8	1161	384
Воздух избыточный	100	0,5	66	8
Клинкер в сечении	169	–	152	35
Воздух вторичный на входе	0	1,8	0	0

Произведем расчет теплового и эксергетического КПД колосникового холодильника, эксергетический КПД принят согласно работе [13]:

$$\eta_{\text{теп}} = \frac{Q_{\text{вв}}}{Q_{\text{кл после печи}} + Q_{\text{воз на вх}}} = 88,4 \%;$$

$$\eta_{\text{экс}} = \frac{e_{\text{вв}}}{e_{\text{кл после печи}} + e_{\text{воз на вх}}} = 50,2 \%,$$

где $Q_{\text{вв}}$ – теплота вторичного воздуха после подогрева, кДж. Тепловой КПД значительно выше эксергетического, так как теплота передается от клинкера с температурой 1200°C к вторичному воздуху с температурой 474°C, то есть теряется качество теплоты.

На рис. 5.6 приведены зависимость между тепловым и эксергетическим КПД и зависимость температуры вторичного воздуха от эксергетического КПД. Как видно из графиков, максимальное значение эксергетического КПД равно 55,3%. Между представленными величинами наблюдается линейная зависимость.

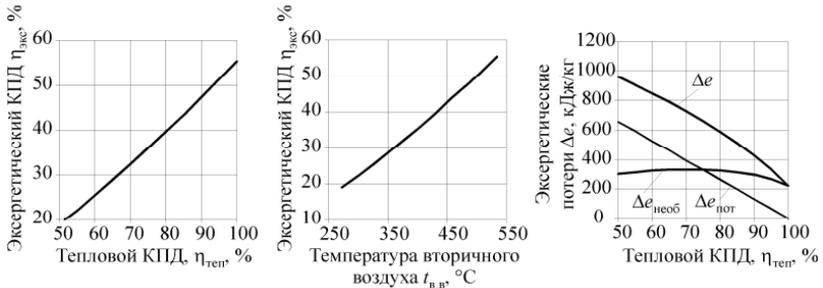


Рис. 5.6. Зависимость характеристик тепловой работы холодильника от эксергетического КПД

Можно сделать вывод, что основные потери теплоты в клинкерном холодильнике наблюдаются от необратимости теплообмена. Повышение эксергетического КПД возможно при увеличении температуры вторичного воздуха, что может быть осуществлено, например, при двойной продувке.

5.3. РАСЧЕТ РАСХОДА ВОЗДУХА ПО ДАННЫМ АЭРОДИНАМИЧЕСКИХ ЗАМЕРОВ

При теплотехнических испытаниях расход воздуха в газоходах холодильника определяется по данным замеров давления в них. Для измерения статического давления и общего давления используются U-образные манометры, динамического – микроманометр. Трубка Пито состоит из двух трубок, конец одной из них расположен навстречу потоку (ее сечение перпендикулярно направлению потока), и она воспринимает полное давление. Сечение конца второй трубки расположено параллельно потоку, и она воспринимает статическое давление.

Схемы подключения манометров показаны на рис. 5.7.

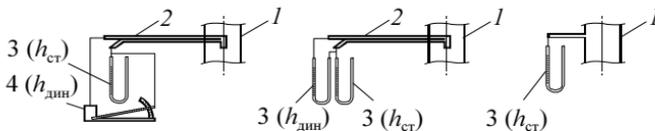


Рис. 5.7. Подключение манометров для измерения давления:

1 – воздуховод; 2 – трубка Пито; 3 – U-образный манометр; 4 – дифманометр

Вследствие трения потока о стенки скорость в центре газохода выше, чем около стенки (рис. 5.8). Для турбулентного потока теоретическое соотношение максимальной скорости на оси потока к средней скорости в сечении составляет 0,85.

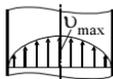


Рис. 5.8. Теоретическое распределение скоростей потока по поперечному сечению газохода

В воздуховодах колосникового холодильника из-за изменения направления движения потока и малых длин прямых участков, недостаточных для стабилизации потока, поле скоростей отличается от теоретического. Поэтому измерения давления проводят в нескольких точках, усредняя затем полученные значения. Для этого трубку Пито устанавливают в несколько положений, передвигая перпендикулярно оси газохода (рис. 5.9). Общее число положений должно быть нечетным и равняться 7–15, при этом одна из точек замера должна быть в центре газохода, а крайние – вплотную к стенкам. В каждом положении необходимо следить, чтобы конец трубки в газоходу находился параллельно оси газохода.

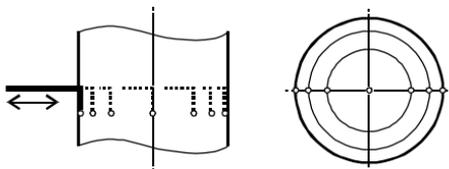


Рис. 5.9. Перемещение трубки Пито в круглом газоходе

Точки замеров выбираются таким образом, чтобы они находились на концентрических окружностях, делящих сечение газохода на сегменты равной площади (рис. 5.6). Расстояние от стенки газохода до точки замера x_i для круглого и квадратного сечения при этом будет следующим:

$$x_i = D \left(0,5 - \sqrt{\frac{n+1-2i}{4(n-1)}} \right), \quad 1 \leq i < \frac{n+1}{2},$$

$$x_i = 0,5D, \quad i = \frac{n+1}{2}, \quad (5.10)$$

$$x_i = D \left(0,5 + \sqrt{\frac{2i - n - 1}{4(n - 1)}} \right), \quad \frac{n+1}{2} < i \leq 1;$$

где D – диаметр круглого газохода или сторона стенки квадратного газохода; n – общее нечетное количество точек.

На рис. 5.10 представлены относительные координаты точек замеров, рассчитанные по приведенным выражениям.

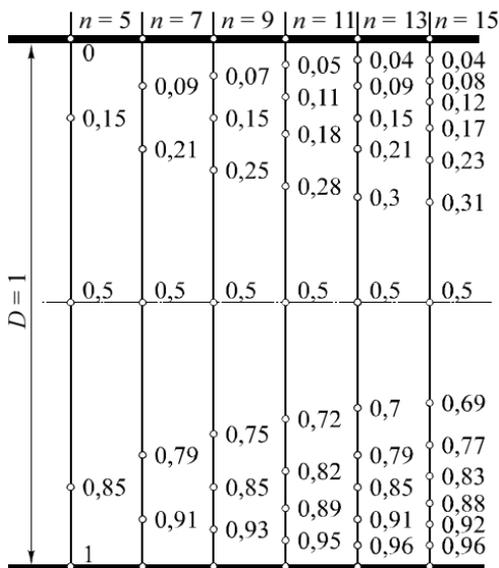


Рис. 5.10. Относительное расположение точек замера в круглом газоходе при разном общем количестве точек n

В каждой точке замера определяют показания микроманометра или U-образного манометра $h_{\text{дин}}$, мм, и U-образного манометра $h_{\text{ст}}$, мм.

Порядок обработки результатов измерений следующий.

1. По показаниям манометров определяется статическое давление $p_{\text{ст}}$, Па. Значение $p_{\text{ст}}$ должно быть в каждой точке одинаково, и в качестве него используется результат измерений статического давления трубкой Пито у противоположной стенки воздуховода с номером n (что делается для исключения влияния негерметичности воздуховода в месте

ввода трубки) или результат измерения с помощью стационарной трубки, вделанной в стенку воздуховода (см. рис. 5.7):

$$p_{ст} = 0,001 \cdot 9,81 \rho_m h_{ст} n, \quad (5.11)$$

где ρ_m – плотность жидкости, кг/м^3 , находящейся в U-образном манометре. Для воды

$$p_{ст} = 9,81 h_{ст} n. \quad (5.12)$$

Рассчитывается плотность воздуха, кг/м^3 :

$$\rho_v = 1,293 \frac{273}{t_v + 273} \frac{p_6 \pm p_{ст}}{101300}, \quad (5.13)$$

где t_v – температура воздуха в воздуховоде, $^{\circ}\text{C}$; p_6 – барометрическое давление, Па. Знак «+» используется для нагнетательных воздуховодов, знак «-» – для всасывающих.

2. По показаниям манометров определяется динамическое давление в каждой точке замера $p_{дин i}$, Па:

– при измерении U-образными манометрами

$$p_{дин i} = 0,001 \cdot 9,81 \rho_m (h_{общ} - h_{ст}); \quad (5.14)$$

– при измерении микроманометром с градуировкой в мм вод. ст.

$$p_{дин i} = 0,001 \cdot 9,81 k k_m \rho_m h_{дин}, \quad (5.15)$$

где k – коэффициент угла наклона трубки (с уменьшением k возрастает точность измерений); k_m – тарировочный коэффициент микроманометра.

3. Определяется скорость в каждой точке замера и средняя в воздуховоде, м/с:

$$v_i = \sqrt{\frac{2 p_{дин}}{\rho_v}}, \quad (5.16)$$

$$v_v = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n v_i. \quad (5.17)$$

Определяется расход воздуха V_v , $\text{м}^3/\text{с}$

$$V_v = 0,25\pi D_f^2 v_v, \quad (5.18)$$

При теплотехнических испытаниях часто трудно точно определить расход избыточного воздуха из-за его низкой скорости. Предлагается следующая методика расчета расхода воздуха, обеспечивающая правильность материального баланса холодильника (равенство объема входящего воздуха сумме объемов вторичного и избыточного воздуха).

1. Объем вторичного воздуха, подаваемого в печь, определяется исходя из расчета горения топлива, расхода топлива, объема первичного воздуха и присосов в горячей части печи.

2. Объем воздуха, подаваемого в печь из холодильника, рассчитывается как разность между объемом воздуха, входящим в холодильник, и избыточным.

3. Если полученное значение меньше объема вторичного воздуха, оно увеличивается до необходимого за счет присосов в шахте холодильника.

4. Если полученное значение больше объема вторичного воздуха, оно уменьшается до необходимого, а лишний воздух, появившийся при этом, добавляется к избыточному.

Таким образом, объем подаваемого в холодильник воздуха остается неизменным, а количество подаваемого в печь воздуха доводится до требуемого за счет изменения присосов или избыточного воздуха.

Применение такой методики расчета при обработке данных показало высокую достоверность результатов и отсутствие влияния неточности измерений на рассчитываемый тепловой баланс печи.

5.4. МЕТОДЫ РАСЧЕТА ПРОЦЕССОВ ТЕПЛООБМЕНА В КОЛОСНИКОВОМ ХОЛОДИЛЬНИКЕ

Схема теплообмена в клинкерном слое

Процесс теплообмена в колосниковом холодильнике происходит между слоем клинкера и проходящим через него воздухом и описывается системой дифференциальных уравнений теплообмена, сохранения теплоты и движения воздуха. Согласно работам [53, 40, 57], можно привести следующие характеристики работы промышленных колосниковых холодильников. Время прохождения клинкера через холодильник составляет 17...35 мин., что определяет горизонтальную скорость клинкера не более 0,01 м/с. Слой клинкера в холодильнике перемещается в горизонтальном направлении вследствие движения колосников. Частота движения колосников составляет 4...24 хода в минуту, или время одного хода равно 2,5–15 с. Условная скорость движения холодного воздуха через слой клинкера, отнесенная ко всей площади сечения, рассчитанная по данным работ [40, 57], составляет не менее 0,75 м/с, таким образом, время прохождения воздуха через слой клинкера составляет не более 0,16...0,3 с. Данная скорость на несколько поряд-

ков превышает скорость движения и перемешивания клинкера, и при выделении в клинкерном слое элементарного объема процессы в нем можно представить как прохождение воздуха через неподвижную засыпку. В связи с турбулентным характером течения воздуха и хаотичным расположением каналов поток воздуха можно считать интенсивно перемешивающимся.

Клинкер представляет собой полидисперсный слой частиц, но согласно работе [58] пористость полидисперсной смеси на практике имеет такой же порядок (35...45%), как и у монодисперсной.

Схема теплообмена согласно работам [5, 59] имеет вид перекрестного тока с одним перемешивающимся теплоносителем – воздухом и одним не перемешивающимся – клинкером (рис. 5.11).

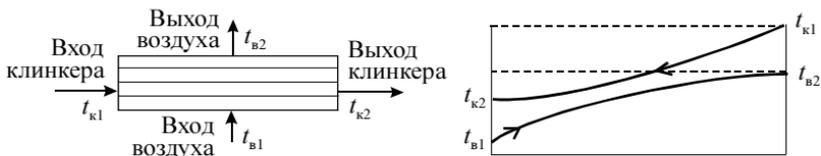


Рис. 5.11. Схема теплообмена в клинкерном холодильнике:

t_{k1}, t_{b1} – температура клинкера и воздуха на входе в холодильник;
 t_{k2}, t_{b2} – температура клинкера и воздуха на выходе из холодильника

Одним из способов расчета теплообмена при изменении температур клинкера и воздуха является метод поправочного коэффициента [5, 47, 59]. В нем используется усредненная по объему разность температур воздуха и клинкера, и температурный напор определяется через среднелогарифмическую разность температур взаимодействующих потоков при перекрестном токе и поправочный коэффициент ψ :

$$\Delta t = \psi \left((t_{b1} - t_{k2}) - (t_{b2} - t_{k1}) \right) \left(\ln \frac{t_{b1} - t_{k2}}{t_{b2} - t_{k1}} \right)^{-1} \quad (5.19)$$

Коэффициент ψ равен 1 для теплообмена в идеальных условиях противотока и менее 1 – во всех других случаях. Он определяется путем решения дифференциальных уравнений теплообмена [59], в работе [48]; приведена формула для его расчета.

При применении метода поправочного коэффициента должны выполняться такие условия: постоянство коэффициента теплопередачи, массовой скорости и теплоемкости теплоносителей и отсутствие

потерь в окружающую среду [59]. Из этого следует, что при расчете теплообмена в колосниковом холодильнике клинкерный слой необходимо разбивать на элементарные объемы, в каждом из которых перечисленные свойства можно принять постоянными. Неточность усреднения этих величин на большом объеме засыпки объясняет погрешности расчета теплообмена в колосниковых холодильниках по упрощенным методикам, в частности, приведенной в работе [60].

Анализ методов расчета аэродинамического сопротивления слоя

Для моделирования работы колосникового холодильника необходимо знать коэффициенты теплоотдачи и газодинамического сопротивления слоя. Клинкер в колосниковом холодильнике является слоем со случайной упаковкой, так как согласно работе [59] к этому типу можно отнести слои с геометрическими размерами, более чем в 10 раз превышающими диаметр частиц при произвольном способе заполнения объема частицами. Поля скоростей и давления воздуха при фильтрации газа через засыпку определяются интегрированием уравнения Навье-Стокса [61, 62] с учетом начальных и граничных условий:

$$-\text{grad } p = \left(\frac{f_{\text{уд}}^2 \mu K}{\varphi^3} + \frac{f_{\text{ин}} \rho K_{\text{и}}}{2\varphi^3} \right) v, \quad (5.20)$$

где p – давление; v – условная скорость, отнесенная к общему сечению; μ – динамическая вязкость; φ – пористость слоя; $f_{\text{уд}}$ – площадь поверхности частиц в единице объема; K и $K_{\text{и}}$ – константы Козени-Кармана вязкого и инерционного движения; ρ – плотность воздуха.

Сложная структура слоя не позволяет получить точное решение уравнения (5.17) и для инженерных расчетов используется формула Дарси:

$$\Delta p = \xi \frac{v^2}{2} \rho \frac{h}{d}, \quad (5.21)$$

где Δp – сопротивление слоя; ξ – коэффициент аэродинамического сопротивления; h – высота слоя; d – диаметр частиц.

Коэффициент аэродинамического сопротивления ξ определяется по результатам экспериментальных исследований, обработанных с использованием методов теории подобия [58, 63]. Эксперимент по определению перепада давления Δp довольно прост, и для различных материалов имеется большое количество исследований, но, как отме-

чается в работе [58], их невозможно обобщить в связи с нестандартным представлением результатов и отсутствием в публикациях ряда важных характеристик слоя, например пористости и диаметра частиц.

Рассмотрим вид зависимости для коэффициента сопротивления ξ . Основным параметром, определяющим структуру потока, является критерий Рейнольдса. Так как течение газа (воздуха) в засыпке происходит по каналам сложной формы, критерий определяется по эквивалентному диаметру порового канала d_3 , который для сферических частиц определяется как

$$d_3 = \frac{4 \varphi d}{6(1-\varphi)}, \quad (5.22)$$

Таким образом, коэффициент аэродинамического сопротивления ξ является функцией от эквивалентного критерия Рейнольдса Re_3 или критерия Рейнольдса Re и пористости слоя φ :

$$\xi = f(Re_3) \quad \vee \quad \xi = f(Re, \varphi). \quad (5.23)$$

Как при подходе с позиций внутренней задачи (капиллярная или каналовая модель), так и внешней (обтекание ансамбля шаров) относительный перепад давления в слое можно представить как сумму потерь давления, вызванных силами вязкости и инерции: $\Delta p = \Delta p_v + \Delta p_b$, откуда коэффициент сопротивления ξ представляется в виде двучленного эмпирического уравнения [64–66]:

$$\xi = 8K / Re_3 + K_u. \quad (5.24)$$

Хотя оба коэффициента K и K_u являются функциями от пористости и степени полидисперсности слоя, а также фактора формы частиц и их эквивалентного диаметра, для различных условий они отличаются мало и могут приниматься в качестве констант. Согласно экспериментальным данным, обобщенным в работах [59, 63], для частиц нерегулярной формы $K = 4,5 \dots 7,55$; $K_u = 0,5 \dots 1$.

Наиболее распространенной для практического применения формой двучленного уравнения (5.24) для описания коэффициента аэродинамического сопротивления ξ слоя со случайной упаковкой является формула Эргунa [65], обобщенная в работе [59]:

$$\xi = 2 \frac{(1-\varphi)}{\varphi^3} \left(C_1 \frac{(1-\varphi)}{Re} + C_2 \right), \quad (5.25)$$

или в упрощенном виде

$$\xi = \frac{C_1'}{\text{Re}/\varphi} + C_2', \quad (5.26)$$

где C_1, C_2, C_1', C_2' – коэффициенты.

Формула Эргуна основана на каналовой модели и включает слагаемые, пропорциональные сопротивлениям трения и формы.

Слой клинкерных гранул можно отнести к полидисперсным системам из частиц неправильной формы с неровной поверхностью. Полидисперсные системы изучены в гораздо меньшей степени, чем монодисперсные [58]. Но результаты измерений, представленные в работах [67–69] и проведенные в том числе и для строительных материалов показывают, что характеристики и сопротивление слоя поли- и монодисперсных систем отличаются мало.

Согласно анализу, проведенному в работе [58], неровность поверхности влияет на теплообмен и аэродинамическое сопротивление только в условиях вязкого течения. Но в связи с большим значением критерия Рейнольдса для условий прохождения воздуха через клинкерный слой в потоке преобладают инерционные силы. Таким образом, для клинкера возможно применение зависимостей, полученных на материалах, близких по геометрическим характеристикам к слою клинкера, но отличающихся по структуре и шероховатости поверхности частиц.

Для таких материалов в ряде работ уточнены коэффициенты Эргуна, а также предложены выражения для определения коэффициента сопротивления ξ в зависимости от критерия Рейнольдса Re и пористости слоя φ или сопротивления Δp в зависимости от режимных факторов (табл. 5.4). Необходимо отметить, что погрешность эксперимента при измерении коэффициентов сопротивления ξ и теплообмена α составляет 10...20% [58].

Сопротивление, рассчитанное по этим выражениям при одинаковых условиях, может различаться более чем в 10 раз (рис. 5.12).

Несмотря на значительные отклонения отдельных данных, большая часть зависимостей, полученных при широком изменении критерия Re , имеют подобный вид и отличается не более чем на 25...30%. Это отмечается и в работе [58], где указано, что форма зависимости сопротивления слоя, отнесенного на единицу его высоты $\Delta p/h$, для частиц разных форм одинакова с коэффициентом пропорциональности, отличающимся на 20...30%.

Расчет перепада давления при течении газа через засыпку из частиц

№	Автор, источник	Материал	Формула	Примечания
1	2	3	4	5
1.	Ergun [65]	Геометрические тела, мраморная крошка, сортированный кокс	$\xi = 2 \frac{(1-\varphi)}{\varphi^3} \times$ $\times \left(C_1 \frac{(1-\varphi)}{Re} + C_2 \right);$ $C_1 = 150; C_2 = 1,75$	Не учитывается шероховатость частиц
2.	McDonald [70]	Случайная упаковка сфер	$C_1 = 180; C_2 = 1,80$ (а)	$0,1 < Re < 10^5$
			$C_1 = 180; C_2 = 1,40$ (б)	Для слоя из шероховатых частиц
3.	ВТИ, приведено в работе [71]	Кусковые и сыпучие материалы	$\xi = 2056/Re$	$Re < 7, \varphi = 0,4$
			$\xi = 1800/Re + 46/Re^{0,08}$	$Re > 7; \varphi = 0,4$
4.	Жаворонков, приведено в работе [71]	Кусковые материалы	$\Delta p = \frac{7,6 \rho v^{1,8} \nu^{0,2} H}{d_{гидр}^{1,2} \varphi^{1,8}};$ $d_{гидр} = \frac{2}{3} d \frac{\varphi}{1-\varphi}$	—
5.	Гольдштик [72]	Свободная засыпка из сфер	$\Delta p = \frac{3(1-\varphi)}{2\varphi\psi} \times$ $\times \left[1 + 422 \frac{\psi}{Re} \right] \frac{H}{d} \rho \nu^2;$ $\psi = 0,56 \varphi - 0,052$	—
6.	Аэров, Тодес [63]	Засыпка из частиц неправильной формы	$\xi = 6 \frac{1-\varphi}{\varphi^3} \times$ $\times \left(36,4 \frac{\varphi}{Re} + 0,45 \right)$	$\frac{Re}{\varphi} < 2 \cdot 10^{-3}$
			$\xi = 6,54 \frac{1-\varphi}{\varphi^3} \left(\frac{\varphi}{Re} \right)^{0,14}$	$2 \cdot 10^3 < \frac{Re}{\varphi} < 10^5$

1	2	3	4	5
7.	Бернштейн [73]	Кусковые тела неправильной формы	$\xi = \frac{1,53}{\varphi^{4,2}} \left(\frac{75}{Re_r} + \frac{15}{\sqrt{Re_r}} + 1 \right) + \Delta\xi_f;$ $Re_r = \frac{0,45}{(1-\varphi)\sqrt{\varphi}} Re;$ $\Delta\xi_f = 2 \frac{\Delta t_b}{273+t_b}$	Re_r – критерий Рейнольдса для наиболее узкого промежутка между зернами; $\Delta\xi_f$ – поправка на неизотермичность потока воздуха
8.	Anselm [74]	–	$\Delta p = n \rho v^{1,9} g h$	$d, \text{ мм}$ n 6,0.....11 4,5.....14...18 3,5.....28 2,5.....55
9.	Боришанский [75]	–	$\xi = 20 + 700/Re$	$Re < 5000$
10.	Казанцев [9]	Агломерат, окатанные куски	$\xi = 8,4 + 3600/Re \text{ (а)}$	$d = 15 \dots 52 \text{ мм}$
		Известковая руда	$\xi = 10,4 + 8570/Re \text{ (б)}$	$d = 14 \dots 100 \text{ мм}$
		Агломерат, остроугольные куски	$\xi = 15,6 + 7900/Re \text{ (в)}$	$d = 15 \dots 52 \text{ мм}$
11.	Касаткин А. К. [76]	–	$\xi = \frac{3(1-\varphi)}{2\varphi^3} \times \left(\frac{133}{Re} + 2,34 \right)$	–
Обозначения: Δp – перепад давления, Па; ξ – коэффициент гидродинамического сопротивления; H – высота слоя, м; ρ – плотность потока, кг/м ³ ; v – условная скорость потока, отнесенная к общему сечению, м ² ; φ – пористость слоя; d – эквивалентный диаметр частиц в засыпке, м; $Re = vd/\nu$ – критерий Рейнольдса, рассчитанный по условной скорости; ν – кинематическая вязкость, м ² /с; t_b – средняя температура воздуха, °С; Δt_b – изменение температуры воздуха, °С.				

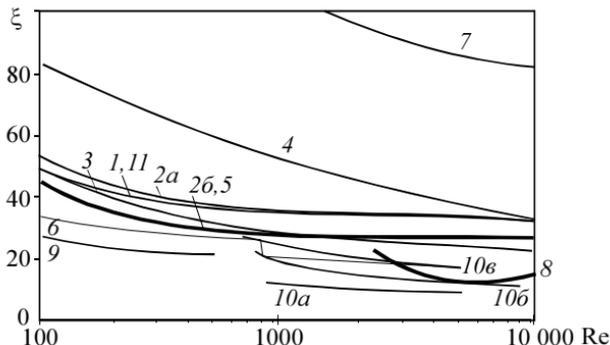


Рис. 5.12. Коэффициент аэродинамического сопротивления слоя ξ , рассчитанный по данным табл. 5.4

В колосниковом холодильнике необходимо учитывать также сопротивление решетки $\Delta p_{\text{реш}}$ [53]:

$$\Delta p_{\text{реш}} = \xi_{\text{реш}} \frac{v^2}{2} \rho. \quad (5.27)$$

Коэффициент сопротивления решетки $\xi_{\text{реш}}$ зависит от ее живого сечения f_0 и критерия Рейнольдса. На основании обработки данных, рассчитанных по приведенной в работе [53] методике, получено уравнение, связывающее данные параметры:

$$\xi_{\text{реш}} = \frac{11,37 \ln Re + \frac{450}{\ln Re} - 79,1}{1 - 16,38 f_0 + 101,3 f_0^2}, \quad (5.28)$$

где f_0 – отношение общей площади к свободному сечению.

Формула применима при $Re > 100$, среднеквадратичное отклонение данных, полученных по формуле (5.28) и по методике [53], составляет 0,8.

Анализ методов расчета коэффициента теплообмена в слое

Для расчета теплообмена в слое из гранул многими авторами получен ряд критериальных уравнений зависимостей объемного коэффициента теплоотдачи α_V от режимных факторов (табл. 5.5).

Значения критерия Нуссельта, полученные по этим уравнениям, могут отличаться в 20 раз (рис. 5.13), отклонение возрастает с увеличением критерия Re . Для основной группы зависимостей при $Re = 6000$ различие составляет 30%, при $Re = 2 \cdot 10^4$ – 70%.

Расчет коэффициента теплопередачи в слое из гранул

№	Автор, источник	Материал	Формула	Примечание
1	2	3	4	5
1.	Ranz [77]	Слой из сфер одинакового размера	$Nu = (Nu_{\min} + \sqrt{Nu_{\text{turb}}^2 + Nu_{\text{lam}}^2}) f_{\phi};$ $Nu_{\text{lam}} = 0,664 \sqrt{\frac{Re}{\phi}} \sqrt[3]{Pr};$ $Nu_{\text{turb}} = \frac{0,37 [Re/\phi]^{0,8} Pr}{1 + 2,443 [Re/\phi]^{-0,1} (Pr^{2/3} - 1)};$ $f_{\phi} = 1 + 1,5(1 - \phi)$	$0,26 < \phi < 1;$ Для одиночной сферы $Nu_{\min} = 2;$ f_{ϕ} – коэффициент формы [78]
2.	Гнилинский [72]	Свободная засыпка из частиц неправильной формы	$Nu = 0,51 Pr^{0,33} [Re/\phi]^{0,85}$	$0,2 < Re/\phi < 2$
			$Nu = 0,72 Pr^{0,33} [Re/\phi]^{0,47}$	$2 < Re/\phi < 30$
			$Nu = 0,39 Pr^{0,33} [Re/\phi]^{0,64}$	$30 < Re/\phi < 8 \cdot 10^4$
3.	Тимофеев [79]	Кусковые материалы	$Nu = 0,106 Re$	$20 < Re < 200$
			$Nu = 0,61 Re^{0,67}$	$Re > 200;$ Re – при нормальных условиях
4.	Тимофеев, приведено в работе [5]	Сыпучие материалы	$Nu = 0,23 Re^{0,863}$	$Re < 160$
			$Nu = 0,24 Re^{0,83}$	$Re > 160$
5.	Федоров [80, 81]	Уголь	$Nu = 0,23 Re^{0,863}$	$d = 3 \dots 12$ мм; $\phi = 0,51 \dots 0,575$
6.	Чуханова [82]	Шамот, кокс, сталь	$Nu = 0,24 Re^{0,83}$	$d = 2 \dots 7$ мм; $\phi = 0,5 \dots 0,52$
7.	Бернштейн [83]	Дробленый гипс	$Nu = 0,043 Re$ (а)	$d = 7 \dots 12$ мм, $\phi = 0,43$
			$Nu = 0,0795 Re$ (б)	$d = 12 \dots 18$ мм, $\phi = 0,55$
			$Nu = 0,075 Re$ (в)	$d = 18 \dots 25$ мм, $\phi = 0,51$

1	2	3	4	5
8.	Китаев [84], Фурнас К. [48]	Железная руда, агломерат, уголь, известь, огнеупорный бой	$\alpha_V = A B T_{\text{кл}}^{0,3} \nu_0^{0,9} d^{-0,75}$	A = 135...170; B = 0,5 [64]; AB = 80 [25]; для известняка A = 166; B = 0,5 [48]
9.	Loff, приведено в работе [48]	Гранит, кальцит, гематит, кокс	$\alpha_V = C T_{\text{г}}^{0,3} \left(\frac{\nu \rho}{3600 d} \right)^{0,7}$	C = 1,04...1,8
10	Чуханова, приведено в работе [48]	Железная руда, агломерат, известняк	$\alpha_V = 12 T_{\text{кл}}^{0,3} \nu_0 d^{-1,35}$	–
11	Transtell [85]	–	$\text{Nu} = \frac{0,106}{1 - \phi} \text{Re Pr}$	–

Обозначения: Nu = $\alpha d / \lambda$ – критерий Нуссельта; Re = $\nu d / \nu$ – критерий Рейнольдса; Pr = ν / a – критерий Прандтля; α – коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²·К); α_V – коэффициент объемный теплоотдачи, Вт/(м³·К); ν – условная скорость, м/с; ν_0 – условная скорость при нормальных условиях, м/с; d – эквивалентный диаметр частиц, м; ϕ – пористость слоя; a – коэффициент температуропроводности, м²/с; λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К); ν – кинематическая вязкость, м²/с; $T_{\text{г}}$ – температура потока, К; $T_{\text{кл}}$ – температура слоя, К.

Наибольшее значение Re потока в колосниковом холодильнике имеет место в начале горячей секции, где у воздуха максимальные температура (до 1000°C) и скорость (до 20 м/с). Согласно характеристикам различных холодильников [53], величина Re в таком случае составляет не более 1000, при этом различие критерия Nu, определенного по различным методикам, практически отсутствует.

Отличающаяся в этом диапазоне от остальных зависимость l (см. табл. 5.5) получена для идеализированных условий – слоя одинаковых сфер. Поэтому можно сделать вывод, что выбор критериального уравнения на результаты расчета не влияет.

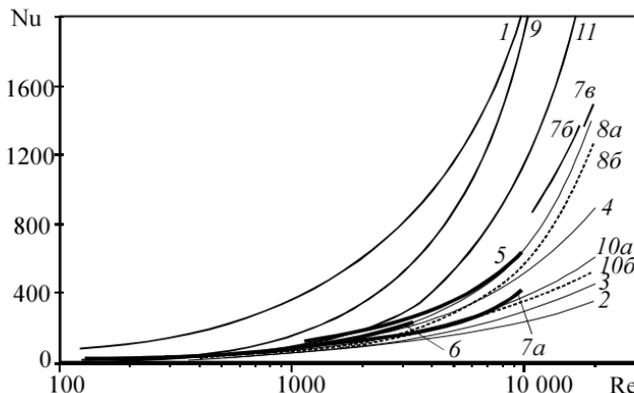


Рис. 5.13. Зависимость коэффициента Нуссельта от критерия Рейнольдса для процесса теплообмена в слое гранул (для уравнений 8 и 10 температура слоя 800°C (а) и 400°C (б))

В работах [5, 60] предлагается учитывать в усредненном коэффициенте теплоотдачи теплопроводность клинкера $\lambda_{\text{кл}}$. Согласно работе [55], внутренним термическим сопротивлением тела можно пренебречь при значении критерия Био $Bi < 0,25$, что с учетом рассматриваемых условий будет при $\alpha d < 0,32$. Таким образом, $\lambda_{\text{кл}}$ необходимо учитывать только в горячих секциях холодильника. Но в экспериментально определенных коэффициентах теплоотдачи уже учтено внутреннее сопротивление частиц, поэтому при близости их коэффициента теплопроводности к $\lambda_{\text{кл}}$ повторный учет теплопроводности производить не надо.

Для моделирования холодильника могут быть выбраны выражения $\xi=f(Re)$ и $Nu=f(Re)$, полученные для материалов, близких по характеристикам к клинкеру и имеющие необходимый диапазон применения: из работ [63, 71, 72] – для коэффициента сопротивления и из работ [5, 72] – для коэффициента теплообмена.

5.5. ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ АЭРОДИНАМИЧЕСКИХ И ТЕПЛООБМЕННЫХ ПРОЦЕССОВ В КЛИНКЕРНЫХ КОЛОСНИКОВЫХ ХОЛОДИЛЬНИКАХ*

Как показывает анализ имеющихся литературных источников, для создания адекватной математической модели колосникового холо-

дильника необходимо уточнение имеющихся зависимостей для коэффициентов теплообмена и аэродинамического сопротивления.

Для проведения экспериментов собрана установка (рис. 5.14).

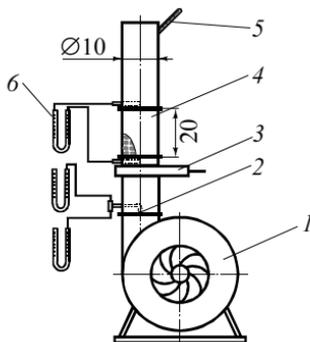


Рис. 5.14. Схема экспериментальной установки:

1 – вентилятор; 2 – трубка Пито; 3 – шибер;

4 – стакан с исследуемым материалом;

5 – термометр; 6 – дифференциальный манометр

Она состоит из центробежного вентилятора, к выходному патрубку которого присоединена вертикальная труба диаметром 100 мм. В трубе находится шибер для изменения скорости движения воздуха, в разрыве трубы помещен стакан с исследуемой засыпкой клинкера.

Методика проведения экспериментов следующая.

В контейнер помещается исследуемая засыпка гранул одинакового диаметра, в нижний и верхний слой которой укладываются по три гранулы со вставленными в них термопарами.

Контейнер с гранулами нагревается в муфельном шкафу до температуры 300...400°C, затем устанавливается на нижнюю часть трубы установки и на нем закрепляется верхняя часть трубы.

* Работа выполнена совместно с инженерами О. Н. Сафоновым и А. В. Бодяковым.

Включается вентилятор и через промежутки времени в 30 с производится запись показаний контрольной аппаратуры:

- перепад давления в слое клинкера;
- статический и динамический напор в газоходке;

– показания милливольтметра, измеряющего напряжение в шести соединенных последовательно термопарах;

– температура воздуха на выходе из установки.

Измерения проводятся, пока клинкер не охладится до температуры 100°C. Для каждой засыпки опыта повторяются 5 раз при разной степени закрытия шиберы, то есть при разной скорости воздуха. После окончания серии экспериментов засыпка меняется на гранулы другого диаметра.

Для исследования на АО «Белгородский цемент» отобраны клинкерные гранулы разных диаметров (табл. 5.6). Полученная зависимость пористости слоя от диаметра гранул представлена на рис. 5.15.

Таблица 5.6

Характеристики исследуемых засыпок из гранул

Диаметр d , см	Масса m , кг	Плотность ρ , кг/м ³	Число гранул в засыпке	Пористость слоя ϕ , %	Удельная площадь поверхности f_z , м ² /м ³
1,20	2,70	2600	144	34	62,5
1,50	2,26	2444	65	41	50,0
1,80	2,10	2410	36	44	41,7
2,00	2,40	2600	28	41	37,5
2,60	2,20	2600	11	46	28,8
2,66	1,94	2408	10	49	28,2

Для обработки результатов эксперимента разработана методика расчета коэффициента сопротивления по данным замеров в конкретный промежуток времени и коэффициента теплообмена по количеству теплоты, отданного клинкером в промежуток времени между двумя замерами.

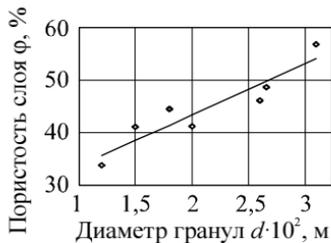


Рис. 5.15. Зависимость пористости слоя от диаметра гранул:
уравнение регрессионной прямой $\phi = 27 + 800d$

Исходными данными для проведения расчета коэффициента сопротивления являются следующие результаты измерений:

- температура воздуха на входе $t_{в,0}$, °C;
- температура воздуха на выходе $t_{в,вых}$, °C;
- давление после слоя $p_{общ}$, Па;
- давление статическое после слоя $p_{ст}$, Па;
- перепад давления в слое Δp , Па;
- диаметр гранул d , м.

Методика расчета следующая.

1. Определяется средняя температура воздуха в слое $t_{в,ср}$, °C:

$$t_{в,ср} = 0,5(t_{в,0} + t_{в,вых}). \quad (5.29)$$

2. Рассчитывается плотность воздушного потока ρ_v , кг/м³

$$\rho_v = 1,293 \frac{273}{273 + t_{в,ср}}. \quad (5.30)$$

3. Рассчитывается условная скорость воздушного потока v , м/с

$$v = \sqrt{\frac{2(p_{общ} - p_{ст})}{\rho_v}}. \quad (5.31)$$

4. Определяется коэффициент сопротивления ξ по формуле

$$\xi = \frac{2\Delta p}{v^2 \rho}. \quad (5.32)$$

5. Рассчитывается критерий Re.

6. По данным для экспериментальных точек оцениваются коэффициенты a и n критериального уравнения $\xi = aRe^n$.

Исходные данные для методики проведения расчета теплообмена в клинкерном слое следующие:

- температура воздуха после слоя в текущем и последующем за-
мере $t_{в. вых. i}$ и $t_{в. вых. i+1}$, °С;
- средняя температура клинкера слоя, определенная усреднением
данных термопар, помещенных в гранулы, в текущем и следующем
замерах $t_{кл. i}$ и $t_{кл. i+1}$, °С;
- масса клинкера в установке $m_{кл}$, кг;
- объем клинкера в установке $V_{кл}$, кг;
- промежуток времени между замерами i и $i+1$ Δt , с.

Методика проведения расчета следующая.

1. Расчет средней температуры клинкера $t_{кл. ср}$, °С

$$t_{кл. ср} = 0,5(t_{кл. i} + t_{кл. i+1}). \quad (5.33)$$

2. Определение средней температуры воздуха на выходе из слоя

$t_{в. вых. ср}$:

$$t_{в. вых. ср} = 0,5(t_{в. вых. i} + t_{в. вых. i+1}). \quad (5.34)$$

3. Определение средней температуры воздуха в слое $t_{в. ср}$:

$$t_{в. ср} = 0,5(t_{в. вых.} + t_{в. 0}). \quad (5.35)$$

4. Расчет температурного напора Δt , °С:

$$\Delta t = t_{кл. ср} - t_{в. ср}. \quad (5.36)$$

5. Расчет количества теплоты, отданное клинкером воздуху Q ,

кДж:

$$Q = (c_{кл. i} t_{кл. i} + c_{кл. i+1} t_{кл. i+1})m_{кл}. \quad (5.37)$$

6. Расчет коэффициента объемной теплопередачи α_V , кВт/м³·К:

$$\alpha_V = \frac{Q}{\Delta t V_{кл} \Delta \tau}. \quad (5.38)$$

7. Определение коэффициента теплоотдачи α , кВт/м²·К:

$$\alpha = \frac{\alpha_V}{F_z}. \quad (5.39)$$

8. Расчет критериев подобия Re, Nu, Pr.

9. Оценка коэффициентов a , b , c критериального уравнения теплообмена $Nu = a Pr^b Re^c$.

По экспериментальным данным методом наименьших квадратов были подобраны критериальные уравнения зависимости коэффициента сопротивления от критерия Рейнольдса, представленные на рис. 5.16 и в табл. 5.7.

Удельное газодинамическое сопротивление слоя

Диаметр, $d \cdot 10^3$ м	Число экспериментальных точек	Критериальное уравнение	Среднее отклонение, %
12,0	24	$\xi = 11\ 600/\text{Re}$	6,1
15,2	8	$\xi = 19\ 400/\text{Re}$	11,2
18,0	10	$\xi = 28\ 600/\text{Re}$	11,6
20,0	24	$\xi = 37\ 800/\text{Re}$	7,2
26,0	7	$\xi = 71\ 000/\text{Re}$	7,9
26,6	24	$\xi = 72\ 400/\text{Re}$	13,7

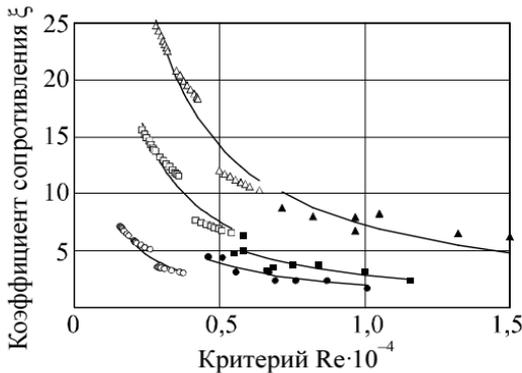


Рис. 5.16. Зависимость удельного сопротивления слоя от критерия Рейнольдса

Диаметр гранул, мм:

○ – 12,0; □ – 20,0;

● – 15,2; △ – 26,0;

■ – 18,0; ▲ – 26,6

Также было подобрано уравнение, учитывающее диаметр клинкерных гранул d , м:

$$\xi = 4 \cdot 10^8 d^{2,37} / \text{Re}, \quad (5.40)$$

среднее отклонение от экспериментальных данных составляет 7,1 %.

Как видно из рис. 5.16, наблюдается зависимость, обратная общепринятой – при увеличении диаметра гранул коэффициент сопротивления не уменьшается, а растет. Такая зависимость подтверждена дву-

мя независимыми сериями экспериментов, проведенными с промежуточном времени в один год. На рис. 5.16 точки, относящиеся к первой серии, отмечены светлыми маркерами, ко второй – темными. Это можно объяснить следующим.

1. Крупные гранулы в засыпке остаются неподвижными. Более мелкие гранулы при прохождении через них потока воздуха интенсивно перемешиваются и перемещаются, создавая эффект «псевдооживленного» слоя, что приводит к уменьшению коэффициента сопротивления. Следует отметить, что скорость псевдооживления для гранул неправильного размера диаметром 1 см при температуре воздуха 0...400°С составляет 2...3 м/с.

2. Более мелкие гранулы имеют правильную сферическую форму и ровную гладкую поверхность. У крупных гранул форма сильно отличается от сферической, а поверхность характеризуется сильной шероховатостью, что и приводит к увеличению коэффициента сопротивления.

Так как зависимость формы гранул от размера (чем больше гранула, тем сильнее дефекты ее формы и поверхности) обычно наблюдается на всех заводах, то и обнаруженные зависимости также могут быть обобщены. Таким образом в результате экспериментальных исследований обнаружена зависимость увеличения сопротивления слоя клинкерной засыпки при увеличении диаметра гранул, которая характерна именно для условий клинкерного холодильника.

По рассчитанным безразмерным критериям теплообмена подобрано уравнение, описывающее зависимость между критериями Рейнольдса, Прандтля и Нуссельта:

$$\text{Nu} = 0,27 \cdot \text{Pr}^{0,33} \text{Re}^{0,9}, \quad (5.41)$$

среднее отклонение уравнения от экспериментальных точек составляет 19,6%. Экспериментальные точки и полученное уравнение представлены на рис. 5.17.

В полученной зависимости интенсивность возрастания критерия Нуссельта от критерия Рейнольдса при малых значениях Re заметно ниже, чем в имеющихся. Это объясняется возрастанием коэффициента сопротивления при увеличении диаметра клинкерных гранул.

При использовании полученных зависимостей в компьютерной программе моделирования теплообмена в колосниковом холодильнике получена высокая степень соответствия с результатами теплотехнических испытаний колосникового холодильника в АО «Белгородский цемент» (табл. 5.8).

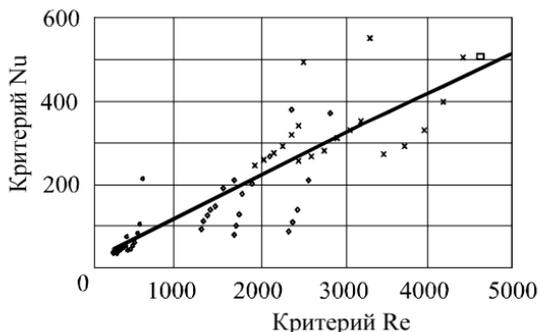


Рис. 5.17. Критериальное уравнение теплообмена

Таблица 5.8

Адекватность результатов моделирования

Параметр	Данные испытаний	Результаты моделирования	Отклонение, %
Расход воздуха, м ³ /кг	2,29	2,38	4
Температура избыточного воздуха, °С	120	129	8
Сопrotивление слоя в холодной секции, Па	1028	1000	3

Можно сделать вывод, что в результате работы получены критериальные уравнения, уточняющие расчет коэффициентов аэродинамического сопротивления и теплообмена в клинкерном колосниковом холодильнике и описывающие особенности работы этих промышленных агрегатов.

5.6. ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛООБМЕНА В СЛОЕ КЛИНКЕРНЫХ ГРАНУЛ ПРИ ПРИНУДИТЕЛЬНОЙ ФИЛЬТРАЦИИ ВОЗДУХА

Клинкерные холодильники с колосниковой переталкивающей решеткой, которыми оснащено большинство современных вращающихся печей, служат для охлаждения получаемого в печи клинкера и рекуперации его теплоты. Они во многом определяют эффективность процессов горения и теплообмена в горячей части вращающейся печи [53].

Эффективность работы промышленных холодильников в ряде случаев низка. Поиск путей улучшения их работы на действующем объекте затруднен, так как это может привести к появлению брака и остановки всей технологической линии. Поэтому наиболее действенным и эффективным способом улучшения работы холодильников является математическое моделирование.

В настоящее время существует большое количество зависимостей для расчета коэффициента аэродинамического сопротивления слоя и коэффициента теплопередачи в засыпках из гранул или частиц [47,48,53,58], но они все получены для материалов, значительно отличающихся по геометрическим характеристикам и теплофизическим свойствам от клинкерных гранул, и отличаются большим диапазоном значений. Для расчета теплообмена в слое из гранул получен ряд критериальных уравнений зависимостей объемного коэффициента теплоотдачи α_V от режимных факторов (табл.5.9).

Таблица 5.9

Расчет коэффициента теплопередачи в слое из гранул

№	Автор	Материал	Уравнение теплообмена	Примечание
1	2	3	4	5
1	Ranz, 1995	Слой из сфер одинакового размера	$Nu = (Nu_{\min} + \sqrt{Nu_{\text{turb}}^2 + Nu_{\text{lam}}^2}) f_{\phi};$ $Nu_{\text{lam}} = 0,664 \sqrt{\frac{Re}{\phi}} \sqrt[3]{Pr};$ $Nu_{\text{turb}} = \frac{0,37 [Re/\phi]^{0,8} Pr}{1 + 2,443 [Re/\phi]^{-0,1} (Pr^{2/3} - 1)};$ $f_{\phi} = 1 + 1,5(1 - \phi)$	$0,26 < \phi < 1;$ Для одиночной сферы $Nu_{\min} = 2;$ f_{ϕ} – коэффициент формы
2	Гнилинский В., 1981	Свободная засыпка из частиц неправильной формы	$Nu = 0,51 Pr^{0,33} [Re/\phi]^{0,85}$	$0,2 < Re/\phi < 2$
			$Nu = 0,72 Pr^{0,33} [Re/\phi]^{0,47}$	$2 < Re/\phi < 30$
			$Nu = 0,39 Pr^{0,33} [Re/\phi]^{0,64}$	$30 < Re/\phi < 8 \cdot 10^4$
3	Тимофеев В.Н., 1949	Кусковые материалы	$Nu = 0,106 Re$	$20 < Re < 200$
			$Nu = 0,61 Re^{0,67}$	$Re > 200;$ Re – при нормальных условиях

Продолжение таблицы 5.9

1	2	3	4	5
4	Федоров М.И., 1941	Уголь	$Nu = 0,23 Re^{0,863}$	$d = 3...12$ мм; $\varphi = 0,51...0,575$
5	Чуханова З.Ф., 1945	Шамот, кокс, сталь	$Nu = 0,24 Re^{0,83}$	$d = 2...7$ мм; $\varphi = 0,5...0,52$
6	Бернштейн Р.С., 1948	Дробленый гипс	$Nu = 0,043 Re (a)$	$d = 7...12$ мм, $\varphi = 0,43$
			$Nu = 0,0795 Re (б)$	$d = 12...18$ мм, $\varphi = 0,55$
			$Nu = 0,075 Re (в)$	$d = 18...25$ мм, $\varphi = 0,51$
7	Китаев Б.И., 1957	Железная руда, агломерат, уголь, известь, огнеупорный бой	$\alpha_V = A B T_{кл}^{0,3} \nu_0^{0,9} d^{-0,75}$	$A = 135...170$; $B = 0,5$; $AB = 80$; для известняка $A = 166$; $B = 0,5$
8	Loff	Гранит, кальцит, гематит, кокс	$\alpha_V = CT_{г}^{0,3} \left(\frac{\nu \rho}{3600 d} \right)^{0,7}$	$C = 1,04...1,8$
9	Чуханова З.Ф.	Железная руда, агломерат, известняк	$\alpha_V = 12 T_{кл}^{0,3} \nu_0 d^{-1,35}$	–
10	Transtell S., 1941	–	$Nu = \frac{0,106}{1 - \varphi} Re Pr$	–

Обозначения: $Nu = \alpha d / \lambda$ – критерий Нуссельта; $Re = \nu d / \nu$ – критерий Рейнольдса; d – эквивалентный диаметр частиц, м; φ – пористость слоя; a – коэффициент температуропроводности, m^2/c

Значения критерия Нуссельта, полученные по этим уравнениям, могут отличаться в 20 раз (рис. 5.18), отклонение возрастает с увеличением критерия Re . Для основной группы зависимостей при $Re = 6000$ различие составляет 30%, при $Re = 2 \cdot 10^4$ – 70%.

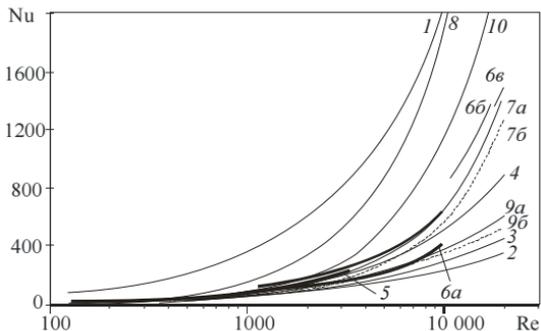


Рис. 5.18. Зависимость коэффициента Нуссельта от критерия Рейнольдса для процесса теплообмена в слое гранул (для уравнений 7 и 9 температура слоя 800°C (а) и 400°C (б))

Необходимость выполнения работы возникла в ходе разработки численной двумерной модели теплообмена в колосниковом холодильнике, в которой слой клинкера разбивался расчетной сеткой на элементарные объемы и производился расчет аэродинамических параметров и теплообмена в каждом объеме. Использование имеющихся литературных критериальных зависимостей для сопротивления слоя и теплообмена приводило при моделировании к результатам, в несколько раз отличающимся от реальных показателей работы холодильника. Анализ имеющейся литературы показал, что аэродинамическое сопротивление и условия теплообмена в засыпке из гранул при принудительной фильтрации через нее воздуха зависят от свойств и размеров отдельных гранул. Таким образом возникла необходимость в уточнении критериальных уравнений для засыпок, характерных для клинкерных холодильников. Наибольшее расхождение в имеющихся литературных зависимостях наблюдалось в области больших значений критерия Re , то есть при наиболее интенсивном теплообмене, поэтому была поставлена задача уточнения зависимостей именно в этой области.

Описание экспериментальной установки

Для исследования процессов теплообмена в засыпке из клинкерных гранул при принудительной фильтрации воздуха создана экспериментальная установка (рис. 5.19).

Она состоит из центробежного вентилятора, к выходному патрубку которого присоединен кожух со слоем термоизоляционного мате

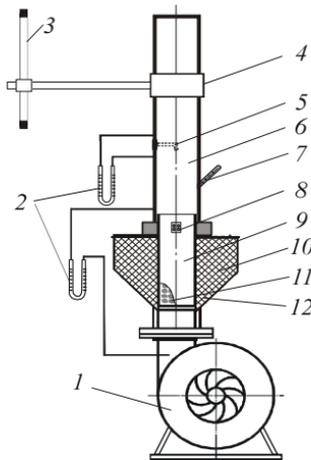


Рис. 5.19. Схема экспериментальной установки:

1 – вентилятор; 2 – дифференциальный манометр; 3 – направляющая;
4 – хомут; 5 – трубка Пито термометр; 6 – асбестовая труба; 7 – термометр;
8 – клеммы для подсоединения потенциометров; 9 – нагретый зернистый ма-
териал; 10 – термоизоляция; 11 – зернистый материал; 12 – кожух

риала, в который помещается контейнер с предварительно нагретым в муфельной печи до 900°C зернистым материалом (клинкером). На кожух ставится асбестовая труба с внутренним диаметром 100 мм, на которой жестко закреплена трубка Пито и термопары для измерения температуры воздуха. Для изменения скорости движения воздуха используется частотный преобразователь или шиббер установленный на всасывающем патрубке центробежного вентилятора.

Особенностью данной установки является разборной контейнер, который служит только для нагрева в нем клинкера и транспортировки до теплоизолирующего кожуха установки, после чего сам контейнер извлекается.

Данная конструкция позволяет, с одной стороны, минимизировать охлаждение гранул с момента извлечения контейнера с гранулами из муфельной печи до момента включения вентилятора и начала замера, с другой стороны, исключить влияние охлаждения конструкций самого стакана на температуру воздуха измеряемую термопарой, поскольку все части, из которых состоит контейнер, извлекаются до начала замера. Это позволяет более точно определить тепловой баланс процесса.

Приведенная экспериментальная установка позволяет проводить исследование теплообмена между гранулированным материалом и воздухом при высоких температурах и характеризуется низкими потерями теплоты через стенки установки и потерями воздуха через между асбестовой трубой и кожухом с термоизоляцией.

Методика проведения экспериментов

В контейнер помещается исследуемая засыпка гранул одинакового диаметра, в нижний и верхний слой которой укладываются по три гранулы со вставленными в них термомпарами.

Контейнер с гранулами нагревается в муфельном шкафу до температуры 900...950°C, затем устанавливается в кожух со слоем термоизоляционного материала и на него устанавливается асбестовая труба, которая перемещается вертикально по направляющей, жестко прикрепленной к стене с помощью кронштейна (рис. 5.20). От момента извлечения контейнера из муфельной печи до начала экспериментов требуется в среднем 45 с.

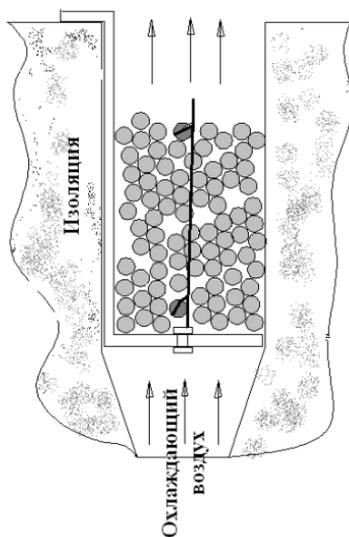


Рис. 5.20. Схема закрепления исследуемых гранул
(они выделены темным цветом)

Включается вентилятор и через равные промежутки времени (10 с.) производится запись показаний контрольной аппаратуры:

- перепад давления в слое клинкера;
- статический и динамический напор в газоходе;
- показания потенциометра, подключенного к шести термопарам, спаи которых находятся внутри гранул исследуемого материала;
- температура воздуха на выходе из стакана с исследуемым материалом.

Измерения проводятся, пока клинкер не охладится до температуры 100°C, для каждой засыпки проводится 3-4 серии экспериментов. После окончания серии экспериментов засыпка меняется на гранулы другого диаметра.

Результаты эксперимента

Зависимости получались для безразмерных критериев из-за необходимости обеспечить в лабораторных условиях интенсивное охлаждение и минимизировать потери теплоты через стенки установки, тем самым повысив точность результатов (так как расчет переданной теплоты производился на основании теплового баланса). Это позволило использовать в исследовании более крупные клинкерные гранулы с возможностью переноса результатов на реальные условия клинкерного холодильника.

Клинкер в колосниковом холодильнике представляет полидисперсный слой. Результаты измерений, представленные в ряде работ, в том числе и для строительных материалов, показывают, что характеристики и сопротивление слоя поли- и монодисперсных систем отличаются мало. То же самое отмечено и в работе [58]. Но исследования полидисперсных слоев применительно к представленной установке будет вносить ошибку, связанную с недостаточностью усреднения характеристик слоя по его поперечному сечению. Поэтому для исследования был использован монодисперсный слой.

Эксперименты проводились на монодисперсных засыпках гранул цементного клинкера. Гранулы имели сферическую форму. Использовались гранулы диаметром 13, 16, 17, 18, 19, 22 мм. Порозность слоя в каждом случае регулировалась начальной высотой слоя (при выключенном вентиляторе). Экспериментальные данные получены в двух независимых сериях опытов с промежутком в один год.

На рис. 5.21 отображены точки соответствующие значениям критериям Re и Nu , рассчитанным по методике через малые промежутки вре-

мени. Множества точек описывают меняющиеся в процессе охлаждения значения критерия Re и соответствующие им значения критерия Nu .

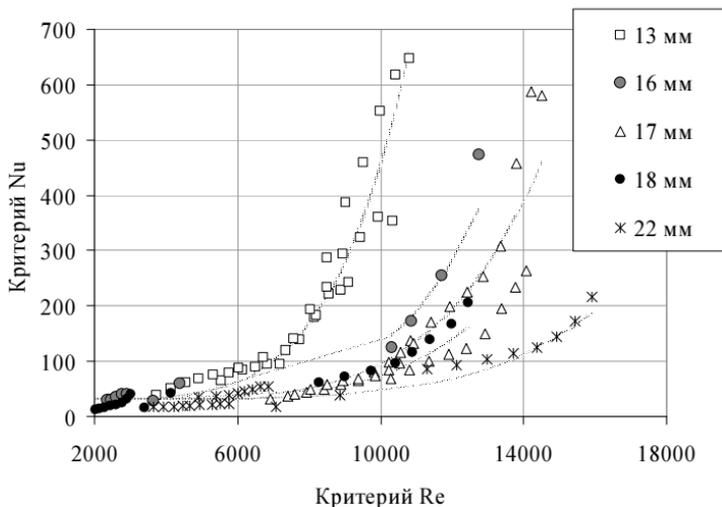


Рис. 5.21. Значения Nu , рассчитанные по данным эксперимента и критериальные кривые, соответствующие значениям Re .

Для рассчитанных безразмерных критериев подобраны уравнения, описывающие зависимость между ними. Очевидно, что для неподвижного слоя (при прочих равных условиях) фактором, влияющим на интенсивность теплообмена, является соотношение объема материала к площади теплообмена. Найдя соотношение площади и объема сферы, получим, что имеется пропорциональная зависимость диаметру гранулы. При росте порозности слоя необходимо учитывать и этот фактор.

Для исследуемого диапазона диаметров гранул были получены уравнения, связывающее критерии подобия Re и Nu :

$$Nu = \omega \cdot Re, \quad (5.42)$$

где ω – параметр, соответствующий диаметру гранул (рис. 5.22).

Критериальные зависимости должны учитывать интенсивность процесса теплообмена между материалом и воздухом при различных диаметрах гранул (одной из геометрических характеристик слоя) в зависимости от значений критерия Re , характеризующего условия обтекания

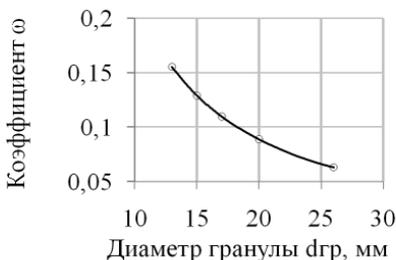


Рис. 5.22. Коэффициент ω для критериальных уравнений теплообмена между неподвижной засыпкой и потоком воздуха.

гранул воздухом. Критерий Pr из расчета был исключен [86, 87], так как он изменялся мало и не оказывал влияния на характер зависимости.

Неподвижная засыпка ($Re < 7000$):

$Nu = 0,155 \cdot Re$, при $d = 13$ мм; $Nu = 0,129 \cdot Re$, при $d = 16$ мм;

$Nu = 0,109 \cdot Re$, при $d = 17$ мм; $Nu = 0,099 \cdot Re$, при $d = 18$ мм;

$Nu = 0,078 \cdot Re$, при $d = 22$ мм.

Предположительно, в области значений Re где графики зависимостей приобретают больший наклон к оси Re , рост порозности и перемешивания в слое вносят изменения в характер зависимости. Это подтверждают наблюдения за "холодной" засыпкой в прозрачной трубе. Поэтому общий вид уравнения для перемешивающейся засыпки ($Re > 7000$) может иметь вид:

$$Nu = \omega \phi \cdot Re + 40 \quad (5.43)$$

Данный диапазон нехарактерен для холодильников с переталкивающей решеткой. Поэтому подробного исследования для этого диапазона не проводилось. На рис. 5.23 приведены данные обработки лабораторных экспериментов и критериальных зависимостей авторов [88].

Разработана экспериментальная установка для исследования процессов теплообмена в засыпке из клинкерных гранул при принудительной фильтрации воздуха, позволяющая проводить исследование теплообмена между гранулированным материалом и воздухом при высоких температурах и характеризующаяся низкими потерями теплоты и воздуха. В результате экспериментальных исследований получены критериальные зависимости для теплообмена при принудительной фильтрации воздуха через засыпку клинкерных гранул, учитывающие особенности процессов в колосниковом клинкерном холодильнике.

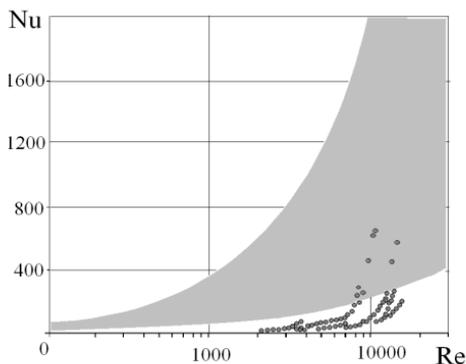


Рис. 5.23. Сравнение критериальных зависимостей:

- – значения полученные по данным лабораторного эксперимента;
- область зависимостей для материалов отличающихся от клинкерных гранул

Результаты экспериментов в лабораторной установке показали, что интенсивность теплообмена в засыпке из клинкерных гранул ниже, чем в имеющихся литературных зависимостях и зависит от диаметра гранул, с увеличением которой интенсивность падает.

Областью применения результатов является расчет теплообмена на отдельных локальных участках клинкерного слоя, но не укрупненный расчет теплообмена во всем холодильнике или его отдельных секциях.

В полученных данных имеется точка, в которой зависимость меняет свой характер. Для выявления причин этого изменения клинкерные гранулы продувались потоком холодного воздуха в стеклянном цилиндре. При достижении критериев Re , соответствующих точки излома было замечено, что слой из неподвижного состояния стал переходить в псевдооживленное. Для выявления влияния степени оживления слоя на теплообмен в нем были проведены серии опытов с большими диаметрами гранул и уменьшенной выстой слоя.

Регулировка режима работы холодильника по значению коэффициента Re позволяет уйти от конкретных значений диаметра и скорости и определять режим работы по аэродинамическому режиму движения воздуха, что является более универсальным способом, чем регулировка по скорости.

В результате работы получены новые сведения о процессах в промышленных агрегатах, отличающиеся от имеющихся зависимостей и учитывающие особенность процессов в колосниковом клинкерном

холодильнике. Определена область наиболее интенсивного теплообмена при принудительной фильтрации воздуха через засыпку горячих клинкерных гранул.

5.7. ЧИСЛЕННОЕ РЕШЕНИЕ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА ТЕПЛООБМЕНА В КОЛОСНИКОВОМ ХОЛОДИЛЬНИКЕ

Расчет теплообмена и средних температур в клинкерном слое

Расчет теплообмена в колосниковом холодильнике заключается в определении конечных температур воздуха $t_{в2}$ и клинкера $t_{к2}$ по известным входным температурам $t_{в1}$ и $t_{к1}$. Для правильной постановки задачи моделирования определим независимые неизвестные, в нахождении которых будет заключаться решение задачи.

Теплообмен в слое клинкера или ячейке, выделенной в слое, (рис. 5.24) можно описать уравнением

$$q_{к1} - q_{к2} = \alpha_V \Delta t V, \quad (5.44)$$

где α_V – коэффициент объемной теплопередачи, кВт/(м³·К); V – объем, м³, определяемый через высоту h , длину l и ширину b слоя; Δt – температурный напор.

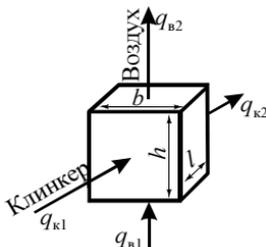


Рис. 5.24. Теплообмен в слое клинкера:

$q_{к1}, q_{к2}$ – теплосодержание потока клинкера на входе и выходе, кВт;

$q_{в1}, q_{в2}$ – теплосодержание потока воздуха на входе и выходе, кВт

При этом температурный напор Δt , коэффициент теплопередачи α_V и другие вспомогательные параметры (в частности, скорость воздуха v и сопротивление слоя Δp) являются функциями от средней температуры клинкера t_k и воздуха t_v в слое (ячейке):

$$\alpha_V = f(\bar{t}_к, \bar{t}_в); \quad \Delta t = f(\bar{t}_к, \bar{t}_в). \quad (5.45)$$

В свою очередь, средние температуры потоков определяются по температурам на входе и выходе из слоя (ячейки):

$$\bar{t}_k = f(t_{k1}, t_{k2}); \quad \bar{t}_B = f(t_{B1}, t_{B2}). \quad (5.46)$$

Две неизвестные t_{B2} и t_{k2} , входящие в это уравнение, не являются независимыми, а связаны уравнением теплового баланса:

$$q_{k1} - q_{k2} = q_{B2} - q_{B1}, \quad (5.47)$$

из которого по известной температуре t_{k2} может быть найдена t_{B2} .

Таким образом, расчет теплообмена является задачей с одной неизвестной и сводится к нахождению неизвестного теплосодержания q_{k2} из уравнения (5.44):

$$q_{k2} = q_{k1} - \alpha_V \Delta t dV. \quad (5.48)$$

Обоснуем выбор в качестве неизвестной величины теплосодержания q_{k2} , а не температуры t_{k2} . Температура клинкера на выходе определяется по теплосодержанию q_{k2} решением нелинейного уравнения:

$$t_{k2} = \frac{q_{k2}}{c_{k2} g_k}, \quad (5.49)$$

где c_{k2} – теплоемкость клинкера при температуре t_{k2} ; g_k – расход клинкера.

В связи с неизбежной погрешностью численного решения уравнения (5.49) теплосодержание потока

$$q_{k2}^* = g_k c_{k2} t_{k2}, \quad (5.50)$$

рассчитанное в дальнейшем по найденной температуре, будет отличаться от исходного значения q_{k2} на величину, определяемую заданной точностью ϵ решения:

$$|q_{k2} - q_{k2}^*| \leq c_{k2} \frac{\epsilon}{100} t_{k2}. \quad (5.51)$$

При большом числе элементарных ячеек данная разница накапливается и может приводить к заметному нарушению закона сохранения энергии. Снижение разности $|q_{k2} - q_{k2}^*|$ путем уменьшения погрешности ϵ приводит к катастрофическому возрастанию времени расчета. Поэтому в расчете теплообмена входными и выходными параметрами целесообразно принимать теплосодержание потоков q_{k1} , q_{k2} , q_{B1} , q_{B2} , а соответствующие температуры рассчитывать с невысокой точностью (1...5°C) только с целью определения свойств веществ в ячейке и тем-

пературного напора. Последовательность расчета теплообмена в ячейке представлена на рис. 5.25.

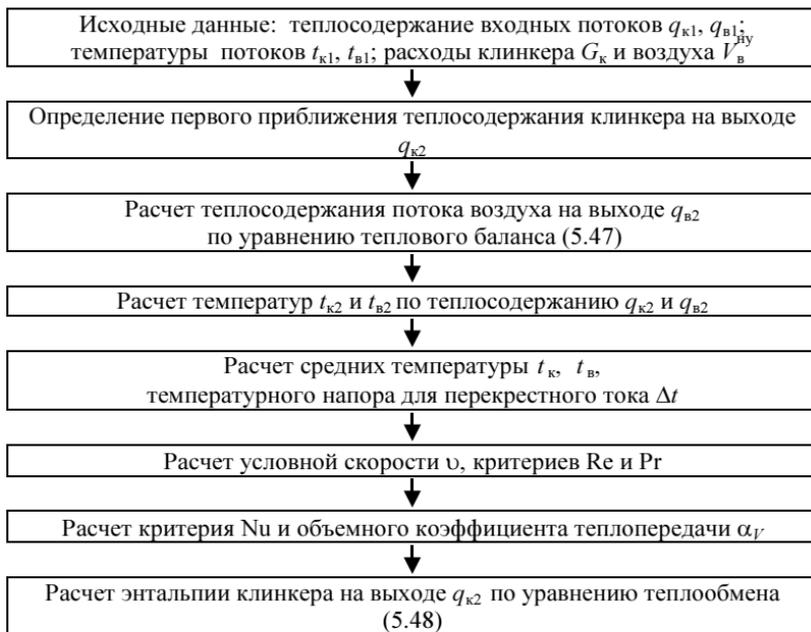


Рис. 5.25. Итерационный расчет теплообмена в ячейке

Для численного расчета теплообмена из стандартных методов выбран метод итераций как обладающий хорошей вычислительной устойчивостью. Применение метода Ньютона на 20...60% ускоряет расчет, но снижает устойчивость решения при близости теплообмена к предельному случаю (приближению температуры выходного потока к входной температуре другого).

Рассмотрим причины вычислительной неустойчивости (отсутствия последовательного приближения к решению в итерациях).

Теоретически уравнение (5.48) имеет решение при любых корректно заданных параметрах. Согласно работе [47], расчетная схема перекрестного тока принимается аналогичной схеме противотока, и для температур потоков на выходе должны выполняться условия (рис. 5.11)

$$t_{k2} > t_{b1}; \quad t_{b2} < t_{k1}. \quad (5.52)$$

Если в процессе решения рассчитанные температуры потоков не удовлетворяют уравнению (5.52), что говорит о большой величине передаваемой теплоты от клинкера к воздуху, следующая итерация не может быть произведена. Таким образом, устойчивость решения уравнения (5.48) во многом определяется соблюдением условий (5.52) для начальных и промежуточных значений $t_{к1}$. В связи с этим для обеспечения устойчивости и сходимости решения используются следующие методы.

1. В качестве начального приближения принимается теплосодержание $q_{к2}$, соответствующее равенству температур клинкера и воздуха на выходе ($t_{к2} = t_{в2}$).

2. При несоблюдении условия (5.52) в первой итерации температуры потоков на выходе устанавливаются исходя из условий полного идеального охлаждения:

$$(t_{в2} \rightarrow t_{к1}; t_{к2} > t_{в1}) \wedge (t_{к2} \rightarrow t_{в1}; t_{в2} < t_{к1}). \quad (5.53)$$

3. Если условие (5.52) не соблюдается во второй или последующих итерациях, уменьшается коэффициент нижней релаксации и итерация повторяется.

4. При уменьшении коэффициента релаксации до определенной малой величины уменьшаются размеры элементарной ячейки.

Предлагаемое поэтапное приближение необходимо для проведения расчета при интенсивном теплообмене, приближающимся к максимально возможному, что имеет место в начале охлаждения клинкера с диаметром гранул менее 5 мм.

Свойства воздуха и клинкера определяются по их средним температурам $\bar{t}_к$ и $\bar{t}_в$ в ячейке. Для усреднения температур рассмотрим изменение температур воздуха и клинкера (рис. 5.26).

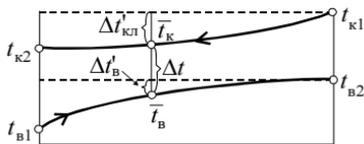


Рис. 5.26. Температуры потоков и средний температурный напор при перекрестном токе

В связи с нелинейностью изменения температур использование арифметического среднего

$$\bar{t}_к = 0,5(t_{к1} + t_{к2}); \quad \bar{t}_в = 0,5(t_{в1} + t_{в2}) \quad (5.54)$$

невозможно. В работе [5] для усреднения предлагается использовать среднее геометрическое абсолютных температур:

$$\bar{T}_K = \sqrt{T_{K1} T_{K2}}; \quad \bar{T}_B = \sqrt{T_{B1} T_{B2}}, \quad (5.55)$$

но, как показано далее, данный подход также не обеспечивает точного расчета. Предлагается расчет средних температур производить следующим образом. Значения t_K и t_B соответствуют точке с температурным напором Δt (см. рис. 5.26):

$$\bar{t}_K - \bar{t}_B = \Delta t. \quad (5.56)$$

Температурный напор Δt при изменении температур согласно рис. 5.27 может быть представлен как среднелогарифмическая разность температур при противотоке:

$$\Delta t = \frac{(t_{K1} - t_{B2}) - (t_{K2} - t_{B1})}{\ln \frac{t_{K1} - t_{B2}}{t_{K2} - t_{B1}}}. \quad (5.57)$$

При постоянных теплоемкостях интенсивность изменения температур воздуха и клинкера одинакова, поэтому

$$\frac{\Delta t'_K}{t_{K1} - t_{K2}} = \frac{\Delta t'_B}{t_{B2} - t_{B1}} = k, \quad (5.58)$$

где k – масштабный коэффициент.

Таким образом:

$$\bar{t}_K = t_{K1} - \Delta t'_K = t_{K1} - k(t_{K1} - t_{K2}); \quad (5.59)$$

$$\bar{t}_B = t_{B2} - \Delta t'_B = t_{B2} - k(t_{B2} - t_{B1}). \quad (5.60)$$

Масштабный коэффициент k определяется из соотношения

$$\Delta t'_K + \Delta t - \Delta t'_B = t_{K1} - t_{B2}, \quad (5.61)$$

откуда

$$k = \frac{t_{K1} - t_{B2} - \Delta t}{t_{K1} - t_{K2} - t_{B2} + t_{B1}}. \quad (5.62)$$

Для доказательства возможности применения формул (5.59), (5.60), (5.62) произведен численный расчет изменения температур потоков по вертикальному сечению слоя, разбитого на 100 контрольных объемов (рис. 5.27).

Кривые 1 и 2 (см. рис. 5.27) приняты за эталонные. Как видно из рис. 5.27, только предлагаемый способ усреднения (кривая 3) обеспечил совпадение с истинной средней температурой, а расчет по средне-

му арифметическому (кривая 4) и среднему геометрическому (кривая 5) приводит к заметной погрешности.

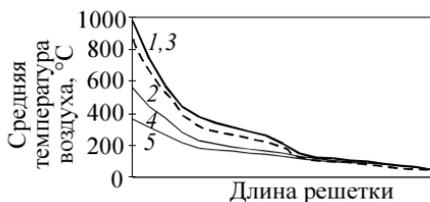


Рис. 5.27. Расчет средней температуры воздуха в слое:

- 1, 2 – усреднение температур в контрольных объемах по выражениям (5.54) и (5.55) соответственно при 100 разбиениях по длине и высоте;
3, 4, 5 – расчет по температурам воздуха на входе и выходе слоя по выражениям (5.60), (5.54) и (5.55) соответственно

Дискретизация клинкерного слоя и расчет теплообмена в секции холодильника

При моделировании колосниковый холодильник предлагается разбивать на ряд секций, в каждой из которых постоянны высота и пористость слоя, размер гранул, давление воздуха под слоем и над ним. Расчет теплообмена в секции выделяется в качестве отдельной задачи.

Геометрические размеры слоя характеризуются длиной L , шириной B и высотой H . Длина и ширина слоя определяются размерами колосниковой решетки, высота слоя, порозность и размеры гранул в секции принимаются постоянными.

Расчет производится с разбиением слоя по длине и высоте на прямоугольные элементарные объемы, причем результаты устойчивы при числе разбиений более 5...7. Значительно ускоряет расчет и повышает устойчивость решения применение неравномерной сетки, где величина объема элементарной ячейки обратно пропорциональна интенсивности теплопередачи (рис. 5.28).

При определении неравномерности сетки наиболее точно учитывает интенсивность теплообмена логарифмическая зависимость, но в связи с трудностью определения ее коэффициентов возможно использование линейной зависимости.

При разбиении слоя на n ячеек по длине и m – по высоте длина и высота ячейки с номером i, j будет иметь следующий вид:

$$l_i = \frac{L}{n} \left[1 + \frac{2}{n-1} \frac{k_L - 1}{k_L + 1} \left(i - \frac{n+1}{2} \right) \right]; \quad (5.63)$$

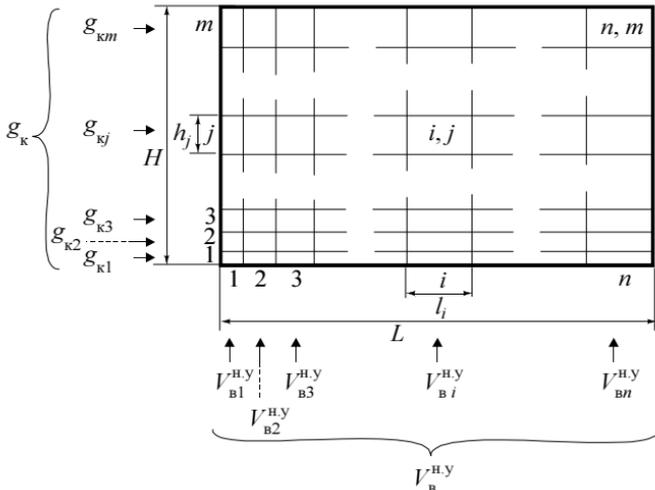


Рис. 5.28. Дискретизация клинкерного слоя:

n, m – число разбиений по длине и высоте;
 i, j – нумерация объемов по длине и высоте; L, H – длина и высота секции;
 l_i, h_j – длина и высота объема; g_k – расход клинкера в секции;
 g_{kj} – расход клинкера в объеме; $V_B^{H,y}$ – расход воздуха в секции при нормальных условиях; $V_{Bj}^{H,y}$ – расход воздуха в объеме при нормальных условиях

$$h_j = \frac{H}{m} \left[1 + \frac{2}{m-1} \frac{k_H - 1}{k_H + 1} \left(j - \frac{m+1}{2} \right) \right], \quad (5.64)$$

где k_L и k_H – коэффициенты, задающие отношение размеров последней и первой ячеек соответственно по длине и высоте.

Для слоя задается расход клинкера g_k , кг/с, и расход воздуха при нормальных условиях $V_B^{H,y}$, м³/с, а также температуры воздуха и клинкера на входе в слой. Характеристики клинкера по объему слоя постоянны и расход клинкера в ячейке определяется только ее высотой, поэтому для всех j -х ячеек он будет одинаковым:

$$g_{kj} = g_k h_j / H. \quad (5.65)$$

В связи с незначительным отношением высоты слоя к его длине и ширине принимается, что градиент скорости потока воздуха в любой точке всегда вертикален и массовый расход воздуха в сечениях вертикального канала не меняется [58]. Исходя из этого принимается, что расход воздуха $V_{Bj}^{H,y}$, взятый при нормальных условиях, в каждой ячейке одной и той же вертикальной группы одинаков. Но в связи с раз-

личной температурой клинкера и воздуха коэффициент сопротивления слоя по длине холодильника изменяется. Таким образом, задача расчета газодинамического режима по длине холодильника заключается в определении расхода воздуха $V_{vi}^{H,y}$ в вертикальных группах ячеек с условием одинакового суммарного сопротивления Δp_i каждой группы.

В уравнение для расчета сопротивления слоя

$$\Delta p = \xi \frac{v^2}{2} \rho \frac{H}{d} \quad (5.66)$$

входят три режимных фактора: высота слоя H , перепад давления Δp и скорость v (или расход $V_{vi}^{H,y}$) воздуха. Таким образом, одна из этих величин является свободной и полностью определяется двумя другими – базисными. Свободная величина должна выбираться, исходя из ее наименьшего влияния на модель.

Наиболее сильно на теплообмен влияет расход и определяемая по нему скорость воздуха, от которых зависит коэффициент теплообмена α_T . Поэтому эти параметры должны быть обязательно в качестве исходных данных, в результате чего резко снизится влияние на результаты расчета погрешности газодинамической модели. При изменении высоты слоя h (при постоянном расходе клинкера) изменяется суммарная площадь теплообмена в вертикальном сечении (физически это объясняется изменением горизонтальной скорости перемещения слоя). Но это влияние менее сильно, так как скорость (расход) воздуха оказывает влияние, как на коэффициент теплообмена, так и на тепловой баланс, а высота слоя – только на уравнение теплообмена.

Не оказывает влияния на теплообмен не входящее в модель теплообмена сопротивление слоя Δp . Это подтверждается и расчетами с использованием различных зависимостей $\xi = f(\text{Re})$. Так как все эти зависимости подобны [58], при расчете по любой из них для одинаковых суммарных расходов воздуха скоростные и температурные поля в слое оказывались идентичны, несмотря на полученные различные сопротивления Δp . В связи с этим второй задаваемой величиной необходимо выбирать высоту слоя h и в качестве свободной оставить сопротивление слоя Δp . Если же высоту слоя клинкера невозможно точно оценить, выбор свободного параметра из Δp и h принципиального значения не имеет, так как в обоих случаях будет сопоставимая погрешность (из-за неточности газодинамической модели или определения задаваемого параметра). Но в обоих случаях величина Δp будет носить информационный характер и может сильно отличаться от реального

перепада давления в холодильнике, не оказывая при этом влияния на результаты расчета.

Высоту h или сопротивление слоя Δp от двух других базисных параметров аналитически выразить нельзя, и расчет секции холодильника осуществляется следующим численным методом:

1. По заданным сопротивлению Δp и высоте h в каждой вертикальной группе ячеек определяется (с учетом теплообмена) расход воздуха $V_{Bi}^{h,y}$, обеспечивающий заданное значение Δp .

2. Рассчитывается суммарный расход воздуха в секции:

$$V_B^{h,y} = \sum V_{Bi}^{h,y}.$$

3. Путем изменения свободной переменной (h или Δp) и повторением пунктов 1 и 2 обеспечивается заданный суммарный расход воздуха $V_B^{h,y}$.

В результате исследования различных методов численного решения уравнения

$$V_B^{h,y} = f(h \wedge \Delta p) \quad (5.67)$$

определено, что наилучшей вычислительной устойчивостью и скоростью сходимости обладает итерационное решение с определением следующего значения неизвестного с использованием интерполяционного полинома Лагранжа, построенного на результатах предыдущих итераций (интерполяцию полиномом первой степени при этом можно интерпретировать как метод простой итерации, а полиномом второй степени – как метод хорд). Повышение степени полинома ведет как к увеличению скорости сходимости, так и к увеличению устойчивости решения, что выражается в практической независимости скорости сходимости от коэффициента нижней релаксации.

В вертикальных сечениях слой клинкера можно рассматривать как перемешивающийся, частично или полностью перемешивающийся поток. Расчеты показали, что степень усреднения температуры клинкера в вертикальном сечении практически не влияет на получаемые результаты – различие средних температур клинкера и воздуха по слою составило менее 10°C. Таким образом, двумерная задача расчета теплообмена сводится к комбинации двух одномерных задач – расчета вертикальных групп ячеек с последующим усреднением температуры клинкера в них и расчета расхода воздуха и температур потоков по длине холодильника.

На результаты расчета значительное влияние оказывают пористость слоя и диаметр частиц. Так, при изменении пористости на 5%

температуры клинкера и воздуха, а также разрежение изменяются на 40...50%, а при изменении диаметра клинкера на 1 см эти величины изменяются на 30...40%. Поэтому при расчете действующего колосникового холодильника данные параметры должны определяться с высокой степенью точности.

Учет неравномерности засыпки в слое

Результаты расчета теплообмена в холодильнике, полученные с использованием коэффициентов теплообмена, определенных для неподвижных засыпок, характеризуются значениями теплообмена и сопротивления слоя, завышенными в 2–3 раза. Данная проблема отражается и в ряде публикаций, в частности в работе [62], где проанализировано большое количество экспериментов по исследованию течения газа через зернистые слои с макроскопическими неоднородностями структуры и порозности. В работах [59, 89] отмечается, что коэффициент теплоотдачи в слое при $Pr Re/\varphi < 1000$, то есть в диапазоне, характерном для колосникового холодильника, оказывается значительно ниже величины, определенной по критериальным уравнениям. В работе [86] это расхождение объяснено неравномерностью засыпки и наличием в слое небольших участков с повышенной порозностью. В работе [58] указывается, что флуктуации потока в неравномерном слое составляют до 20%, а согласно работам [53, 67, 90–92], разница скорости газового потока в слое вследствие неравномерности засыпки может достигать 30...70%.

При больших значениях Re отличие экспериментальных данных от расчетных составляет не более 15% и неравномерность поля скоростей и температур сглаживается [58, 59]. Эта зависимость представлена на рис. 5.29.

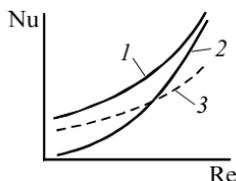


Рис. 5.29. Зависимость критерия Нуссельта от критерия Рейнольдса для неподвижной и перемешивающейся засыпок:

1 – неподвижная засыпка; 2 – перемешивающаяся засыпка;

3 – зависимость для неподвижной засыпки с уменьшающимся коэффициентом

Из проведенного анализа можно сделать следующие выводы. Все критериальные зависимости получены для неподвижных засыпок. Но клинкерный слой в холодильнике перемешивается, что приводит к появлению участков с низким сопротивлением и ухудшению уменьшающих коэффициентов для коэффициентов сопротивления слоя и теплообмена адекватных результатов получить не позволяет (см. рис. 5.29), так как при этом возникает противоположная по сравнению с экспериментальными наблюдениями зависимость – более сильное уменьшение коэффициента теплоотдачи при высоких значениях критерия Рейнольдса.

Для учета неравномерности засыпки предлагается в слое клинкера по ширине выделить участок с повышенной порозностью ϕ_y шириной b_y (рис. 5.30), в каждом шаге по длине слоя рассчитывать отдельно теплообмен и сопротивление основного слоя и выделенного участка, и затем усреднять полученные температуры клинкера и воздуха.

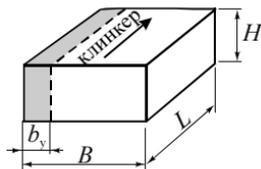


Рис. 5.30. Участок с повышенной порозностью в слое клинкера

Для определения параметров участка получена зависимость температура клинкера от размеров и порозности участка (рис. 5.31).

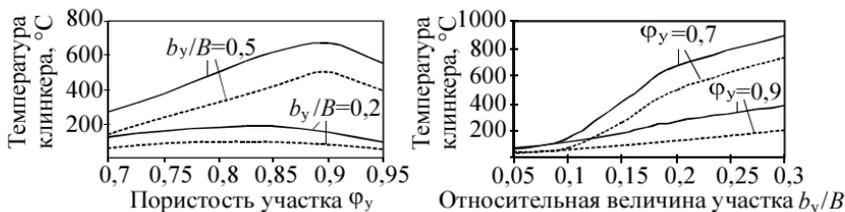


Рис. 5.31. Влияние параметров участка с пониженной порозностью на получаемую в результате моделирования температура клинкера после горячей (—) и холодной (----) секций

В результате моделирования работы холодильника с использованием данных теплотехнических испытаний, полученных на АО «Бел-

городский цемент» и АО «Себряковцемент» установлено, что для приближения модели к реальным условиям необходимо принимать порозность участка 80%, а его размеры – 5...20% от ширины холодильника, по секциям размер должен быть пропорциональным скорости движения колосников.

Алгоритм моделирования теплообмена в колосниковом холодильнике

Согласно проведенным исследованиям и представленной методике, разработана программа моделирования теплообмена в колосниковом клинкерном холодильнике. В соответствии с принципами системного анализа, выделен ряд иерархических уровней объекта; для каждого из них определена самостоятельная задача моделирования, что легло в основу алгоритма расчета структуры компьютерной программы (рис. 5.32–5.37).

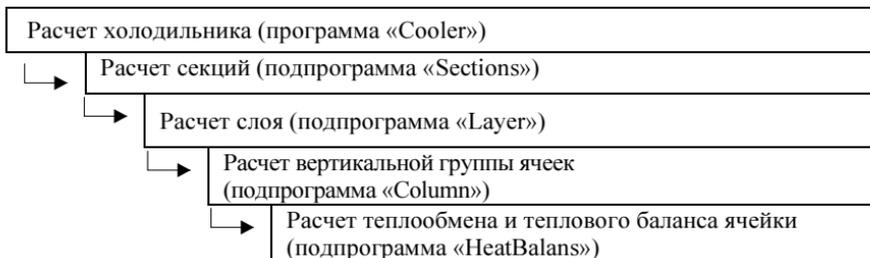


Рис. 5.32. Структурная схема программы моделирования теплообмена в колосниковом холодильнике

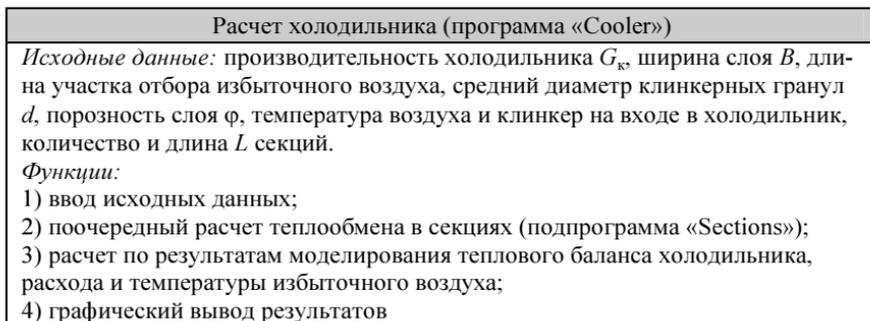


Рис. 5.33. Функции главного модуля программы

Исходными данными программы для расчета являются:

- производительность холодильника, т/ч;
- ширина слоя и длина участка отбора избыточного воздуха, м;
- средний диаметр, мм, и плотность, кг/м³, клинкерных гранул;
- порозность слоя, %;
- температура воздуха и клинкера на входе в холодильник, °С;
- размер и пористость участка неравномерной засыпки;
- количество секций (от одной до шести) и их длина, характеристики слоя и потока воздуха в каждой секции.

В соответствии с проведенным анализом влияния параметров на точность расчета теплообмена, а также исходя из наиболее достоверной контрольной информации, выбраны следующие варианты исходных данных для расчета секции:

- а) высота H , м, и сопротивление Δp , Па, слоя;
- б) расход воздуха V , нм³/кг кл., и сопротивление слоя Δp ;
- в) расход воздуха V и высота слоя H ;
- г) температура клинкера после секции t_k , °С, сопротивление слоя Δp ;
- д) температура клинкера после секции t_k и высота слоя H .

Расчет секций (подпрограмма «Sections»)	
<p><i>Исходные данные:</i> t_{k1}, t_{b1} – температура клинкера и воздуха на входе в секцию; G_k – расход клинкера; L, B, H – размеры слоя; Δp – аэродинамическое сопротивление слоя; d – диаметр частиц; ϕ – порозность слоя; b_y, ϕ_y – размер и порозность участка неравномерной засыпки; исходные данные для расчета секции (высота H и сопротивление Δp слоя, расход воздуха V, температура клинкера после секции t_k) в следующих сочетаниях: а) H, Δp; б) V, Δp; в) V, H; г) t_k, Δp; д) t_k, H</p>	<p><i>Результаты расчета:</i> t_{k2}, t_{b2} – температура клинкера и воздуха на выходе из секции, °С; V_n – расход воздуха в секции при нормальных условиях; H, Δp – высота и сопротивление слоя</p>
<p><i>Функции:</i> 1) расчет теплообмена в секции (подпрограмма «Layer») согласно вариантам исходных данных: а) единичный безытерационный расчет; б) итерационный расчет $H = f(V_n, \Delta p)$; в) итерационный расчет $\Delta p = f(V_n, H)$; г) $V_n = f(G_k, t_{k1}, t_{b1}, t_{k2})$, итерационный расчет $H = f(V_n, \Delta p)$; д) $V_n = f(G_k, t_{k1}, t_{b1}, t_{k2})$, итерационный расчет $\Delta p = f(V_n, H)$; 2) усреднение температур воздуха и клинкера на выходе из секции</p>	

Рис. 5.34. Функции модуля расчета секции

Расчет слоя (подпрограмма «Layer»)	
<p><i>Исходные данные:</i> $q_{к1}$, $q_{в1}$ – теплосодержание клинкера и воздуха на входе; G_k – расход клинкера; L, B, H – размеры слоя; Δp – сопротивление слоя; d – диаметр частиц; ϕ – порозность слоя; b_y, ϕ_y – размер и порозность участка неравномерной засыпки</p>	<p><i>Результаты расчета:</i> $q_{к2}$, $q_{в2}$ – теплосодержание клинкера и воздуха на выходе; V_n – расход воздуха в секции при нормальных условиях</p>
<p><i>Функции:</i></p> <ol style="list-style-type: none"> 1) разбиение слоя по длине; 2) поочередный расчет вертикальных групп ячеек, для каждой из которых: <ol style="list-style-type: none"> а) расчет основного участка (подпрограмма «Column»); б) расчет участка с повышенной пористостью (подпрограмма «Column»); в) суммирование теплосодержания клинкера и воздуха на выходе из участков, использование суммарного теплосодержания клинкера как исходных данных для следующей группы; 3) суммирование расходов и теплосодержания воздуха по длине слоя, расчет средних температур воздуха и клинкера на выходе из слоя 	

Рис. 5.35. Функции модуля расчета слоя

Расчет вертикальной группы ячеек (подпрограмма «Column»)	
<p><i>Исходные данные:</i> $q_{к1}$, $q_{в1}$ – теплосодержание клинкера и воздуха на входе в группу; G_k – расход клинкера; l, B, H – размеры группы; Δp – аэродинамическое сопротивление группы; d – диаметр частиц; ϕ – порозность слоя</p>	<p><i>Результаты расчета:</i> $q_{к2}$, $q_{в2}$ – теплосодержание клинкера и воздуха на выходе; V_n – расход воздуха при нормальных условиях</p>
<p><i>Функции:</i></p> <ol style="list-style-type: none"> 1) разбиение на ячейки; 2) итерационный расчет расхода воздуха, обеспечивающего заданный перепад давления: <ol style="list-style-type: none"> а) расчет теплообмена и аэродинамического сопротивления в ячейках (подпрограмма «HeatBalans»); б) расчет сопротивления решетки; в) суммирование сопротивлений ячеек; 3) суммирование теплосодержания клинкера по ячейкам, расчет средней температуры клинкера и воздуха на выходе из группы 	

Рис. 5.36. Функции модуля расчета вертикальной группы ячеек



Рис. 5.37. Функции модуля расчета вертикальной группы ячеек

Результатом работы программы является представленное в графическом виде распределение по длине колосниковой решетки температур клинкера и воздуха на выходе из слоя, распределение расхода воздуха по слою, средние температуры клинкера и воздуха по секциям и в целом по холодильнику, тепловой баланс холодильника. Диалоговые окна программы воспроизведены на рис. 5.38 – 5.40.

Адекватность программы могут продемонстрировать данные теплотехнических испытаний колосникового холодильника АО «Белгородский цемент» (рис. 5.41) и результаты расчета (рис. 5.42), сравнение которых приведено в табл. 5.10.

Для расчета первой секции задавались высота слоя и перепад давления, второй – высота слоя и температура клинкера на выходе.

Холодильник

Исходные данные | Параметры расчета

Производительность, т/ч: 50,0
 Диаметр гранул, см: 1,0
 Пористость слоя, %: 40,0
 Плотность гранул клинкера, кг/м³: 2700
 Температура клинкера, °C: 1200
 Температура воздуха, °C: 20
 Ширина слоя, м: 2,8
 Расход втор. воздуха, нм³/кг: 1,8

Расчет аспирационного воздуха по расходу вторичного воздуха

Число секций: 4
 Длина секций, м:

1	4
2	4
3	4
4	4

Секция 1
 Тип расчета: V, h
 Расход воздуха, нм³/кг: 0,70
 Высота слоя, м: 0,10

Секция 2
 Тип расчета: V, h
 Расход воздуха, нм³/кг: 0,70
 Высота слоя, м: 0,14

Секция 3
 Тип расчета: V, dP
 Расход воздуха, нм³/кг: 0,5
 dp, Па: 1200

Секция 4
 Тип расчета: tкл, dp
 tкл после секции, °C: 80
 dp, Па: 1800

Расчет | X Закрыть

Рис. 5.38. Окно исходных данных программы моделирования теплообмена в клинкерном колосниковом холодильнике

Холодильник

Исходные данные | Параметры расчета

Число разбиений слоя в секции

По длине: 30
 По высоте: 30

Участок с пониженной пористостью

Размер участка (по ширине), %: 5
 Пористость участка, %: 80,0

Коэффициенты релаксации

Температура	0,88
Тепловой баланс ячейки	0,42
Вертикальное сечение	0,66
Секция	1,00

Расчет сопротивления: Бернштейн

Расчет коэффициента теплопередачи: Кутателадзе (1990 г.)

Учет теплопроводности гранул

Расчет | X Закрыть

Рис. 5.39. Окно параметров расчета программы моделирования теплообмена в клинкерном колосниковом холодильнике

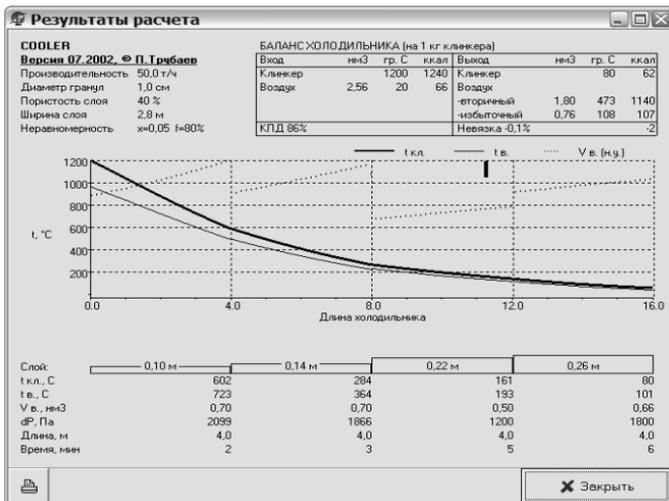


Рис. 5.40. Окно результатов расчета программы моделирования теплообмена в клинкерном колосниковом холодильнике

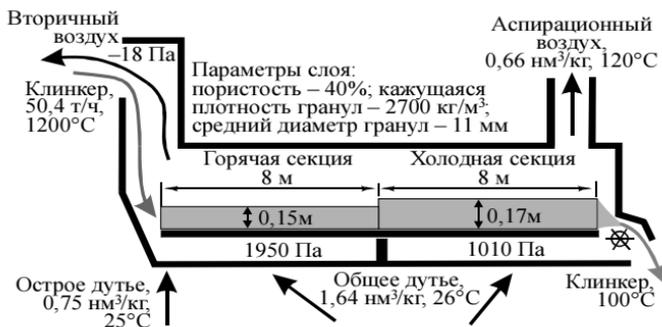


Рис. 5.41. Результаты теплотехнического испытания колосникового холодильника «Волга-50»

Таблица 5.10

Адекватность результатов моделирования

Параметр	Данные испытаний	Результаты моделирования	Отклонение
Расход воздуха, м³/кг	2,29	2,38	4%
Температура избыточного воздуха, °С	120	129	8%
Сопrotивление слоя холодной секции, Па	1028	1000	3%

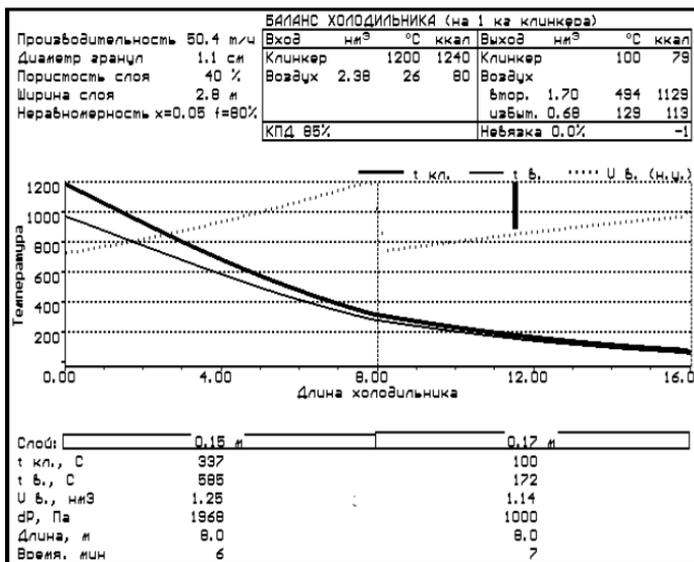


Рис. 5.42. Результаты моделирования

Результаты моделирования также совпадают с опытными данными распределения температур и давлений по длине шестисекционного холодильника, приведенными в работе [40], и двухсекционного холодильника при различной скорости движения колосников, приведенные в работе [93].

5.8. ВЛИЯНИЕ ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ ГРАНУЛ НА ТЕПЛООБМЕН В КЛИНКЕРНЫХ ХОЛОДИЛЬНИКАХ

В разделе производится оценка влияния теплопроводности внутри гранулированного материала на теплообмен в клинкерных колосниковых холодильниках.

Температурное поле охлаждаемой шарообразной гранулы описывается уравнением нестационарной одномерной теплопроводности в сферических координатах:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial \tau} = \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left(\lambda r^2 \frac{\partial T}{\partial r} \right), \quad (5.68)$$

где c – теплоемкость; ρ – плотность; T – температура; τ – время; r – координата (радиус); λ – коэффициент теплопроводности.

Решение уравнения (5.68) аналитическим путем в условиях промышленных печей обладает большой погрешностью, так как требует использования в качестве теплофизических свойств и характеристик теплообмена на поверхности гранул констант, но в реальном процессе эти величины заметно изменяются из-за большой разницы температур в начале и конце процесса. Поэтому результаты с достаточной степенью точности могут быть получены только численными методами.

Уравнение (5.68) дискретизировалось с использованием методики, изложенной в разд. 3.1.

Для моделирования условий охлаждения гранул в колосниковом холодильнике изменялись параметры, входящие в граничные условия на ее поверхности. Процесс теплообмена в колосниковом холодильнике происходит по схеме перекрестного тока (рис. 5.43).

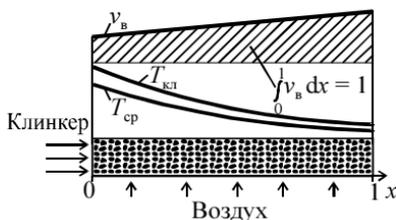


Рис. 5.43. Схема теплообмена в секции колосникового холодильника:

v_v – удельный безразмерный объем воздуха; $t_{кл}$, $t_{сп}$ – средние температуры клинкера и воздуха в вертикальном сечении; x – безразмерная координата

Холодильник состоит из нескольких секций, в каждой из которых слой клинкера движется с постоянной скоростью, которую возможно изменять. Скорость движения клинкера определяется временем прохождения секции τ_c или высотой слоя клинкера h , между которыми существует следующая связь:

$$G\tau_c = LBh\rho(1 - \varphi), \quad (5.69)$$

где G – производительность холодильника; L , B – длина и ширина колосниковой решетки секции; ρ – кажущаяся плотность клинкерных гранул; φ – порозность слоя клинкера.

Через слой снизу продувается воздух, температура и расход которого зависят от температуры клинкера и изменяются по длине холодильника.

Для определения изменения расхода воздуха по длине секции ис-

пользовалась разработанная ранее модель теплообмена в клинкерной засыпке при фильтрации через нее воздуха [3, 94], в которой уравнение теплопередачи в засыпке дискретизировалось балансовым методом на двумерной сетке, разбивающей слой по длине и высоте. В результате исследования модели установлено, что усреднение температуры клинкера в вертикальных сечениях практически не влияет на получаемые результаты. Следовательно, расчет теплообмена может производиться с использованием средней температуры воздуха в вертикальном сечении.

Установлено, что расход воздуха в секции линейно возрастает, а изменение относительного безразмерного объема воздуха v_b по длине холодильника (см. рис. 5.43) зависит только от перепада температуры клинкера в секции:

$$v_b = \frac{dv}{dx} \cdot \frac{1}{V} = 1 + (0,1 + 0,0005\Delta T_{\text{кл}})(x - 0,5), \quad (5.70)$$

где v – удельный объем воздуха в вертикальном сечении, $\text{м}^3/\text{кг кл.}$; V – удельный объем воздуха в секции, $\text{м}^3/\text{кг кл.}$; $\Delta T_{\text{кл}}$ – разница средней температуры клинкера на входе и выходе секции; x – безразмерная координата.

Температура воздуха на выходе из слоя клинкера T_{b2} в каждой итерации, соответствующей времени Δt , определялась из уравнения теплового баланса по средней температуре клинкера T_{k2} и T_{k1} соответственно в текущий и предыдущий моменты времени, температура воздуха на входе в слой T_{b1} постоянная и равна температуре окружающей среды. Среднюю температуру воздуха в слое $T_{\text{ср}}$, которая входит в систему уравнений, предлагается определять как среднелогарифмическое значение с поправкой на перекрестный ток теплоносителей:

$$T_{\text{ср}} = T_{b2} - \left(T_{k1} - T_{b2} - \frac{(T_{k1} - T_{b2}) - (T_{k2} - T_{b1})}{\ln\left(\frac{T_{k1} - T_{b2}}{T_{k2} - T_{b1}}\right)} \right) \frac{T_{b2} - T_{b1}}{(T_{k1} - T_{k2}) - (T_{b2} - T_{b1})}. \quad (5.71)$$

С помощью предложенной модели определены оптимальные режимы работы двухсекционного колосникового холодильника «Волга-50» при различном диаметре гранул клинкера. Исходными данными для расчета являлись диаметр гранул клинкера, высота слоя в секциях, температура клинкера на входе в холодильник и выходе из него, температура воздуха на входе в холодильник, производительность по клинкеру, размеры колосниковых решеток, число точек дискретной

сетки N и временной шаг Δt . Расход воздуха во всех секциях, кроме последней, задавался. В последней секции он определялся по заданной температуре клинкера на выходе из холодильника, то есть была известна требуемая энтальпия, которую необходимо отобрать у клинкера для его охлаждения, но неизвестна температура воздуха, зависящая от условий теплообмена; объем воздуха определялся методом последовательного приближения. Воздух в холодильнике делился на вторичный, требуемый для горения топлива в печи, и избыточный, определялась их температура и КПД холодильника.

В модели дополнительно учтен оптимизационный расчет, проводимый методом покоординатного спуска с дроблением шага, где целевой функцией являлась модель теплообмена, критерием оптимизации – тепловой КПД холодильника, изменяемыми факторами – высота слоя клинкера в секциях и удельный расход воздуха во всех секциях, кроме последней. Ограничением при оптимизации являлось максимальное аэродинамическое сопротивление слоя, определяемое характеристиками тягодутьевого оборудования.

В результате были определены оптимальные режимы работы двухсекционного колосникового холодильника «Волга-50» при различном диаметре гранул клинкера. Температуры клинкера на входе и выходе составляли соответственно 1200 и 100°C, температура воздуха на входе – 25°C, производительность – 14 кг/с, требуемый расход вторичного воздуха – 1,7 м³/кг кл. Ограничение по сопротивлению слоя составляло 2500 Па. Результаты расчетов представлены в табл. 5.11.

Таблица 5.11

Оптимальные режимы работы двухсекционного клинкерного колосникового холодильника «Волга-50»

Диаметр гранул клинкера, м	Высота слоя клинкера, м		Температура вторичного воздуха, °C	Объем избыточного воздуха при нормальных условиях, м ³ /кг клинкера	КПД холодильника, %
	I секция	II секция			
0,010	0,156	0,220	488	0,57	89,2
0,015	0,301	0,417	491	0,51	89,9
0,020	0,428	0,573	490	0,56	89,7

Анализируя полученные результаты, можно сделать следующие выводы. Работа холодильника наиболее эффективна при определенном соотношении количества теплоты, отдаваемого клинкером в первой и

второй секциях холодильника, называемых также горячей и холодной секциями.

Постоянный режим работы колосникового холодильника с оптимальными значениями параметров может быть поддержан при значительном изменении гранулометрического состава клинкера.

Это достигается изменением высоты слоя клинкера при сохранении постоянного соотношения между высотой слоя во второй и первой секциях, равного 1,3...1,4. При изменении гранулометрического состава необходимо поддерживать такое давление под слоем, чтобы объем избыточного воздуха составлял 0,5...0,6 м³/кг кл.

Представляет интерес влияние теплопроводности гранул на эффективность процесса охлаждения клинкера. Для определения степени влияния теплопроводности на результаты моделирования проведен расчет температуры гранулы при ее охлаждении с использованием различных способов расчета коэффициента теплопроводности клинкера (рис. 5.44, 5.45).

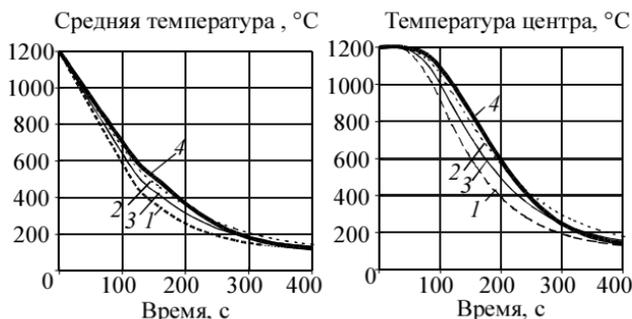


Рис. 5.44. Температура клинкерной гранулы диаметром 25 мм, охлаждающейся в колосниковом холодильнике, при различных методах расчета теплопроводности клинкера

На рис. 5.44 кривые 1 и 2 соответствуют расчету, при котором значение коэффициента теплопроводности принималось постоянным, равным соответственно 1,28 и 1,00 Вт/(м·К). Кривая 3 соответствует расчету, где теплопроводность определялась в зависимости от химического состава материала по методу Вильнера и Ильиной, используемого для стекла [11]. Кривая 4 получена с использованием модели процесса теплопроводности в многокомпонентных смесях и системах силикатной технологии [95]. Разность температур при применении различных спо-

собов расчета теплопроводности наблюдалась в начале охлаждения и составила свыше 100°C для поверхности гранулы и около 200°C для центра. С понижением температуры эта разница снижалась.

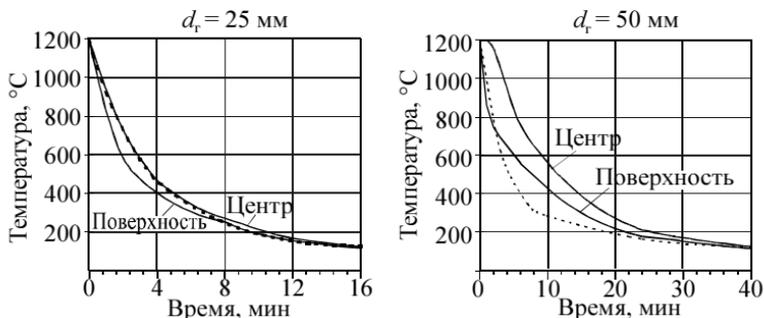


Рис. 5.45. Температура клинкерных гранул, охлаждающихся в колосниковом холодильнике:

— расчет теплопроводности в зависимости от температуры клинкера по методике [95]; — расчет без учета термического сопротивления гранул

Такие результаты согласуются с известным соотношением, согласно которому в расчетах нестационарного теплообмена внутренним термическим сопротивлением тела можно пренебречь при значении критерия Bi менее $0,25$. С учетом параметров колосникового холодильника теплопроводность клинкера необходимо учитывать при произведении коэффициента теплоотдачи и диаметра $ad < 0,32$, то есть только в горячих секциях.

Анализируя полученные результаты можно сделать вывод, что расчет температуры клинкера без учета термического сопротивления клинкерных гранул при их малых размерах приводит к завышенной средней температуре клинкера, которая фактически равна температуре на поверхности гранулы (см. рис. 5.45). При больших размерах гранул их температура значительно занижена, так как при увеличении диаметра рост массы превышает рост поверхности теплоотдачи. Это приводит к перераспределению теплоты, отдаваемой воздухом в горячей и холодной части холодильника, а значит – к неточностям в определении оптимального режима работы холодильника.

В колосниковом холодильнике происходит резкое охлаждение гранул, что из-за разности температур на поверхности и в центре может привести к их механическому разрушению, образованию пыли-

видных фракций и снижению эффективности работы холодильника. Разность температур между центром и поверхностью при охлаждении клинкерных гранул диаметром 25 мм в колосниковом холодильнике АО «Белгородский цемент» приведена на рис. 5.46. Снижение максимальной разности температур менее интенсивным охлаждением в горячей части холодильника приводит к заметному снижению эффективности его работы. Один из путей решения этого вопроса – использование при расчете цементных сырьевых смесей модульных характеристик, определяющих теплофизические свойства клинкера [96]. Оптимизация состава клинкера с учетом этих критериев в границах технологических требований к клинкеру позволила снизить максимальную разность температур на 20°C при сохранении расхода топлива на обжиг и качества получаемого клинкера (рис. 5.46).

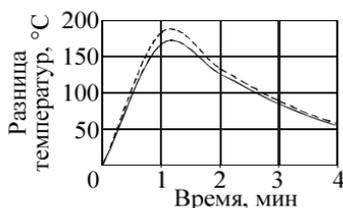


Рис. 5.46. Разница температур поверхности и центра клинкерных гранул диаметром 25 мм, обожженных на АО «Белгородский цемент»:

— производственные условия;
 — — оптимальный состав

В главе предложено численное решение модели и алгоритм расчета теплообмена в клинкерном слое колосникового холодильника с переталкивающей решеткой, показана адекватность модели работе промышленных холодильников.

Показано, что в качестве исходных данных при расчете холодильника необходимо использовать заданное количество проходящего через слой клинкера воздуха с расчетом по этой величине перепада давления или высоты слоя. Температура клинкера в вертикальных сечениях может усредняться без потери точности. При расчете промышленных холодильников пористость слоя и эквивалентный размер частиц требуется определять с высокой степенью точности. Установлено, что адекватность моделирования теплообмена и движения воздуха обеспечивается только при учете неравномерности слоя, образующегося вследствие движения колосников. Теплопроводность клинкерных

гранул следует учитывать в горячих секциях холодильника.

На основании представленных результатов можно сделать следующие выводы. Моделирование процессов теплообмена является эффективным инструментом оптимизации работы высокотемпературных промышленных агрегатов. При моделировании процесса охлаждения клинкерных гранул в горячей секции колосникового холодильника необходимо обязательно учитывать их термическое сопротивление, так как оно определяет соотношение отдаваемой клинкером теплоты в горячей и холодной секциях холодильника, а значит, и оптимальный режим его работы, рекомендуемый по результатам расчетов. Одним из способов регулирования процессов теплообмена в высокотемпературных агрегатах является изменение состава обрабатываемого материала.

5.9. КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ОХЛАЖДЕНИЯ СЛОЯ ГРАНУЛИРОВАННОГО МАТЕРИАЛА

Описание компьютерной модели

В лабораторных исследованиях и в промышленном производстве исследование теплообмена характеризуется значительной методической погрешностью результатов в связи с невозможностью точного определения средней температуры охлаждаемого материала из-за большой разницы температуры в центре гранул и на их поверхности. Компьютерное моделирование позволяет определять необходимые данные для получения усредненного уравнения теплообмена в промышленной установке.

Для исследования была разработана компьютерная модель процесса охлаждения цементных клинкерных гранул в колосниковом холодильнике, учитывающей теплопроводность и тепловую инерцию гранул (внутренняя задача) и теплоотдачу от поверхности гранул к потоку воздуха (внешняя задача). Модель разрабатывалась и решалась в программном комплексе вычислительной гидрогазодинамики ANSYS Fluent [97, 98]. Полученные данные сопоставлялись с результатами проведённого физического моделирования в лабораторной установке [99]

При физическом моделировании предварительно нагретая в муфельной печи засыпка из клинкерных гранул продувалась потоком воздуха в лабораторной установке с помощью центробежного вентилятора [89, 100]. В результате были получены критериальные уравне-

ния теплообмена в диапазоне параметров, ограниченном условиями проведения исследований, в том числе при начальных температурах клинкера не более 800°С, фиксированной высотой слоя засыпки в 0,1 м и отсутствием перемешивания слоя. Численное моделирование использовалось для расширения диапазона получаемых результатов и более точного учета параметров, характеризующих процесс.

Для моделирования процесса охлаждения слоя материала в колосниковом клинкерном холодильнике с переталкивающей решеткой [101-104] с использованием системы ANSYS Fluent была разработана упрощенная двумерная компьютерная модель горячей секции колосникового клинкерного холодильника [105]. Расчетная сетка представляет собой поли- или монодисперсный слой гранул, перемещающийся с постоянной скоростью в горизонтальном направлении, над которым расположена воздушная камера (рис. 5.47).

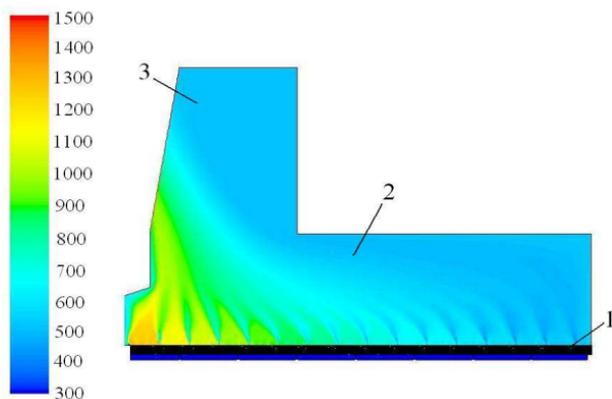


Рис. 5.47. Распределение температурного поля в камере горячей секции при установившемся режиме:

- 1 – слой клинкера; 2 – воздушная камера;
3 – шахта, соединяющая холодильник и печь.

Воздух с температурой 300 К поступает под колосники, проходит через слой клинкерных гранул в воздушную камеру и через шахту подается в печь. Модель двумерная. В отличие от [106-110] каждая гранула представляет собой отдельную область, разбитую расчетной сеткой на контрольные объемы, что позволяет представить гранулу как отдельный объект со своим температурным полем, изменение которо-

го происходит в нестационарном режиме и позволяет учесть влияние тепловой инерции гранул на общий теплообмен. Расчет проводился до стабилизации расчетных полей. На рис. 5.48 представлены участки слоя для некоторых вариантов, использованных в расчетах для различной высоты слоя и диаметра гранул.

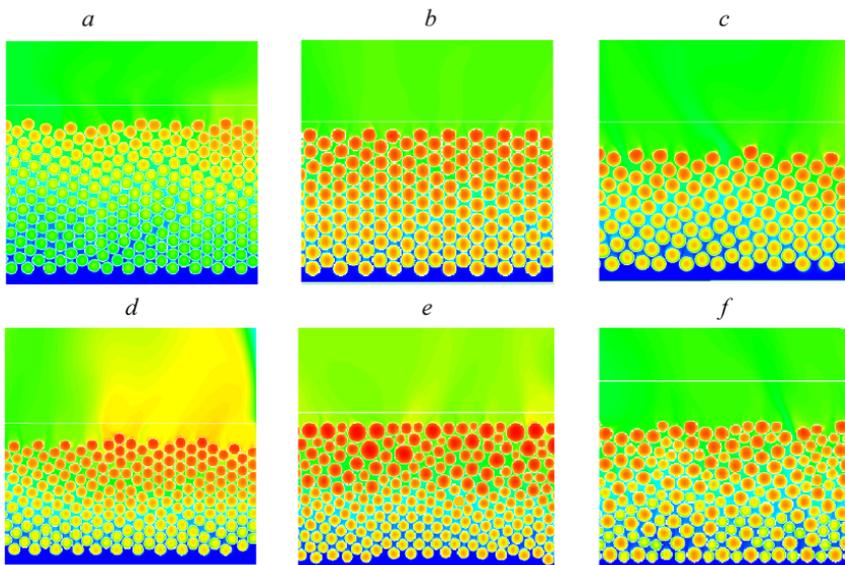


Рис. 5.48 Температурные поля для слоев различного фракционного состава:

a, b, c, d – монодисперсный ; e, f – полидисперсный.

Расход воздуха, проходящего через слой клинкерных гранул, задавался в виде граничных условий – массового расхода в нижнем сечении модели (под слоем). Моделирование охлаждения слоя несколькими дутьевыми машинами осуществляется установлением отдельных граничных условий на каждом участке секции. Теплофизические свойства материала и коэффициенты теплообмена в слое были приняты согласно данным работ [105].

Упрощение модели заключается в отсутствии перемешивания слоя гранул, производимом в холодильнике колосниковыми решетками, и задании непрерывного движения слоя, тогда как в отличие в колосниковом холодильнике происходит циклическое движения групп

колосников. Реализация перемешивания в рамках данной модели возможна, однако требует её усложнения – включения в модель подвижных колосников, использование динамической перестраиваемой сетки между перемещающимися гранулами и колосниками, подключения уравнений взаимодействия гранул между собой и элементами холодильника (подвижными колосниками и неподвижной решеткой), что усложнит расчет и снизит его точность. Такая задача, тем не менее, может быть решена даже в трехмерной постановке благодаря возможности распараллеливания вычислений в ANSYS Fluent на кластере или распределенной сети из нескольких компьютеров.

Следует отметить, что по мере переталкивания слоя подвижными колосниками мелкие гранулы просыпаются вниз что, также может влиять на аэродинамику слоя и на теплообмен. Также в модели не учтено пыление, возникающее вследствие разрушения гранул.

Адекватность разработанной модели подтверждается соответствием результатов моделирования параметрам работы промышленных колосниковых холодильников [111-112].

Модель охлаждения слоя материала с распределенными параметрами

Расчетные области представляли собой каналы высотой 0,1 и 0,15 м, в которых гранулы располагаются в вершинах тетраэдра. Для решения задачи были построены сетки, включающие гранулы диаметром 13 и 17 мм, то есть со значениями диаметров близкими к использованным в лабораторных экспериментах.

Геометрия и сетка для модели были сгенерированы в пакете ANSYS утилитой ICEM CFD. Использовалась трехмерная расчетная область, включающая твердую фазу (гранулы) и газообразную (пространство между ними). Применялась гексагональная структурированная сетка, согласованная с границей области раздела фаз (рис. 5.49). Для стабильности расчета на выходе и входе в расчетную область геометрия содержит участки стабилизации (свободные от гранул области воздушного потока).

При задании граничных условий для боковых поверхностей канала была выбрана непроницаемая стенка с нулевым потоком теплоты и массы через нее. Поверхности фаз на границе их раздела связаны между собой условием «Coupled interface», которое используется для задания теплопередачи между двумя смежными областями.

При решении уравнений модели выбран метод «pressure-based», предназначенный для расчета несжимаемых потоков. Система уравне-

ний включает расчет теплообмена (модель Energy). Радиационный теплообмен в модели не учитывался, поскольку в воздухе, проходящем через засыпку, доля трехатомных газов мала, а из-за близкого расположения гранул и сопоставимой температуры их поверхностей влияние переизлучения на температурное поле поверхностей гранул незначительно.

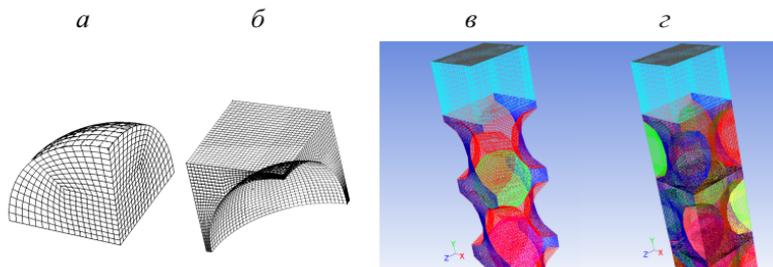


Рис. 5.49. Расчетная сетка :

a – область гранулы; *б* – область воздуха; *в* – область воздуха между гранулами; *г* – область гранул и область воздуха (совместно)

Теплофизические свойства твердой фазы задавались в виде функции от температуры с использованием регрессионных уравнений, полученных для цементного клинкера [113]. Свойства воздуха заданы кусочно-линейной функцией в зависимости от температуры, плотность потока рассчитывалась как плотность идеального газа.

Коэффициент теплоотдачи от поверхности материала (клинкера) воздуху определялся исходя из свойств потока в пограничном слое и применяемой модели турбулентности. Поэтому выбор модели турбулентности имеет большое значение для получения адекватных результатов. В программном комплексе Fluent имеются два основных подхода к моделированию турбулентных течений – полуэмпирические модели турбулентности RANS (Reinolds and Navie Stoks) и вихревые модели, использующие так называемые DES и LES подходы. В случае обтекания ансамбля тел дозвуковым потоком допустимо использование двухпараметрических дифференциальных моделей RANS. Модель «k-w» применима в случае, когда имеется переход от пограничного слоя к основной области потока. Но в рассматриваемой модели в силу малого расстояния между гранулами пограничный слой, прилегающий к гранулам, по большей части представляет собой сплошное пространство между ними, поэтому применение данной модели турбулентности

не обосновано. Модели «Spalart-Almaras» и «k-kl-w» показали плохую сходимость. Наиболее приемлемой для рассматриваемой задачи можно считать модель турбулентности «k-w», которая обеспечивает сходимость расчета и адекватность получаемых результатов. В качестве параметров турбулентности в данной модели были установлены масштаб турбулентности (Turbulence Length Scale) и гидравлический диаметр (Hydraulic Diameter) соответственно 5% и 0,01 м.

Численный расчет производился методом SIMPLE. На начальном этапе расчета задается адаптивный шаг по времени. После достижения величины шага равной 1 сек. шаг фиксировался, и далее расчет происходил с постоянным шагом по времени. На рис. 5.50 показано поле температур на текущем шаге по времени.

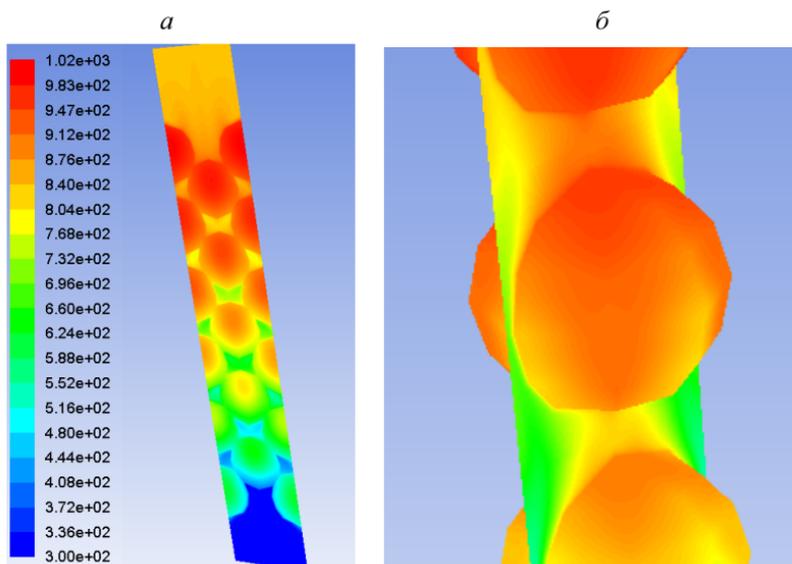


Рис. 5.50. Поле температур:

а – в сечении канала с гранулами; *б* – гранулы и секущая плоскость.

В качестве начальных условий задавалась одинаковая температура по твердой фазе (1200, 1000 и 800°C) для всего объема материала для разных вариантов расчета. Температура потока воздуха на входе в расчетную область принималась постоянной, равной 27°C. Рассматривалось несколько вариантов аэродинамических режимов [114], задава-

емых различной скоростью потока на входе в расчетную область – 0,5; 0,75; 1, 1,25 м/с, которая определяла различный массовый расход воздушного потока.

Получение критериальных зависимостей теплообмена

Вычислительный эксперимент включал проведение расчета охлаждения материала на основе выбранной сетки для заданного диаметра гранул и отдельных вариантов начальных условий. На каждом шаге по времени программа сохраняла текущие данные:

- а) максимальную температуру верхней и нижней гранул;
- б) среднюю объемную температуру клинкера;
- в) среднюю температуру и скорость воздуха на выходе из расчетной области;
- г) среднюю объемную теплоемкость и суммарное теплосодержание материала;
- д) суммарный тепловой поток через границу раздела фаз;
- е) усредненные по расчетной области теплофизические свойства материала и воздуха.

В дальнейшем на основании сохраненных значений для каждого расчетного шага вычислялся температурный напор между фазами. Для этого были рассмотрены различные варианты расчета:

- 1) по методике, использованной в лабораторных исследованиях [99]:

$$\Delta t_{\text{э}} = 0,5[(t_{\text{ц1}} - t_{\text{в1}}) + (t_{\text{ц2}} - t_{\text{в2}})], \quad (5.72)$$

где $t_{\text{ц1}}$, $t_{\text{ц2}}$ – температуры центров первой и последней по направлению потока воздуха клинкерных гранул; $t_{\text{в1}}$, $t_{\text{в2}}$ – усредненная температура потока воздуха на входе и выходе из слоя;

- 2) среднеарифметический температурный напор:

$$\Delta t_{\text{а}} = 0,5[(t_{\text{с1}} - t_{\text{в1}}) + (t_{\text{с2}} - t_{\text{в2}})], \quad (5.73)$$

где $t_{\text{с1}}$, $t_{\text{с2}}$ – средняя температура первой и последней по направлению потока воздуха клинкерных гранул (определяемая усреднением температур в расчетных точках гранулы);

- 3) среднелогарифмический температурный напор:

$$\Delta t_{\text{лн}} = [(t_{\text{с1}} - t_{\text{в1}}) - (t_{\text{с2}} - t_{\text{в2}})] / \ln \left(\frac{t_{\text{с1}} - t_{\text{в1}}}{t_{\text{с2}} - t_{\text{в2}}} \right); \quad (5.74)$$

- 4) разность средних (определяемых усреднением температур в расчетных точках по объему всей расчетной области) температур ма-

териала t_c и воздуха t_b :

$$\Delta t_{cp} = (t_c - t_b); \quad (5.75)$$

5) среднее при разбиении слоя на уровни (используются средние температуры материала и воздуха на каждом уровне):

$$\Delta t_{расч} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (t_{ci} - t_{ei}), \quad (5.76)$$

где n – количество участков, на которые разбит слой по высоте, равное количеству гранул; t_{ci} , t_{ei} – средняя температура материала и воздуха на участке (определяемые усреднением температур в расчетных точках по объему всего участка).

Значения температурных напоров для слоев с гранулами диаметром $d_{гр} = 13$ и 17 мм, при скоростях воздуха на входе в слой $v_{возд} = 1$ и $1,5$ м/с, для высоты слоя $h_{сл} = 0,1$ и $0,15$ м представлены на рис. 5.51.

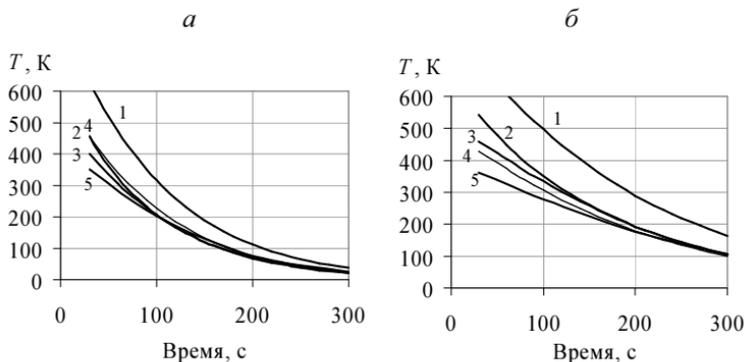


Рис. 5.51. Расчет температурных напоров:

$a - d_{гр} = 13$ мм, $v_{возд} = 1,5$ м/с, $h_{сл} = 0,1$ м;

$б - d_{гр} = 17$ мм, $v_{возд} = 1$ м/с, $h_{сл} = 0,1$ м;

----- Δt_3 ; - · - - - Δt_a ; — — — Δt_{in} ;

----- Δt_{cp} ; — — — — $\Delta t_{расч}$

Так как целью работы является получение обобщенных уравнений теплообмена в клинкерном слое, наиболее точно фактическому температурному напору должно соответствовать значение $\Delta t_{расч}$.

При проведении экспериментов для определения температуры материала использовалась температура центров гранул, измеряемая с

помощью термопар. Определение средней температуры гранулы при этом было невозможно. Как видно из представленных данных, такой способ расчета приводит к завышенным значениям температурного напора вследствие большого коэффициента термического сопротивления материала.

В полученных результатах прослеживаются следующие закономерности:

- графики температурного напора по логарифмической и арифметической зависимости сближаются по мере охлаждения слоя;
- наиболее точно значениям $\Delta t_{\text{расч}}$ соответствуют значения $\Delta t_{\text{ср}}$.
- для гранул большого диаметра значения $\Delta t_{\text{расч}}$ выше значений Δt_a и $\Delta t_{\text{ин}}$, для гранул меньшего диаметра – ниже.
- чем больше скорость охлаждения и меньше диаметр гранул, тем меньше различие между полученными кривыми.

Таким образом, можно сделать вывод, что на результаты определения температурного напора влияет термическое сопротивление гранулы и для разработки критериальных уравнений необходимо использовать усредненные по объему температуры потоков, а не значения температур на границах области и в характерных точках.

С использованием данных компьютерного моделирования по значению теплового потока и температурного напора был определен усредненный коэффициент теплопередачи в слое k .

Произведено сравнение результатов моделирования с экспериментальными данными (рис. 5.52).

Отличие лабораторного от компьютерного эксперимента заключаются в том, что при экспериментальных измерениях невозможно определить среднюю температуру слоя гранул, адекватно рассчитать температурный напор. По понятной причине изменение теплосодержания материала рассчитывались по температурам центров верхней и нижней гранул, в которые были помещены термопары. Система компьютерного моделирования Fluent позволяет определять средние по объему температуры материала и воздуха. Так как температура центров гранул выше средней температуры клинкера, при обработке экспериментальных данных использовались завышенные (в сравнении с реальными величинами) значения температурного напора и теплосодержания материала.

При использовании для расчета коэффициента теплопередачи k значений температурного напора Δt , определяемого согласно методике эксперимента, результаты расчетов по данным компьютерного мо

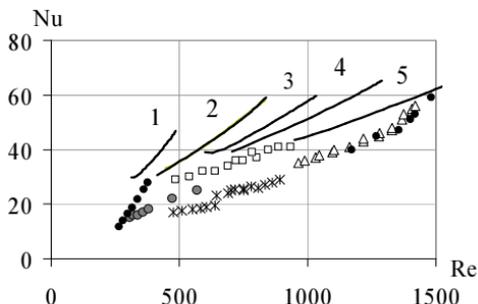


Рис.5.52. Сравнение результатов обработки данных физического и численного экспериментов.

Эксперимент в лабораторной установке:

□ – $d_{гр} = 13$ мм; ○ – $d_{гр} = 16$ мм;

● – $d_{гр} = 18$ мм; △ – $d_{гр} = 17$ мм; * – $d_{гр} = 22$ мм;

Численный эксперимент (Fluent):

1 – $d_{гр} = 13$ мм, $v_{воз} = 0,5$ м/с; 2 – $d_{гр} = 13$ мм, $v_{воз} = 0,5$ м/с;

3 – $d_{гр} = 13$ мм, $v_{воз} = 1$ м/с; 4 – $d_{гр} = 17$ мм, $v_{воз} = 1$ м/с;

5 – $d_{гр} = 13$ мм, $v_{воз} = 1,5$ м/с

делирования совпали с результатами по данным лабораторных экспериментов, что показывает адекватность компьютерной модели.

При использовании температурного напора, определенного по средним температурам клинкера и воздуха $\Delta t_{ср}$, значения критерия Nu, определенного по данным компьютерного моделирования, оказались выше, чем аналогичные значения по данным и методике лабораторных исследований.

Результаты моделирования теплообмена в слое с принудительной фильтрацией воздуха

Выбор вида критериального уравнения, описывающего теплообмен в слое, произведен с использованием теории подобия на основании параметров процесса. Определены факторы, влияющие на интенсивность теплообмена: диаметр гранул $d_{гр}$, средняя условная скорость в слое $v_{усл}$, средняя плотность ρ_v , теплопроводность λ_v и динамическая вязкость μ_v воздуха в слое, время τ , температуропроводность материала a , при которых был определён общий вид зависимости:

$$Nu = f(Re_{усл}; Fo), \quad (5.77)$$

где $Nu = k d_{гр} / \lambda_{в}$; $Re_{усл} = \rho_{в} v_{усл} d_{гр} / \mu_{в}$; $Fo = \alpha t / d_{гр}^2$.

По данным компьютерного моделирования были получены критериальные уравнения, описывающие теплообмен в слое клинкерных гранул при принудительной фильтрации через него воздуха в условиях, характерных для колосникового клинкерного холодильника:

$$Nu = 3,8Re^{0,48}Fo^{0,136}. \quad (5.78)$$

Графически соотношение критериев для процессов охлаждения в исследуемом диапазоне полученные по результатам моделирования представлена на рис.5.53.

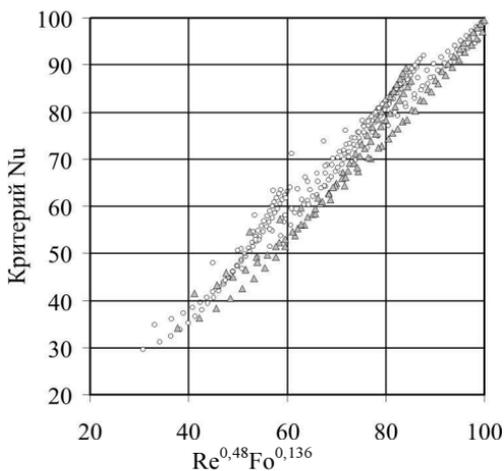


Рис. 5.53. Критериальные соотношения теплообмена в слое клинкерных гранул

Среднеквадратичное отклонение значений по полученному уравнению от данных компьютерного моделирования составило 2,36.

Влияние теплопроводности в гранулах на теплообмен при принудительной фильтрации газа через засыпку

Процесс теплообмена в колосниковом холодильнике происходит между слоем клинкера и проходящим через него воздухом и описывается системой уравнений теплообмена, сохранения теплоты и движения воздуха. Заметное влияние на общий теплообмен оказывают теп-

лофизические свойства гранул, в частности, ее коэффициент теплопроводности.

Целью работы являлась оценка влияния теплопроводности внутри гранул на теплообмен при принудительной фильтрации воздуха через засыпку из гранул.

Теплопередача между газообразной средой и гранулами складывается из двух стадий: теплоотдачи на поверхности и теплопроводности внутри гранулы. Учет теплопроводности материала сделан, например, в работе [115]:

$$1/\alpha_{V\Sigma} = 1/\alpha_V + 36\lambda/d^2; \quad (5.79)$$

где $\alpha_{V\Sigma}$ – суммарный объемный коэффициент теплопередачи; α_V – объемный коэффициент теплоотдачи в слое материала; λ – коэффициент теплопроводности гранул; d – диаметр гранул.

Но такой учет теплопроводности не совсем точен, та как в существующих экспериментальных уравнениях зависимости получены уже для суммарного процесса теплопередачи. В работе на основании численного решения математической модели теплопроводности в сферической грануле, включающей коэффициент теплоотдачи на поверхности гранулы, исследована зависимость между суммарным коэффициентом теплообмена и теплопроводностью гранулы.

В результате численного решения модели были получены табличные зависимости изменения температур на поверхности гранулы, в ее центре, средней температуры гранулы при ее охлаждении для различных диаметров, коэффициентов теплопроводности, скоростей потока и коэффициентов теплоотдачи на поверхности. Было установлено, что при охлаждении гранулы практически постоянной остается относительный перепад температур Θ , связывающий среднюю температуру гранулы \bar{T} и температуру на ее поверхности T_N :

$$\Theta = \frac{\bar{T} - T_N}{T - T_{\text{воз}}}, \quad (5.80)$$

Резкий рост значений в начале охлаждения (рис.5.54) можно объяснить тем, что при моделировании в начальный момент времени температура во всех точках гранулы задается постоянной и на начальном участке происходит переход к распределению температур, характерных для охлаждения. Но в промышленных условиях охлаждение клинкера начинается еще до поступления его в холодильник – в зоне охлаждения вращающейся печи и в шахте холодильника. Поэтому в

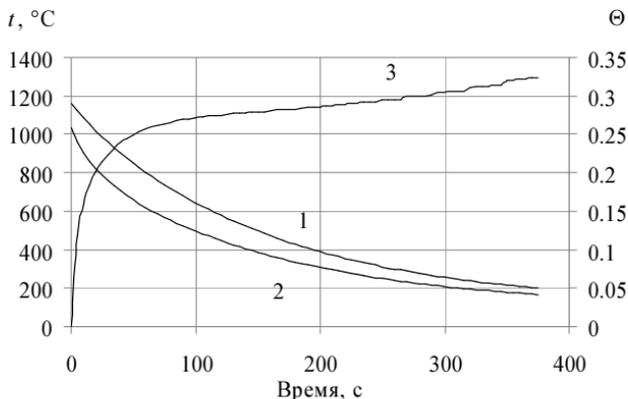


Рис.5.54. Изменение температур по времени в процессе охлаждения гранулы:

1 – средняя температура гранулы; 2 – температура поверхности гранулы; 3 – относительный перепад температур

реальных условиях начальный участок стабилизации относится к зоне печи, и значения Θ можно принимать постоянными [116, 117].

Численное моделирование проводилось при следующем изменении параметров:

- а) скорость воздуха через засыпку (5-20 м/с) .
- б) диаметр гранул (1,0-4,0 см).
- в) температура воздуха, охлаждающего засыпку (0-500 °С) .

В результате была получена зависимость критерия Bi от относительной температуры Θ , представленная на рис. 5.55. Она описывается уравнением:

$$Bi = -2 - 63,4 / \ln(\Theta) , \quad (5.81)$$

$$\Theta = 1 / e^{\left(\frac{63,4}{2+Bi} \right)} \quad (5.82)$$

Свойство постоянства Θ на участке установившегося соотношения температур на поверхности гранулы T_N и средней температуры в грануле \bar{T} можно использовать для приближенного расчёта теплового потока через поверхность гранулы. Выразив T_N из выражения (5.91) и подставив в уравнение теплоотдачи от поверхности, получим:



Рис.5.55. График зависимости критерия Ві от безразмерной температуры Θ:

о – результат расчета по математической модели при варьировании параметров; — – аппроксимирующее уравнение.

$$q = \alpha F (\bar{T} - T_{\text{воз}}) (1 - \Theta) \quad (5.83)$$

Таким образом, приближенный расчет теплообмена возможно проводить, используя среднюю температуру гранулы \bar{T} и значение Θ , функционально связанное с критерием Ві.

Далее представлено обоснование предлагаемого уравнения для расчета количества теплоты с использованием средней температуры гранул.

Согласно анализу данных температур, для гранул в процессе охлаждения методами компьютерного моделирования имеет место соотношение:

$$\Theta = (T_{\text{сп}} - T_{\text{пов}}) / (T_{\text{сп}} - T_{\text{воз}}), \quad (5.84)$$

После математических преобразований соотношение (5.84) принимает вид:

$$(T_{\text{пов}} - T_{\text{воз}}) = (T_{\text{сп}} - T_{\text{воз}}) (1 - \Theta) \quad (5.85)$$

Для расчета количества теплоты переданной через поверхность за единицу времени используется формула:

$$Q = \alpha F (T_{\text{пов}} - T_{\text{воз}}) \quad (5.86)$$

Отличительной особенностью исследуемого материала является тепловая инерция и большое тепловое сопротивление. Поэтому температурное поле в гранулах охлаждаемого материала неоднородно и имеет нелинейный вид по направлению от поверхности к центру гранул. Это делает невозможным аналитическое решение нестационарного процесса охлаждения грану. Для того чтобы производить расчеты сделаем следующее допущение. На основе уравнения теплоотдачи от поверхности выведем по аналогии уравнение позволяющее произвести расчет на основе средней температуры материала в слое.

На рис. 5.56 показана схема, применяемая в рассуждениях.

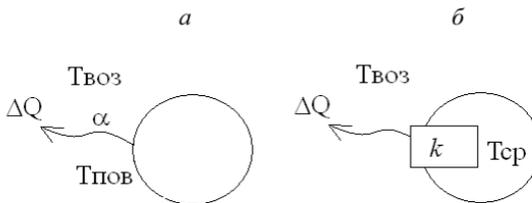


Рис.5.56. Аналогия для для расчета с учетом средней температуры материала:

- a* – теплоотдача через поверхность;
б – теплообмен между гранулой и воздухом.

Заменяв разницу $(T_{пов} - T_{воз})$ в выражении (5.86) правой частью из (5.85):

$$Q = \alpha F (T_{ср} - T_{воз}) (1 - \Theta) \quad (5.87)$$

Сравнивая с $Q = \alpha F (T_{пов} - T_{воз})$, получаем:

$$\alpha (T_{ср} - T_{воз}) (1 - \Theta) = \alpha (T_{пов} - T_{воз}) \quad (5.88)$$

$$k (T_{ср} - T_{воз}) = \alpha (T_{пов} - T_{воз}) \quad (5.89)$$

$$k = \alpha (1 - \Theta), \quad (5.90)$$

Таким образом, можно считать, что данные коэффициенты связаны линейной зависимостью.

С учетом критерия Bi и соотношения (50):

$$Q = \alpha F (T_{cp} - T_{воз}) / \left(1 - \frac{1}{e^{\left(\frac{6,34}{2+Bi} \right)}} \right) \quad (5.91)$$

или

$$Q = k F (T_{cp} - T_{воз}). \quad (5.92)$$

На основании анализа результатов компьютерного моделирования предложено в инженерных расчетах клинкерных колосниковых холодильников и других аппаратов с колосниковой решеткой для расчета процесса теплообмена при принудительной фильтрации воздуха через слой гранул использовать относительный перепад температур Θ , значение которого однозначно зависит от критерия Bi . В отличие от существующих уравнений теплообмена между слоем гранул и потоком газа через него, в которых используется упрощение об отсутствии термического сопротивления материала, полученная зависимость позволяет учесть тепловую инерцию гранул.

Выводы по главе

1. Для уточнения критериальных уравнений теплообмена в слое в области малых значений критерия Re , и проведения расчетов режимов работы холодильника разработана компьютерная модель процесса охлаждения клинкерных гранул в колосниковом холодильнике. Модель учитывает теплопроводность и тепловую инерцию гранул (внутренняя задача) и теплоотдачу от поверхности гранул к потоку воздуха (внешняя задача).

2. По результатам компьютерного моделирования с использованием теории подобия был получен вид критериального уравнения теплообмена в слое, для условий, характерных для колосникового клинкерного холодильника. Определены факторы, влияющие на интенсивность теплообмена: диаметр гранул $d_{гр}$, средняя условная скорость в слое $v_{усл}$, средняя плотность ρ_v , теплопроводность λ_v и динамическая вязкость μ_v воздуха в слое, время τ , температуропроводность материала a , при которых был определён общий вид зависимости и по результатам компьютерного моделирования определены её коэффициенты. Определено, что на теплообмен в клинкерном слое значительное влияние оказывает тепловая инерция клинкерных гранул, что требует учета в критериальных уравнениях условия гомохронности процессов.

5.10. ИНТЕНСИФИКАЦИЯ ТЕПЛООБМЕНА В КОЛОСНИКОВОМ КЛИНКЕРНОМ ХОЛОДИЛЬНИКЕ

Задача интенсификации теплообмена в клинкерном холодильнике – повышение его теплового КПД при максимально возможной скорости охлаждения клинкера. В результате моделирования получены зависимости, характеризующие различные режимы охлаждения слоя клинкера (рис. 5.57).

Объем воздуха, подаваемого в холодильник, равен сумме объемов вторичного и избыточного воздуха. Из рис. 5.57 видно, что при увеличении этого объема температура клинкера после холодильника значительно снижается, но при этом из-за роста потерь теплоты с избыточным воздухом происходит снижение КПД. Расход вторичного воздуха во всех случаях $1,8 \text{ м}^3/\text{кг кл.}$; высота слоя одинакова во всех секциях (рис. 5.57).

С увеличением диаметра гранул клинкера процесс теплопередачи в слое ухудшается, и эффективность охлаждения падает. Но при этом необходимо отметить, что при диаметре гранул до 2...3 см показатели работы холодильника меняются мало, таким образом, этот диапазон является интервалом устойчивой работы холодильника.

Одним из способов регулирования работы холодильника является изменение высоты слоя в секциях. Обычно эта величина составляет 0,15...0,25 м. В работах [50, 111, 118] рекомендуется во второй секции двухсекционного холодильника поддерживать повышенную высоту слоя клинкера – до 0,45 м – с целью интенсификации теплообмена с одновременным уменьшением расхода избыточного воздуха, что приводит к повышению КПД холодильника. Но при увеличении высоты слоя повышается его сопротивление. Поэтому максимальная высота слоя ограничивается давлением, развиваемым промышленными дутьевыми вентиляторами (не более 2500...3000 кПа).

При большой высоте слоя он хуже перемешивается и разрыхляется проходящим через него воздухом, что приводит к неравномерному распределению клинкера в слое и снижению эффективности охлаждения клинкера по всей ширине решетки [50]. Следует заметить, что при наличии в холодильнике перегородок между секциями, разность давлений в них будет определяться сопротивлением неплотностей в этих перегородках, которое зависит от объема перетекающего из секции в секцию воздуха (рис. 5.58). Поэтому наличие разницы давлений в секциях свидетельствует о возможном нерациональном распределении воздуха по длине холодильника (производительность холодильника 50 т/ч).

- - - температура клинкера
 после холодильника
 — температура вторичного
 воздуха

Расход избыточного воздуха:
 1 – 0,2 $\text{нм}^3/\text{кг}$; 3 – 1,0 $\text{нм}^3/\text{кг}$;
 2 – 0,5 $\text{нм}^3/\text{кг}$; 4 – 1,5 $\text{нм}^3/\text{кг}$

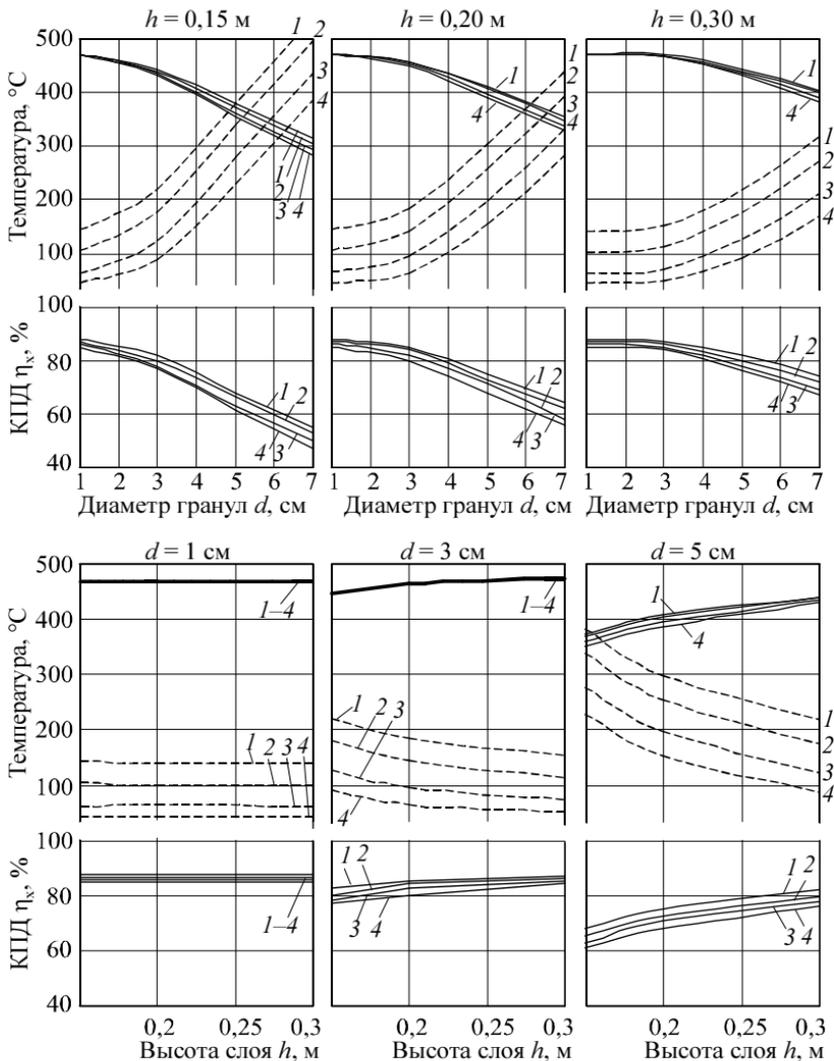


Рис. 5.57. Характеристики работы колосникового холодильника при различном диаметре клинкерных гранул d и высоте слоя h

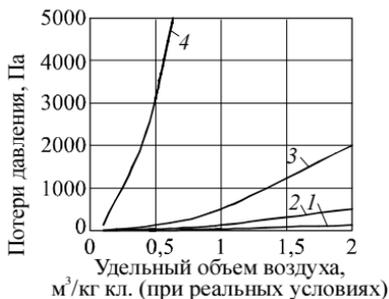


Рис. 5.58. Потери давления при прохождении воздуха через отверстие площадью, м²:
 1 – 2; 2 – 1; 3 – 0,5; 4 – 0,1

Для гранул маленького размера увеличение высоты слоя (при сохранении постоянным расхода воздуха) на тепловой режим работы холодильника практически не влияет. Но при этом увеличивается сопротивление слоя и соответственно потребляемая мощность вентиляторов. Так, при расходе воздуха в холодильнике 2,3 м³/кг кл. (расходе избыточного воздуха 0,5 м³/кг кл.) и высоте слоя 0,15 м расчетное сопротивление слоя составило 1470 Па и потребляемая мощность дутьевыми вентиляторами – 80 кВт. При высоте слоя 0,3 м эти значения равны 2900 Па и 155 кВт. Поэтому при небольших диаметрах гранул необходимо поддерживать минимально возможную высоту слоя. Но при увеличении диаметра гранул увеличение высоты слоя приводит к более эффективному охлаждению.

На рис. 5.59 представлены режимы работы двухсекционного холодильника при различном соотношении перепада давлений в первой и второй секциях.

Как видно из рис. 5.59, КПД холодильника находится вблизи от своего максимального значения при значении температуры клинкера после первой секции, находящимся в интервале 300...500°С. Внутри этого диапазона соотношение высоты слоя в первой и второй секциях, а также соотношение расхода воздуха в этих секциях на эффективность работы холодильника практически не влияет.

Это подтверждает и рис. 5.60, где приведены режимы работы холодильника при различном соотношении высоты слоя во второй и первой секциях.

Но недостатком увеличения высоты слоя в первой секции является снижение скорости охлаждения клинкера в ней. Оптимальное соот-

ношение высоты слоя в первой и второй секциях, как показано в предыдущем подразделе, составляет 0,70...0,75 (или соотношение высоты слоя во второй и первой секциях 1,3...1.4).

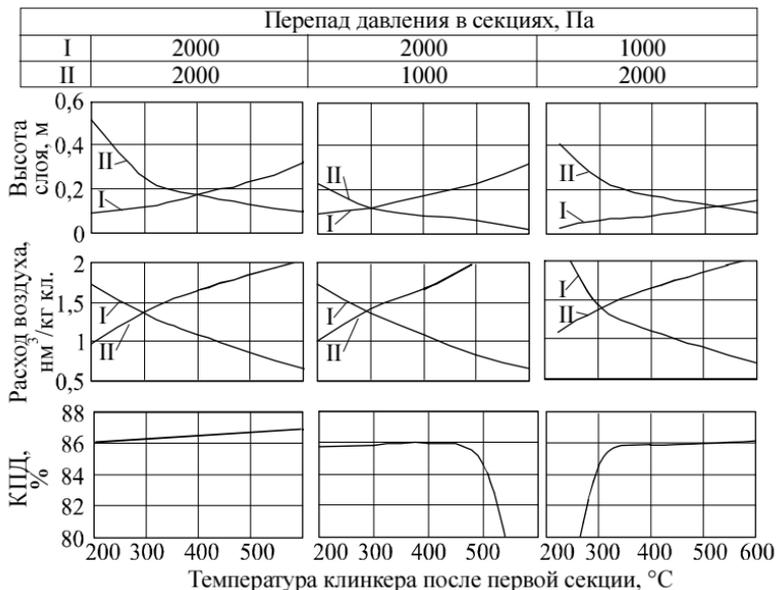


Рис. 5.59. Режим работы двухсекционного колосникового холодильника в зависимости от температуры клинкера после первой секции

(температура клинкера после второй секции 70°C; расход вторичного воздуха 1,8 нм³/кг кл.; диаметр гранул 0,01 м; производительность 50 т/ч)

Для повышения эффективности работы колосникового холодильника в ряде работ предлагаются мероприятия по снижению объема или устранению избыточного воздуха. Но они должны сопровождаться сохранением температуры клинкера после холодильника, иначе теплота, теряемая ранее с избыточным воздухом, будет теряться с клинкером (рис.5.61).

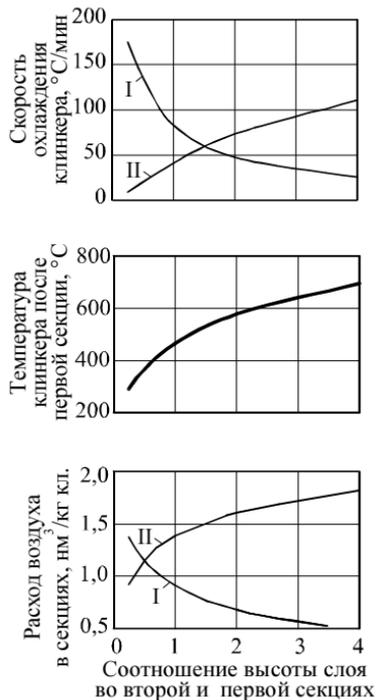


Рис. 5.60. Режим работы двухсекционного холодильника при различном соотношении высоты слоя в секциях:

во всех режимах диаметр гранул 0,01 м; расход вторичного воздуха 1,8 нм³/кг кл., избыточного – 0,5 нм³/кг; КПД 87,3%; температура клинкера после второй секции 100°С; перепад давлений в секциях 2000 Па; производительность 50 т/ч

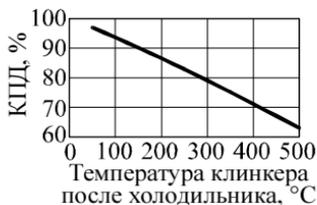


Рис. 5.61. Тепловой КПД клинкерного холодильника при отсутствии избыточного воздуха

Установка под колосниковой решеткой решетки Веделя [119] создает дополнительное сопротивление и уменьшает объем проходящего через слой воздуха. Это заменяет увеличение высоты слоя, когда скорость колосников до требуемого значения уменьшить невозможно. Подбором определенного сопротивления можно добиться полного устранения вторичного воздуха. Но при этом возрастает температура клинкера после холодильника, из-за чего КПД повышается менее чем на 2% и уменьшается интенсивность охлаждения в горячей секции (табл. 5.12).

Таблица 5.12

Режимы работы двухсекционного клинкерного холодильника с дополнительным сопротивлением в секциях

Дополнительное сопротивление в секции, Па		Температура клинкера после секции, °С		Расход воздуха в секции, $\text{м}^3/\text{кг}$ кл.		КПД, %
I	II	I	II	I	II	
–	–	367	87	1,2	1,3	86,8
1000	–	468	175	0,7	1,1	88,4
–	1300	367	175	1,2	0,7	88,4
600	600	492	172	0,9	0,9	88,4

Примечание. Высота слоя в первой секции 0,15 м, во второй 0,25 м; перепад давлений в обеих секциях с учетом дополнительного сопротивления 2000 Па; диаметр гранул 0,01 м; производительность 50 т/ч; объем вторичного воздуха $1,8 \text{ м}^3/\text{кг}$ кл.

Устранение избыточного воздуха достигается его многократным продуванием через холодильник. Преимущество такого способа состоит в уменьшении потерь теплоты и отсутствии электрофилтра, очищающего избыточный воздух от пыли. Но из-за более высокой температуры воздуха ухудшается теплообмен и повышается температура колосников. Поэтому по данным работы [40] двойной продув в США и Германии не используется.

На рис. 5.62 представлены характеристики колосникового холодильника в зависимости от температуры воздуха на его входе. Из рис. 5.62 видно, что при повышении температуры эффективность работы холодильника ухудшается.

В табл. 5.13 представлены режимы работы двухсекционного колосникового холодильника с двойной продувкой воздуха. Рассматриваются два режима – смешение избыточного воздуха с воздухом, поступающим в холодильник (который затем разделяется на дутье горячей и холодной секций), и с воздухом, поступающим в холодную секцию.

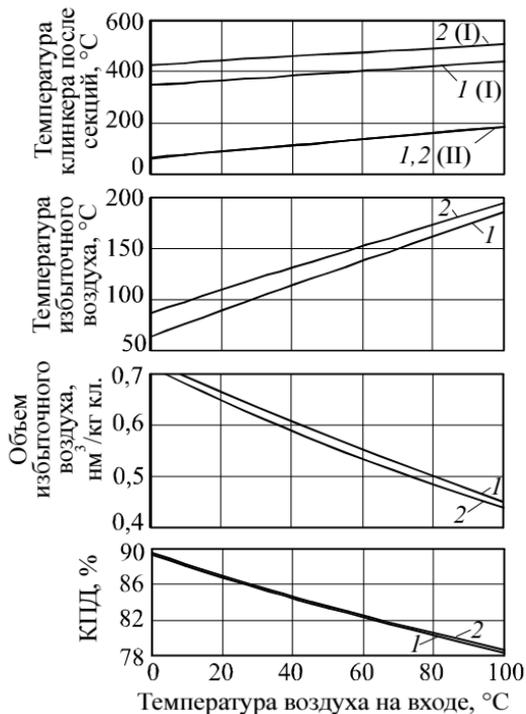


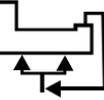
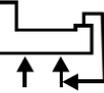
Рис. 5.62. Режимы работы двухсекционного клинкерного холодильника производительностью 50 т/ч в зависимости от температуры воздуха на входе

(высота слоя в первой (I) и второй (II) секциях: 1 – 0,15 и 0,25 м; 2 – 0,19 и 0,19 м)

Как видно из табл. 5.13, при смешении избыточного воздуха с воздухом, идущим в холодную секцию, что согласно работам [40, 120] использовалось на практике, КПД холодильника повышается на 2,5%, но при этом значительно возрастает температура воздуха на входе в холодную секцию и температура клинкера после холодильника. Эти недостатки можно устранить при смешении избыточного воздуха со всем воздухом, поступающим в холодильник, например, пропорциональным разделением избыточного воздуха и направлением его в воздухопроводы горячей или холодной секций или направлением избыточного воздуха в общий воздухопровод с последующим разделением на воздух горячей и холодной секций.

Таблица 5.13

**Режимы работы двухсекционного клинкерного холодильника
с двукратным продуванием воздуха**

Высота слоя в секциях, м		Избыточный воздух / воздух, возвращаемый в холодильник		Температура клинкера после секций, °С	КПД, %	Температура воздуха на входе в горячую/холодную секции, °С
I	II	температура, °С	объем, $\text{м}^3/\text{кг кл.}$			
		Без двойного продувания				
0,15	0,25	111 / –	0,66 / –	88	86,8	20 / 20
		Смещение избыточного воздуха с воздухом, подаваемым в горячую и холодную секции				
0,15	0,20	– / 140	– / 0,75	116	92,5	55 / 55
0,15	0,25	– / 143	– / 0,58	125	92,0	50 / 50
0,15	0,30	– / 146	– / 0,45	131	91,5	45 / 40
		Смещение избыточного воздуха с воздухом, подаваемым в холодную секцию				
0,15	0,20	– / 178	– / 0,72	164	89,2	20 / 114
0,15	0,25	– / 173	– / 0,56	163	89,3	20 / 101
0,15	0,30	– / 172	– / 0,45	162	89,3	20 / 90

Примечание. Диаметр гранул 0,01 м; перепад давлений в обеих секциях 2000 Па; производительность 50 т/ч; объем вторичного воздуха 1,8 $\text{м}^3/\text{кг кл.}$

При таком варианте кроме снижения температуры воздуха на входе в холодильник и температуры клинкера после него на 5% повышается КПД холодильника (по сравнению с базовым вариантом). Дополнительно регулирование режима работы холодильника может быть произведено путем изменения высоты слоя во второй секции – при ее повышении несколько снижается КПД, но уменьшается и температура воздуха на входе в холодильник.

Таким образом в результате моделирования определены оптимальные режимы работы холодильника при различном диаметре охлаждаемых гранул. Установлено, что при диаметре гранул до 2...3 см показатели работы колосникового холодильника меняются мало, таким образом, этот диапазон является интервалом устойчивой

работы. КПД холодильника находится вблизи от своего максимального значения при значении температуры клинкера после первой секции, находящимся в интервале 300...500°С. Внутри этого диапазона соотношение высоты слоя в первой и второй секциях, а также соотношение расхода воздуха в этих секциях на эффективность работы холодильника практически не влияет. Но уменьшение высоты слоя в первой секции позволяет интенсифицировать скорость охлаждения клинкера.

Рассмотрено повышение эффективности работы холодильника при устранении избыточного воздуха путем ввода дополнительного аэродинамического сопротивления и двойной продувки воздуха. Показано, что двойная продувка может быть осуществлена, если избыточный воздух смешивается не с воздухом, идущим в холодную секцию, а со всем воздухом, поступающим в холодильник.

Выводы

Главными задачами работы является определение теплофизических свойств сырьевых материалов и цементного клинкера при изменении их минерального состава; моделирование и интенсификация теплообмена в высокотемпературных аппаратах технологии клинкера. При исследовании теплофизических свойств строительных материалов применялись экспериментально-статистические методы, устанавливающие зависимость свойств от состава материала и температуры. При определении способов интенсификации процесса теплообмена также были использованы методы экспериментального и компьютерного моделирования.

В первой главе произведено уточнение коэффициентов теплопроводности материалов цементной технологии. После анализа этих данных формируется вывод, что теплопроводность силикатных материалов в значительной степени зависит от их состава, температуры и пористости. Рассмотрены методы экспериментального определения теплопроводности. Для определения теплофизических свойств при высоких температурах наиболее распространённым являются методы, основанные на решении нестационарной обратной задачи теплопроводности. Однако для заводских сыпучих материалов, которые можно отобрать в произвольных количествах, наиболее применим стационарный метод цилиндрического слоя, который позволяет проводить исследования при температурах до 400°C. Еще один метод для изучения зависимости теплопроводности от состава, метод стационарного потока в плоском слое, получил свое распространение в связи с ограничениями по количеству материала, получаемому в лабораторных условиях.

Вторая глава содержит в себе описание модели процесса теплопроводности в многокомпонентных материалах. После обработки литературных и экспериментальных данных получены уравнения, характеризующие теплопроводность цементных сырьевых смесей. С определенной степенью погрешности коэффициенты уравнений могут быть применены для расчета коэффициента теплопроводности клинкера и цементных сырьевых смесей на различных стадиях термообработки, и позволяет учесть в расчете состав и температуру материалов. Предложены модульные характеристики цементных сырьевых смесей и клинкера, предназначенные для оценки их свойств с точки зрения интенсификации теплообменных процессов при обжиге.

В третьей главе представлен метод экспериментального определения теплопроводности клинкерных гранул, основанный на решении обратной задачи при их нагреве или охлаждении. В результате проведенных исследований можно сделать вывод, что разработанные алгоритм расчета коэффициента теплопроводности и программное обеспечение позволяют с высокой степенью точности при условии достаточного количества дублирования экспериментов определять коэффициент теплопроводности гранулированного материала при температурах до 1000°С.

В четвертой главе приведены результаты экспериментального определения и оценки теплопроводности материала в процессе обжига. Разработаны методы и экспериментальная база исследования материалов цементной технологии, получены значения коэффициентов теплопроводности слоя обжигаемого в печи материала и клинкера при различной пористости, установлена зависимость теплопроводности слоя от его пористости, зависимость коэффициента теплопроводности от характеристик материалов, спрогнозированы коэффициенты теплопроводности идеально плотного материала. Можно сделать вывод, что в результате исследования методами термического анализа была подтверждена зависимость теплофизических свойств как от состава, так и от температуры. На основании экспериментальных данных получены зависимости теплоемкости, температуропроводности и теплопроводности от состава и температуры, которые могут быть использованы в тепловых расчетах.

В пятой главе получены критериальные уравнения, уточняющие коэффициенты аэродинамического сопротивления и теплообмена в клинкерном колосниковом холодильнике и описывающие особенности работы этих промышленных агрегатов.

Представлена разработанная экспериментальная установка для исследования процессов теплообмена в засыпке из клинкерных гранул при принудительной фильтрации воздуха, позволяющая проводить исследование теплообмена между гранулированным материалом и воздухом при высоких температурах и характеризующаяся низкими потерями теплоты. Для уточнения критериальных уравнений теплообмена в слое в области малых значений критерия Re и проведения расчетов режимов работы холодильника разработана компьютерная модель процесса охлаждения клинкерных гранул в колосниковом холодильнике. Модель учитывает теплопроводность и тепловую инерцию гранул (внутренняя задача) и теплоотдачу от поверхности гранул к

потоку воздуха (внешняя задача).

По результатам экспериментального и компьютерного моделирования с использованием теории подобия был получен вид критериального уравнения теплообмена в слое, для условий, характерных для колосникового клинкерного холодильника. Определено, что на теплообмен в клинкерном слое значительное влияние оказывает тепловая инерция клинкерных гранул, что требует учета в критериальных уравнениях условия гомохронности процессов. Определены оптимальные режимы работы холодильника и способы интенсификации его работы.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. **Frish V.** Möglichkeiten zur Optimierung des Brennprozesses in Zementdrehrohröfen / V. Frish, R. Jeschar // ZKG.– 1983. – Vol. 36, № 10. – P. 549–560.
2. **Перескок С. А.** Разработка алгоритма расчета эффективности работы колосникового холодильника / С. А. Перескок, С. Ф. Миндолин, П. А. Трубаев // Тез. докл. междунар. конф. – Белгород, 1993. – Ч. I. – С. 24–25.
3. Математическое моделирование охлаждения клинкера в колосниковом холодильнике / С. А. Перескок, П. А. Трубаев, В. К. Класен и др. // Компьютерное моделирование: Сб. науч. тр. – Белгород, 1998. – С. 330–336.
4. **Eigen H.** Untersuchung der beiden Warmesysteme des Drehofens für Portlandzement / H. Eigen // Tonindustrie-Zeitung. – 1953. – В. 77, № 1/2. – S. 2–8.
5. **Воробьев Х. С.** Теплотехнические процессы и аппараты силикатных производств / Х. С. Воробьев, Д. Я. Мазуров, А. А. Соколов. – М.: Высш. шк., 1962. – 420 с.
6. **Соколинская М. А.** Разработка метода контроля и способа восстановления обмазки в зоне спекания цементных вращающихся печей: Автореф. дис. ... канд. техн. наук / М. А. Соколинская. – М., 1983. – 24 с.
7. **Малышев А. П.** Механические и теплофизические свойства сырья / А. П. Малышев // Цемент. – 1968. – № 2. – С. 5–7.
8. **Дульнев Г. Н.** Процессы переноса в неоднородных средах / Г. Н. Дульнев, В. В. Новиков. – Л.: Энергоатомиздат, Ленингр. отд-ние, 1991. – 248 с.
9. **Казанцев Е. И.** Промышленные печи: Справочное руководство для расчетов и проектирования / Е. И. Казанцев – М.: Metallurgia, 1964. – 452 с.
10. **Проселков Ю. М.** Теплофизические свойства портландцементного камня / Ю. М. Проселков, Л. А. Чувакин // Цемент. – 1975. – № 8. – С. 18–20.
11. **Матвеев М. А.** Расчеты по химии и технологии стекла: Справочное пособие / М. А. Матвеев, Г. М. Матвеев, Б. Н. Френкель. – М.: Стройиздат, 1972. – 239 с.
12. Теоретические основы теплотехники. Теплотехнический эксперимент / Под общ. ред. В. А. Григорьева, В. М. Зорина. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 560 с.

13. **Кржижановский Р. Е.** Теплофизические свойства неметаллических материалов / Р. Е. Кржижановский, З. Ю. Штерн. – Л.: Энергия, 1973. – 336 с.
14. **Freeman S.** Thermal Conductivity of amorphous solids / S. Freeman, A. Anderson // Phys. Rev. B.: Condens. Mater. – 1986. – № 8, pt. 2. – P. 5684–5690.
15. **Vasquer A.** Thermal conductivity of hydrocarbon mixtures: A perturbation approach / A. Vasquer, J. Driano // Ind. and Eng. Chem. Res. – 1993. – № 1. – P. 194–199.
16. **Стекло: Справочник / Под ред. Н. М. Павлушина.** – М.: Стройиздат, 1973. – 466 с.
17. **Бек Дж.** Некорректные обратные задачи теплопроводности: Пер. с англ. / Дж. Бек, Б. Блакуэл, Ч. Сент-Клэр. – М.: Мир, 1989. – 312 с.
18. **Беляев Н. М.** Методы нестационарной теплопроводности / Н. М. Беляев, А. А. Рядно. – М.: Высш. шк., 1978. – 253 с.
19. **Кудряшов Л. И.** Приближенные решения нелинейных задач теплопроводности / Л. И. Кудряшов, Н. Л. Меньших. – М.: Машиностроение, 1979. – 232 с.
20. **Карташов Э. М.** Аналитические методы в теории теплопроводности твердых тел / Э. М. Карташов. – М.: Высш. шк., 1985. – 480 с.
21. **Зарубин В. С.** Инженерные методы решения задач теплопроводности / В. С. Зарубин. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 328 с.
22. **Усов А. Т.** Приближенные методы расчета температур нестационарно нагреваемых твердых тел простой формы / А. Т. Усов. – М.: Машиностроение, 1973. – 108 с.
23. **Stolz G.** Numerical Solutions to an Inverse Problem of Heat Conduction for Simple Shapes / G. Stolz // Heat Transfer. – 1960. – № 82. – P. 20–26.
24. **Beck J.** Criteria for Comparison of Methods of Solutions of the Inverse Heat Conduction Problem // Nucl. Eng. Des. – 1979. – № 53. – P. 11–22.
25. **Мазуров Д. Я.** Теплотехническое оборудование заводов вяжущих материалов / Д. Я. Мазуров. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Стройиздат, 1982. – 288 с.
26. **Кузнецов В. А.** Математическое моделирование тепловой работы цементной вращающейся печи: Учебное пособие / В. А. Кузнецов. – Белгород: Изд-во БелГТАСМ, 1994. – 80 с.
27. **Теплопроводность твердых тел: Справочник / Под ред. А. С. Охотина.** – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 320 с.

28. **Миснар А.** Теплопроводность твердых тел, жидкостей, газов и их композиций / А. Миснар. – М.: Мир, 1968. – 464 с.
29. **Харламов А. Г.** Теплопроводность высокотемпературных изоляторов / А. Г. Харламов. – М.: Атомиздат, 1980. – 100 с.
30. **Даниэльс Ф.** Физическая химия: Пер. с англ. / Ф. Даниэльс, Р. Олберти. – М.: Мир, 1978. – 648 с.
31. **Rippin D.** Statistical methods for experimental planning in chemical engineering / D. Rippin // Proc. MATCHEM: Conf. Math. Methods. Chem. Eng., Balatonfured, 5–8 May. 1986: 333th event Eur. Fed. Chem. Eng. Vol. 1. – Budapest, S. A. – P. 20–40.
32. **Патанкар С.** Численные методы решения задач теплообмена и динамики жидкостей / С. Патанкар. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 152 с.
33. ГОСТ 7076–87. Материалы строительные. Метод определения теплопроводности. – М.: Изд-во стандартов, 1987. – 6 с.
34. **Осипова В. А.** Экспериментальное исследование процессов теплообмена / В. А. Осипова. – М.: Энергия, 1979. – 320 с.
35. **Дульнев Г. П.** Теплопроводность смесей со взаимно проникающими компонентами / Г. П. Дульнев // Инженерно-физический журнал. – 1970. – Т. 19, № 3.
36. **Петров-Денисов, В. Г.** Процессы тепло- и влагообмена в промышленной изоляции / В. Г. Петров-Денисов, Л. А. Масленников. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 192 с.
37. **Классен В. К.** Обжиг цементного клинкера / В. К. Классен. – Красноярск: Стройиздат, 1994. – 323 с.
38. **Сычев М. М.** Технологические свойства сырьевых цементных шихт / М. М. Сычев. – Л.: Госстройиздат, 1962. – 136 с.
39. **Дешко Ю. И.** Наладка и теплотехнические испытания вращающихся печей на цементных заводах / Ю. И. Дешко, М. Б. Креймер, Т. А. Огаркова. – М.: Стройиздат, 1962. – 244 с.
40. **Дуда В.** Цемент: Пер. с нем. / В. Дуда. – М.: Стройиздат, 1981. – 270 с.
41. **Бард Й.** Нелинейное оценивание параметров: Пер. с англ. / Й. Бард. – М.: Статистика, 1979. – 349 с.
42. **Кафаров В. В.** Математическое моделирование основных процессов химических производств / В. В. Кафаров, М. Б. Глебов. – М.: Высш. шк., 1991. – 400 с.
43. **Maria G.** Estimarea parametrilor modelelor proceselor chimice / G. Maria // Rev. Chim. (RSR). – 1989. – № 1. – С. 45–49.
44. Качество продукции цементной промышленности СССР за

1988 год. – М., 1989. – 312 с.

45. Цементная промышленность СССР в 1987 году. – Вып. XLV. – М.: НИИЦемент, 1988. – 518 с.

46. **Бабушкин В. И.** Термодинамика силикатов / В. И. Бабушкин, Г. М. Матвеев, О. П. Мчедлов-Петросян. – М.: Стройиздат, 1986. – 408 с.

47. **Кутателадзе С. С.** Теплопередача и гидродинамическое сопротивление: Справочное пособие / С. С. Кутателадзе. – М.: Энергоатомиздат, 1990. – 367 с.

48. **Кутателадзе С. С.** Справочник по теплопередаче / С. С. Кутателадзе, В. М. Боришанский. – М.: Госэнергоиздат, 1959. – 415 с.

49. **Карслоу Х. С.** Теплопроводность твердых тел / Х. С. Карслоу, Д. К. Егер. – М.: Наука, 1964. – 488 с.

50. **Kurt E. Peray** Cement Manufacturer's Handbook / E. Peray Kurt. – N. Y.: Chemical Published Co., Inc. – 1979.

51. **Ахназарова С. Л., Кафаров В. В.** Методы оптимизации эксперимента в химической технологии. – М.: Высш. шк., 1985. – 327с.

52. **Зедгинидзе И. Г.** Математическое планирование эксперимента для исследования и оптимизации свойств смесей. – Тбилиси: Мицниереба, 1971. – 149 с.

53. **Воробьев Х. С.** Теплотехнические расчеты цементных печей и аппаратов / Х. С. Воробьев, Д. Я. Мазуров. – М.: Высш. шк., 1962. – 352 с.

54. **Лисиенко В. Г.** Вращающиеся печи: теплотехника, управление и экология: Справочное издание. В 2-х книгах. Книга 1 / В. Г. Лисиенко, Я. М. Щелоков, М. Г. Ладыгичев; Под ред. В. Г. Лисиенко. – М.: Теплотехник, 2004. – 688 с.

55. **Бродянский В.М.** Эксергетический метод и его приложения / Фратшер В., Михалец К. / Под ред. В. М. Бродянского. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 288 с.

56. **Карапетьянц М. Х.** Химическая термодинамика / М. Х. Карапетьянц. – М.: Химия, 1975. – 584 с.

57. Справочник по производству цемента / Под ред. И. И. Холина. – М.: Стройиздат, 1963. – 851 с.

58. **Аэров М. Э.** Аппараты со стационарным зернистым слоем: Гидравлические и тепловые основы работы / М. Э. Аэров, О. М. Годес, Д. А. Наринский. – Л.: Химия, 1979. – 176 с.

59. Справочник по теплообменникам. Т. 1: Пер. с англ. / Под ред. Б. С. Петухова, В. К. Шикова. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 560 с.

60. **Вальберг Г. С.** Новые методы теплового расчета и испытания

вращающихся печей / Г. С. Вальберг, А. А. Глозман, М. Я. Швыдкий. – М.: Стройиздат, 1973. – 112 с.

61. Stanek V. // AIChE.–1974. – V. 20. – P.974.

62. Stanek V. // Canad. J. Chem. Eng. – 1972. – V. 50. – P.9; 1973. – V. 51. – P. 22.

63. **Аэров М. Э.** Гидравлика и тепловые основы работы аппаратов со стационарным и кипящим зернистым слоем / М. Э. Аэров, О. М. Тодес. – Л.: Химия, 1968. – 512 с.

64. **Forheimer P.** // Z. VDI. – 1901. – Bd. 45. – S. 1781.

65. **Ergun S.** Fluid flow through randomly packed columns and fluidized beds / S. Ergun, A. Orning // Ing. Eng. Chem. – 1949. – Vol. 41. – P. 179.

66. **Schneebeli G.** // La Houille Blanche. – 1955. – V. 10. – P. 141.

67. **Carman, P.** Flow of gases through porous media / P. Carman. – London: Acad. Press, 1956. – P. 187

68. **Wyllie M.** // Ind. Eng. Chem. – 1955. – V. 47. – P. 1379.

69. **Коллеров Д. К.** // Хим. пром-сть. – 1959. – № 2. – С. 163.

70. Flow through porous media – the ergun equation revised / McI. Donald, M. Sayed, K. Now, F. Dullen // Ing. Eng. Chem. Fund. – 1979. – Vol. 18. – P. 198.

71. Печи и сушилка силикатной промышленности / Д. Б. Гинзбург, С. Н. Деликшикин, Е. И. Ходоров, А. Ф. Чижский. – М.: Госстройиздат, 1956. – 456 с.

72. **Гольдштик М. А.** Процессы переноса в зернистом слое / М. А. Гольдштик. – Новосибирск: Институт теплофизики СО АН СССР, 1984. – 162 с.

73. **Бернштейн Р. С.** Обобщенный метод расчета аэродинамических сопротивлений загруженных сечений / Р. С. Бернштейн, В. В. Померанцев, С. Л. Шагалова // Сб. «Вопросы аэродинамики и теплопередачи в котельнотопочных процессах». – М.: Госэнергоиздат, 1958.

74. **Anselm W.** Brenntechnik mit Sauerstoff Schriftenreihe Steine und Ergun / W. Anselm, A. Koch – Berlin, 1944. – Band 7.

75. **Боришанский В. М.** Вопросы аэродинамики и теплопередачи в котельнотопочных процессах: Сб. науч. тр / В. М. Боришанский – М.: Госэнергоиздат, 1958. – 329 с.

76. **Перегудов В. Н.** Теплотехника и теплотехническое оборудование / В. Н. Перегудов. – М.: Стройиздат, 1990. – 336 с.

77. **Ranz W.** Friction and transfer coefficients for single particles and packed beds / W. Ranz // Chem. Eng. prog. – 1965. – Vol. 45. – P. 247–253.

78. **Gnielinski V.** Equations for the calculations of heat and mass transfer during flow through stationary spherical packings at moderate and high Pecle numbers / V. Gnielinski // *Int. Chem. Eng.* – 1981. – Vol. 21. – P. 378–383.

79. **Тимофеев В. Н.** // *Изв. ВТИ.* – 1949. – № 2.

80. **Федоров М. И.** Современные проблемы сушильной техники / М. И. Федоров. – М.: Госэнергоиздат, 1941. – Вып. 2.

81. **Федоров М. И.** // *Изв. ВТИ.* – 1947. – № 2.

82. **Чуханова З. Ф.** // *Изв. АН СССР. Отд-ние техн. наук.* – 1945. – № 7–8.

83. **Бернштейн Р. С.** Исследование горения натурального топлива: Сб. тр. / Р. С. Бернштейн/ Под ред. Г. Ф. Кнорре. – М.: Госэнергоиздат, 1948.

84. **Китаев Б. И.** Теплообмен в шахтных печах / Б. И. Китаев, Ю. Г. Ярошенко, В. Д. Сучков. – М.: Metallurgizdat, 1957. – 280 с.

85. **Traustell S.** Warm und Stoffubergang in Kugelschuttengen / S. Traustell // *Feuerungstech.* – 1941. – № 6. – S. 129–131.

86. **Martin H.** Low Pecle number particle-to-fluid heat and mass transfer in packed beds / H. Martin // *Chem. Eng. Sci.* – 1978. – Vol. 33. – P. 913–919.

87. **Теплицкий Ю.С.** О теплообмене в трубе, заполненной зернистым слоем // *Инж.-физ. журн.* 2004. Т. 77. № 1. С. 86.

88. **Сыромятников Н.И.** Тепло - и массообмен в кипящем слое / Н.И. Сыромятников, Л.К. Васанова, Ю.Н. Шаманский. – М.: Химия, 1967. – 176с.

89. **Kunil D.** Particle-to-fluid heat and mass transfer in packed beds of fine particles / D. Kunil, M. Suzuki // *Int. J. Heat Mass Transfers.* – 1967. – Vol. 10. – P. 845–852.

90. **Жаворонков Н. М.** // *ЖФХ.* – 1949. – Т. 23. – С. 342.

91. **Leva M.** // *Chem. Eng.* – 1947. – V. 43 – P. 713.

92. **Leva M.** // *Chem. Eng.* – 1957. – V. 64, № 9. – P. 245.

93. **Ходоров Е. И.** Печи цементной промышленности / Е. И. Ходоров. – М.: Промстройиздат, 1950. – Ч. I. – 42 с.

94. **Ковердяев О. Н.** Особенности моделирования процесса теплообмена в клинкерном слое колосникового холодильника / О. Н. Ковердяев, П. А. Трубаев, С. А. Перескок // Тез. докл. конф. МКХТ 98. – М.: РХТУ им. Д. И. Менделеева, 1998. – Часть 5.

95. **Трубаев П. А.** Модель процесса теплопроводности в многокомпонентных сырьевых смесях и системах технологии строительных

материалов / П. А. Трубаев, П. В. Беседин // Изв. ВУЗов. Строительство, 2002. – № 11. – С. 40–45.

96. **Беседин П. В.** Исследование и оптимизация процессов в технологии цементного клинкера / П. В. Беседин, П. А. Трубаев / Под общ. ред. П. В. Беседина. – Белгород: Изд-во БелГТАСМ: БИЭИ, 2004. – 420 с.

97. ANSYS Fluent Tutorial.[Электронный ресурс].
Доступ:<http://www.ansys.com>

98. **Ergun S.** Fluid flow through packed columns, Chem. Eng. Progress, 1952. – vol. 48. – pp. 89-94,

99. Исследование теплообмена в слое клинкерных гранул при принудительной фильтрации воздуха / В.А. Украинский, Б.М. Гришко, П.А. Трубаев, П.В. Беседин // Цемент и его применение, 2011. – №6. – С. 95-99.

100. Chuan Cheng Thermal Process Simulation of Reactive Particles on Moving Grates. - p. 255.

101. **Harder J.** Latest Trends in Clinker Cooling / J. Harder // ZKG International, 2011. – Vol. 3. – pp. 32-42.

102. Heat Exchange Modeling of a Grate Clinker Cooler and Entropy Production Analysis // Touil D., Belabed H.F., Frances C., Belaadi S // International Journal of Heat and Technology, 2005. – Vol. 23 (No 1). – pp. 61-68.

103. **Tsamatsoulis D.** Simplified Modeling of Clinker Cooling Based on Long Term Industrial Data / D. Tsamatsoulis // World Scientific and Engineering Academy and Society (WSEAS), Stevens Point, Wisconsin, USA, 2011. – pp. 143-147.

104. Turnell Victor J. CFD Modelling in the Cement Industry. - 2012 [Электронный ресурс] Доступ: <http://turnellcorp.com/Publications/WorldCement2012-CFD-Duct Optimization.pdf>

105. **Украинский В.А.** Трубаев П.А. Компьютерное моделирование охлаждения слоя гранулированного материала / В.А. Украинский, П.А. Трубаев // Научное обозрение, 2013. – № 8. – С. 59-64.

106. **Федоренко А.Б.** Математическое моделирование и управление теплообменом в колосниковом холодильнике / А.Б.Федоренко // Материалы XIX Международной конференции «Математические методы в технике и технологиях» ММТТ - 19, 30 мая - 2 июня 2006 г Сборник трудов, т 6, секция 12 «Автоматизация технических систем и процессов» - Воронеж ВГТА, 2006 -С 150-154.

107. **Федоренко А.Б.** Моделирование работы контура максимизации теплосъема с решеток колосникового холодильника цементной печи [Электронный ресурс]. Конкурс на лучшую зюшпк-разработку /

А Б Федоренко - Электрон дан - М, 2004 - режим доступа, www.matlab.exponenta.ru/simulink/book3/5.php

108. Puneet Mundhara, Surendra Sharma MODELING OF CLINKER COOLERS: Applications to Reduction in Energy Consumption

109. Virtual-Lab of a Cement Clinker Cooler for Operator Training. [Электронный ресурс] Доступ: http://seth.asc.tuwien.ac.at/proc12/full_paper/Contribution176.pdf

110. **Elkjaer Н.Р.** Boerkop and T. Enkegaard, Operation of grate coolers and a method of evaluating their efficiency / Н.Р. Elkjaer, Boerkop, T. Enkegaard, Zement-Kalk-Gips International, 1992. – vol. 45, 10. – pp. 510- 518,

111. **Классен В.К.** Технология и оптимизация производства цемента. – Белгород: Изд-во БГТУ, 2012. – 308 с.

112. Hotter Cements, Cooler Concretes / D.P. Bentz, C.J. Bognack, K.A. Riding, V.H. Villareal // Concrete International, 2011. – No 33 (1). – pp. 41-48.

113. **Беседин П. В.** Энерготехнологический анализ процессов в технологии цементного клинкера / П. В. Беседин, П. А. Трубаев; Под общ. ред. П. В. Беседина. - Белгород: Изд-во БелГТАСМ: БИЭИ, 2005. - 456 с.

114. Планирование и автоматизация эксперимента в научных исследованиях: Тез. докл. 9 Всесоюз. Конф., 25-27 сент. 1989. - М: МЭИ, 1989. - Ч. 2. - 200 с.

115. **Folliot А.** La transmission de chaleur dans le four rotatif à ciment / А. Folliot // Revue des Matériaux, 1955. – vol. 542

116. **Равич М. Б.** Упрощение методики теплотехнических расчетов / М. Б. Равич. - М.: Наука, 1964.

117. **Тарасик В.П.** Математическое моделирование технических систем / В.П. Тарасик. -Минск: Дизайн ПРО, 2004. – 640 с.

118. Практические рекомендации по оптимизации режима работы колосникового холодильника вращающейся цементной печи / Разработаны под рук. В. К. Классена. – Белгород: Изд-во БТИСМ, 1994. – 13 с.

119. **Wedel К.** Pendelrostkuhler mit horizontaler Anstromung des Klinkers / К. Wedel // Zement-Kalk-Gips. – 1992 (45). – № 4. – S. 171–176.

120. **Фрайман Л. С.** Обжиг и охлаждение цементного клинкера / Л. С. Фрайман, Ю. С. Шлионский; Науч. ред. Ю. В. Никифоров. – М., 1996. – 149 с.

Научное издание

Трубаев Павел Алексеевич
Гришко Борис Михайлович
Украинский Виталий Александрович
Сухорослова Виктория Валерьевна

**ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ТЕПЛООБМЕНА В МАТЕРИАЛАХ
И АППАРАТАХ ЦЕМЕНТНОЙ ТЕХНОЛОГИИ**

Монография

Подписано в печать 25.11.13. Формат 60×84 ¹/₁₆. Усл. печ. л. 11,0. Уч.-изд. л. 11,9.

Заказ

Тираж 500 экз. Цена