

ВЕСТНИК

Череповецкого государственного университета



НАУЧНЫЙ
ЖУРНАЛ

*Основан
в 2002 году*

**ЕСТЕСТВЕННЫЕ И
ТЕХНИЧЕСКИЕ НАУКИ**

3 / 2008

НАУЧНЫЙ ЖУРНАЛ

Основан в декабре 2002 г.

№ 3 (18) • 2008 • СЕНТЯБРЬ. Выходит четыре раза в год

Направление: **ТЕХНИЧЕСКИЕ НАУКИ**

УЧРЕДИТЕЛЬ: ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

Свидетельство о регистрации средства массовой информации ПИ № ФС77-26579 от 20 декабря 2006 г.

ГЛАВНЫЙ РЕДАКТОР

Н.И. ШЕСТАКОВ, д-р техн. наук, проф.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

В.Р. АНШЕЛЕС, д-р техн. наук, проф. (ГОУ ВПО ЧГУ);

Э.А. ГАРБЕР, д-р техн. наук, проф., засл. деятель науки и техники РФ (ГОУ ВПО ЧГУ);

В.С. ГРЫЗЛОВ, д-р техн. наук, проф., засл. деятель науки РФ (ГОУ ВПО ЧГУ);

В.И. ИГОНИН, д-р техн. наук, проф. (ГОУ ВПО ВГТУ);

З.К. КАБАКОВ, д-р техн. наук, проф. (ГОУ ВПО ЧГУ);

Ю.А. КАЛЯГИН, д-р техн. наук, проф. (ГОУ ВПО ВГТУ);

С.В. КАРПОВ, д-р техн. наук, проф. (ГОУ ВПО АГТУ);

А.Л. КУЗЬМИНОВ, д-р техн. наук, проф. (ГОУ ВПО ЧГУ);

М.И. ЛЕТАВИН, д-р физ.-мат. наук, проф. (ГОУ ВПО ЧГУ);

В.К. ЛЮБОВ, д-р техн. наук, проф. (ГОУ ВПО АГТУ);

Э.Э. МЕРКЕР, д-р техн. наук, проф. (Старооскольский технологический институт, филиал МИСиС);

В.В. МУХИН, д-р физ.-мат. наук, проф. (ГОУ ВПО ЧГУ);

Е.Б. ОСИПОВ, д-р физ.-мат. наук, проф. (ГОУ ВПО ЧГУ);

Ю.Р. ОСИПОВ, д-р техн. наук, проф. (ГОУ ВПО ВГТУ);

Э.Н. САБУРОВ, д-р техн. наук, проф., засл. деятель науки и техники РФ (ГОУ ВПО АГТУ);

Э.Д. СЕРГИЕВСКИЙ, д-р техн. наук, проф. (ГОУ ВПО МЭИ);

Н.Н. СИНИЦЫН, д-р техн. наук, проф. (ГОУ ВПО ЧГУ);

В.И. СЛАВОВ, д-р техн. наук (ОАО «Северсталь»);

В.А. СТЕНИН, д-р техн. наук, проф. (Северодвинский филиал СПбГМТУ);

Н.В. ТЕЛИН, д-р техн. наук, проф. (ГОУ ВПО ВГТУ);

Н.Е. ХИСАМУТДИНОВ, д-р техн. наук, проф. (ГОУ ВПО МВМИ);

А.И. ЦАПЛИН, д-р техн. наук, проф. (ГОУ ВПО ПГТУ);

Г.И. ШАРОВ, д-р техн. наук, проф. (СПбГМТУ);

Р.А. ЮДИН, д-р техн. наук, проф. (ОАО «Северсталь-метиз»)

РЕДАКТОРЫ:

Н.А. БАЧУРИНА (разделы 1, 4, 5, 6), Г.В. ИВАНОВА (разделы 2, 3)

КОМПЬЮТЕРНОЕ МАКЕТИРОВАНИЕ:

Н.А. БАЧУРИНА

Адрес редакции: 162600, г. Череповец, пр. Луначарского, 5, тел. (8202) 55-31-91

СОДЕРЖАНИЕ

Раздел 1. Математика

<i>А.Н. Данилов.</i> Система дивизоров поля алгебраических чисел. IV	3
<i>С.Б. Волкова, Ю.Н. Козиоров.</i> Гиперкомплексные системы с инволюцией	7
<i>В.П. Егоров.</i> Об обратной спектральной задаче для положительных стохастических матриц	11

Раздел 2. Металлургия

<i>Э.А. Гарбер.</i> Основные направления и результаты исследований научной школы Череповецкого государственного университета «Теория, технология и оборудование процессов прокатки»	16
<i>Э.А. Гарбер, И.А. Кожевникова, П.А. Тарасов.</i> Новый метод энергосилового расчета широкополосных станов горячей прокатки	19
<i>Э.А. Гарбер, Д.Л. Шалаевский, И.А. Кожевникова.</i> Совершенствование методов математического моделирования процесса холодной прокатки с учетом реальных условий контакта полосы и валков	26
<i>А.И. Виноградов, А.Н. Зуев.</i> Применение самоорганизующихся нейронных сетей для моделирования и анализа процесса прокатки высококачественных сортовых профилей	32
<i>Э.Э. Меркер, А.В. Сазонов, А.А. Кожухов.</i> Изучение режима нагрева металлошхты электрической дугой в печи с применением электродов различной конструкции	35
<i>А.Л. Кузьминов, Д.В. Туманов, А.В. Кожевников, Н.Г. Канев, Н.А. Щеголев.</i> Определение величины прогиба боковой поверхности слитка в роликовой проводке машин непрерывного литья заготовок	39
<i>Н.Е. Хисамутдинов, Г.С. Козлов, С.В. Шаталов, М.С. Бюльгер.</i> Лабораторные исследования по повышению степени извлечения марганца из руды	42
<i>М.К. Харахнина, В.Н. Мочалин, Д.Н. Перов.</i> Система вычисления теоретической массы движущейся полосы	45
<i>А.А. Чернышева.</i> Огнетушащие пылевидные составы	50

Раздел 3. Промышленная теплоэнергетика

<i>С.В. Карпов, Э.Н. Сабуров, А.В. Быков.</i> Расчет аэродинамики циклонных камер при предельных и близких к предельным условиям ввода и вывода газов	52
<i>Ю.Л. Леухин, Э.Н. Сабуров, И. А. Усачев, В. Гарен.</i> Обтекание и теплоотдача цилиндра и группы цилиндров в циклонном потоке	58
<i>В.К. Любов.</i> Уменьшение загрязнения окружающей среды путем повышения эффективности работы золоуловителей	65
<i>А.Н. Орехов, Э.Н. Сабуров, И.А. Горяшин.</i> Аэродинамика недиафрагмированной циклонной камеры большой относительной длины	70
<i>Р.А. Юдин, А.В. Виноградов, И.Р. Юдин.</i> Протяжные печи открытого малоокислительного нагрева проволоки и алгоритм их расчета	74
<i>А.В. Гамзин, И.В. Дорошенко, Н.Н. Синецын, А.Е. Клинова.</i> Определение теплового сопротивления тонких покрытий	78
<i>Е.В. Голицына.</i> Локальные угловые коэффициенты теплообмена излучением между роликом машины непрерывного литья заготовок и узкой гранью сляба	80
<i>Н.В. Запатрина, Г.Н. Шестаков, С.В. Лукин, С.В. Сорокин.</i> Теплообмен в рабочей стенке щелевого кристаллизатора	83
<i>С.В. Сорокин, Н.И. Шестаков, С.В. Лукин.</i> Контроль теплосъема в кристаллизаторе в системах управления машины непрерывного литья заготовок	88
<i>С.В. Лукин, Г.Н. Шестаков, С.А. Зимин.</i> Исследование теплообмена в кристаллизаторе сортовой машины непрерывного литья заготовок	91
<i>М.Ю. Белозор, Т.Н. Меньшакова, Е.А. Шестакова, Н.Н. Синецын.</i> Математическое моделирование процессов теплообмена при тепловлажностной обработке силикатного кирпича с добавками шлама	94
<i>В.И. Игонин, Д.А. Белинский, О.В. Стратунов.</i> Методика исследования процессов энергообмена в термомеханических системах	99
<i>А.А. Аваев.</i> Математическая модель первого этапа нагрева полимерного покрытия на тканевой основе при его последующей конвективной термообработке в аппарате непрерывного действия	103

<i>В.В. Павлов, Ю.Р. Осипов, С.Ю. Осипов.</i> Разработка методики оптимизации тепловых режимов вулканизации гуммировочных покрытий	106
--	-----

Раздел 4. Химия и химические технологии

<i>О.А. Калько, Ю.С. Кузнецова, Н.В. Кунина.</i> Применение карбоната аммония для удаления сульфатной серы из активных масс лома свинцовых аккумуляторов	112
<i>С.Н. Балцукый, И.В. Кулаков, З.М. Жамбеков, С.Д. Фазылов.</i> Новые галогензамещенные производные нитроанилидов на основе морфолина и алкалоида цитизина	115

Раздел 5. Строительное материаловедение

<i>Т.В. Туева, О.Ю. Пужинина, Н.Н. Иванова.</i> Оптимизация состава гиперпрессованного строительного материала	118
<i>А.Г. Каптюшина, О.А. Залпаева.</i> Проектирование технологии вертикальной планировки грунта с применением ЭВМ	120
<i>Н.В. Медведева.</i> Инженерно-геологические условия Зашекснинского района города Череповца	123
<i>Е.В. Белановская.</i> Устройство заводов по производству глиняного кирпича в городе Череповце в первой половине XX века	125

Раздел 6. Информатика

<i>В.В. Плащенко.</i> Экономический эффект от использования средств автоматизации как части эффекта от применения производственного объекта предприятия	128
<i>Н.Е. Сивков, Е.В. Ершов.</i> Анализ процесса чтения детьми как этап для построения систем распознавания детской речи	134
<i>А.И. Сухарев, Е.В. Ершов.</i> Метод построения компьютерных карт роговицы глаза человека	137
<i>Е.Н. Бирюков, Е.В. Ершов.</i> Математическая модель электрического сопротивления гидродинамического подшипника скольжения	139
<i>А.В. Полянский, А.С. Львов, Р.Н. Тимофеев.</i> Анализ алгоритмов многомерного контроля с микропроцессорами ограниченной конфигурации	145
<i>В.А. Карпенков, Н.М. Федорчук.</i> Компьютерное представление периодической таблицы. Металлохимические свойства элементов	151

Юбилей

Валерию Владимировичу Плащенкоу – 60 лет!	156
---	-----

Раздел 1

МАТЕМАТИКА

УДК 511.61

А.Н. Данилов

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

СИСТЕМА ДИВИЗОРОВ ПОЛЯ АЛГЕБРАИЧЕСКИХ ЧИСЕЛ. IV

Эта статья завершает серию статей [6], [7], [8], посвященных системе дивизоров поля алгебраических чисел. Термин «дивизор» используется как сокращение термина «идеальное число», т.е. в смысле Гекке [2, с. 125; 10, с. 17]. Статьи [6], [7], [8] и настоящая статья имеют сквозную нумерацию параграфов, формул, теорем и определений и поэтому ссылки на первые три части работы делаются далее без особых упоминаний.

§ 8. Классы вычетов $\text{mod } m$, взаимно простые с m . Функция Эйлера. Группы $\mathbb{Z}(m)$ и $\mathbb{Z}_0(m)$

Целые дивизоры данного класса вычетов $\text{mod } m$, $m = (\mu)$, имеют один и тот же наибольший общий делитель с дивизором μ . Поэтому можно говорить о классах вычетов $\text{mod } m$, взаимно простых с m , понимая под ними такие классы, целые числа которых взаимно просты с μ .

Это определение взаимной простоты класса вычетов и модуля в случае класса K дивизоров

равносильно определению взаимной простоты через идеалы [2, с. 103–104]. Следовательно, для класса дивизоров K число классов вычетов $\text{mod } m$, взаимно простых с m , равно $\varphi(m)$, где φ – функция Эйлера. Такой же результат имеет место и в общем случае.

Теорема 15. Для любого из h классов дивизоров число классов вычетов $\text{mod } m$, взаимно простых с m , равно

$$\varphi(m) = N(m) \prod_{p|m} \left(1 - \frac{1}{N(p)}\right). \quad (51)$$

Доказательство. Пусть

$$A_i (i = 1, \dots, N(m))$$

– все классы вычетов $\text{mod } m$, на которые распадается данный класс дивизоров. Рассмотрим на множестве этих классов события: E_m – класс вы-

четов A_i взаимно прост с m ; E_p – класс вычетов A_i взаимно прост с p ; \bar{E}_p – класс вычетов A_i не взаимно прост с p (p – любой из простых идеалов, делящих m).

Если $\varphi'(m)$ – число, подсчитываемое в теореме 15, то классическая вероятность P события E_m равна

$$P(E_m) = \frac{\varphi'(m)}{N(m)}. \quad (52)$$

Событие E_m имеет место тогда и только тогда, когда имеют место все события E_p . Иначе говоря, событие E_m есть произведение всех событий E_p . Поэтому по теореме умножения вероятностей

$$P(E_m) = \prod_{p|m} P(E_p), \quad (53)$$

где $P(E_p)$ – классическая вероятность события E_p . Равенство (53) верно лишь в предположении, что события E_p независимы в совокупности. Это будет доказано позднее, а теперь вычислим вероятности $P(E_p)$.

Для данного класса дивизоров число классов вычетов $\text{mod } m$, взаимно простых с p , равно числу всех классов вычетов $\text{mod } m$ минус число тех классов вычетов, которые не взаимно просты с p , т.е. число таких классов вычетов равно

$$N(m) - \frac{N(m)}{N(p)}.$$

Следовательно,

$$P(E_p) = 1 - \frac{1}{N(p)}. \quad (54)$$

Подставляя (53) и (54) в (52), получаем

$$\varphi'(m) = N(m) \prod_{p|m} \left(1 - \frac{1}{N(p)}\right) = \varphi(m).$$

Это доказывает результат (51).

Независимость событий E_p обосновывается следующим образом. Пусть \bar{E} – событие, состоящее в том, что класс вычетов A_i не взаимно прост с идеалом $\prod p$ (произведение берется по всем простым идеалам p , делящим m). Легко проверяется, что событие \bar{E} есть произведение всех событий \bar{E}_p и что

$$P(\bar{E}) = \prod_{p|m} P(\bar{E}_p).$$

Но тогда события \bar{E}_p , а следовательно, и события E_p независимы в совокупности (см. [1, с. 17], [9, с. 21]).

Теорема 15 доказана.

Доказательство теоремы 15 дает новый, теоретико-вероятностный вывод формулы для φ -функции Эйлера, так как с самого начала ясно, что для класса K дивизоров $\varphi'(m) = \varphi(m)$.

Это доказательство может быть сделано вполне строгим в том смысле, что его можно провести, используя некоторое специально построенное поле вероятностей. Такое построение выполнено в статье [3] для функции Эйлера, определенной на множестве натуральных чисел. Переход к обобщенной функции Эйлера требует лишь очевидных изменений.

Каждый из h классов дивизоров дает $\varphi(m)$ классов вычетов $\text{mod } m$, взаимно простых с m . Таким образом, всего имеется $h\varphi(m)$ классов вычетов $\text{mod } m$, взаимно простых с m . Обозначим множество таких классов $Z(m)$.

Определение 8. Пусть $\bar{\alpha}, \bar{\beta}$ – классы вычетов $\text{mod } m$. Их произведением называется класс вычетов $\text{mod } m$, обозначаемый $\bar{\alpha}\bar{\beta}$ и определяемый равенством

$$\overline{\alpha\beta} = \overline{\alpha}\overline{\beta}.$$

Здесь $\overline{\alpha}, \overline{\beta}, \overline{\alpha\beta}$ – множества целых чисел, принадлежащих некоторым классам дивизоров и сравнимых соответственно с $\alpha, \beta, \alpha\beta$ по mod m .

Легко показать, что определенное выше произведение классов вычетов mod m единственно и не зависит от выбора представителей в этих классах. Действительно, если

$$\begin{aligned}\alpha &\equiv \alpha_1 \pmod{m}, \\ \beta &\equiv \beta_1 \pmod{m},\end{aligned}$$

то α и α_1 принадлежат одному и тому же классу дивизоров A_i , β и β_1 принадлежат одному и тому же классу дивизоров A_j . Поэтому $\alpha\beta$ и $\alpha_1\beta_1$ принадлежат одному и тому же классу дивизоров A_k и

$$\alpha\beta \equiv \alpha_1\beta_1 \pmod{m}.$$

Теорема 16. Множество $\mathcal{Z}(m)$ классов вычетов mod m , взаимно простых с m , образует относительно умножения классов вычетов абелеву группу порядка $h\varphi(m)$.

Доказательство. Если каждый из классов вычетов $\overline{\alpha}$ и $\overline{\beta}$ взаимно прост с m , то их произведение $\overline{\alpha}\overline{\beta}$ также взаимно просто с m . Операция умножения классов вычетов, введенная определением 8, ассоциативна и коммутативна. Единичным элементом является класс вычетов

$$E = \overline{1} = \{x | x \in R, x \equiv 1 \pmod{m}\},$$

где R – кольцо целых чисел поля K .

Остается показать, что для каждого класса $\overline{\alpha} \in \mathcal{Z}(m)$ имеется обратный класс вычетов mod m . Пусть

$$\alpha = \rho b_1^{x_1} \dots b_m^{x_m},$$

где x_i, b_i ($i = 1, \dots, m$) удовлетворяют условиям (6),

(7). Все числа b_i можно выбрать целыми и взаимно простыми с m . Положим

$$\beta = b_1^{h_1 - x_1} \dots b_m^{h_m - x_m}.$$

Тогда β – целое число, взаимно простое с m . Следовательно, число

$$\alpha\beta = \gamma \tag{55}$$

также целое, взаимно простое с m , причем $\gamma \in K$ в силу условий (7).

Так как γ и m – взаимно простые, то сравнение

$$\gamma x \equiv 1 \pmod{m} \tag{56}$$

разрешимо в целых числах поля K . Если ξ – одно из чисел, удовлетворяющих сравнению (56), то из (55) и (56) следует, что класс вычетов $\overline{\xi\beta} \pmod{m}$ является обратным для класса $\overline{\alpha}$ и он взаимно прост с m .

Теорема 16 доказана.

Следствие. Если $A \in \mathcal{Z}(m)$, то

$$A^{h\varphi(m)} = E,$$

где E – единичный элемент группы $\mathcal{Z}(m)$.

Таким образом, для любого целого дивизора α , взаимно простого с модулем m , выполняется сравнение

$$\alpha^{h\varphi(m)} \equiv 1 \pmod{m}.$$

Следуя Гекке [10, с. 19], разобьем множество всех целых дивизоров, взаимно простых с m , на классы вычетов mod m в узком смысле, отнеся к одному классу такие дивизоры α и β , что

$$\alpha \equiv \beta \pmod{m}, \quad \frac{\alpha}{\beta} > 0$$

(α/β вполне положительно).

Чтобы получить все классы вычетов mod m в узком смысле, достаточно каждый из классов вы-

четов $\text{mod } m$, взаимно простых с m , разбить на новые классы, используя условие $\frac{\alpha}{\beta} > 0$. Возможность такого разбиения вытекает из того, что это условие определяет некоторое отношение эквивалентности.

Если $\alpha \equiv \beta \pmod{m}$, то числа α и β принадлежат одному классу дивизоров. Поэтому $\frac{\alpha}{\beta} = \frac{\alpha'}{\beta'}$, где α' и β' – некоторые числа поля K . Следовательно, число $\frac{\alpha}{\beta}$ является вполне положительным тогда и только тогда, когда α' и β' имеют одинаковое число отрицательных вещественных сопряженных с ними чисел и, кроме того, каждому отрицательному числу, сопряженному с α' , соответствует отрицательное число, сопряженное с β' , с тем же номером, что и у α' . В силу этого любой из $h\varphi(m)$ классов вычетов $\text{mod } m$, взаимно простых с m , распадается на

$$C_n^0 + C_n^1 + \dots + C_n^n = 2^n$$

классов вычетов $\text{mod } m$ в узком смысле (r_i – число вещественных полей, сопряженных с K). Обозначим множество всех таких классов через $Z_0(m)$.

Теорема 17. Множество $Z_0(m)$ классов вычетов $\text{mod } m$ в узком смысле является абелевой группой порядка $2^h h\varphi(m)$ относительно умножения классов вычетов.

Доказательство. Операция умножения классов вычетов – бинарная алгебраическая на множестве $Z_0(m)$. Она является ассоциативной и коммутативной. Единичный элемент – класс вычетов $\text{mod } m$ в узком смысле

$$E_0 = \{x | x \in R, x \equiv 1 \pmod{m}, x > 0\};$$

R – кольцо целых чисел поля K .

Найдем для класса

$$A = \left\{ x | x \in R, x \equiv \alpha \pmod{m}, \frac{x}{\alpha} > 0 \right\} \in Z_0(m)$$

обратный класс A^{-1} . Так как α взаимно просто с m , то по следствию из теоремы 16

$$\alpha^{2h\varphi(m)} \equiv 1 \pmod{m},$$

где левая часть сравнения – вполне положительное число. Поэтому

$$A^{-1} = \left\{ x | x \in R, x \equiv \alpha^{2h\varphi(m)-1} \pmod{m}, x \alpha^{1-2h\varphi(m)} > 0 \right\}.$$

Теорема 17 доказана.

Содержание этой статьи соответствует § 8 работы [4], которая докладывалась на II Международной конференции «Алгебраические, вероятностные, геометрические, комбинаторные и функциональные методы в теории чисел» [5].

Список литературы

1. Ван дер Варден Б.Л. Математическая статистика. – М.: ИЛ, 1960. – 436 с.
2. Гекке Э. Лекции по теории алгебраических чисел. – М.; Л.: ГТТИ, 1940. – 260 с.
3. Данилов А.Н. Иллюстрация применения теории вероятностей в элементарной теории чисел // Уч. зап. Лен. гос. пед. ин-та. – Л., 1965. – Т. 260. – С. 102–107.
4. Данилов А.Н. Система дивизоров поля алгебраических чисел / Череповец, гос. пед. ин-т. – Череповец, 1995. – 41 с. – Деп. в ВИНТИ 13.04.95, № 1022–В95.
5. Данилов А.Н. О системе дивизоров поля алгебраических чисел // Алгебраические, вероятностные, геометрические, комбинаторные и функциональные методы в теории чисел: Тез. докл. II Междунар. конф. – Воронеж, 1995. – С. 48.
6. Данилов А.Н. Система дивизоров поля алгебраических чисел. I // Вестник ЧГУ. Естественные и технические науки. – 2005. – № 2 (9). – С. 26–31.
7. Данилов А.Н. Система дивизоров поля алгебраических чисел. II // Вестник ЧГУ. Естественные и технические науки. – 2006. – № 2(11). – С. 8–13.
8. Данилов А.Н. Система дивизоров поля алгебраических чисел. III // Вестник ЧГУ. Экономические, естественные и технические науки. – 2007. – № 4 (15). – С. 65–70.

9. Лозе М. Теория вероятностей. – М.: ИЛ, 1962. – 720 с.

10. Hecke E. Eine neue Art von Zetafunktionen und ihre

Beziehungen zur Verteilung der Primzahlen // Math. Zeitschrift. – 1920. – Bd. 6. – S. 11–51.

УДК 512.91

С.Б. Волкова, Ю.Н. Козиоров

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

ГИПЕРКОМПЛЕКСНЫЕ СИСТЕМЫ С ИНВОЛЮЦИЕЙ

Под *гиперкомплексной системой* здесь понимается ассоциативное кольцо K , удовлетворяющее следующим условиям: (а) оно содержит в качестве подполя поле действительных чисел \mathbf{R} ; (б) для любого $x \in K$ и любого $a \in \mathbf{R}$ $xa = ax$; (в) для любого $x \in K$ $1 \cdot x = x$.

Вместе с операциями сложения элементов и умножения элементов на действительные числа гиперкомплексная система образует линейное пространство. Размерность этого пространства называют *рангом* гиперкомплексной системы. Всякая гиперкомплексная система ранга n имеет базис вида $1, e_2, e_3, \dots, e_n$, следовательно, каждый ее элемент может быть записан в виде $a_1 + a_2e_2 + a_3e_3 + \dots + a_n e_n$, где $a_1, a_2, a_3, \dots, a_n \in \mathbf{R}$.

Самый важный пример гиперкомплексной системы конечного ранга – поле комплексных чисел \mathbf{C} . Это гиперкомплексная система 2-го ранга, имеющая базис $1, i$ с таблицей умножения, сводящейся к одному равенству: $i^2 = -1$. Особенностью этой системы, используемой в многочисленных приложениях, является наличие сопряженности: система \mathbf{C} обладает автоморфизмом $\varphi(x) = \bar{x}$, для которого выполняются следующие условия:

$$\varphi(\varphi(x)) = x, \quad \varphi(x) = x \Leftrightarrow x \in \mathbf{R}, \quad (1)$$

причем существует только один такой автоморфизм. В математике, особенно в геометрических исследованиях, используются и другие гиперкомплексные системы, причем для всех систем, используемых в геометрии (см., например, [2]), является общим то обстоятельство, что в них можно ввести отношение сопряженности, аналогичное сопряженности комплексных чисел. Ввиду ска-

занного является актуальной задача описания всех гиперкомплексных систем конечного ранга, для которых это возможно. В настоящей статье эта задача полностью решается для коммутативных систем и частично – для некоммутативных.

Определение 1. *Антиавтоморфизмом* кольца K называется взаимно однозначное отображение φ кольца K на себя, которое удовлетворяет при любых $x, y \in K$ условиям:

$$\varphi(x + y) = \varphi(x) + \varphi(y), \quad \varphi(xy) = \varphi(y) \cdot \varphi(x).$$

(для коммутативного кольца антиизоморфизм является одновременно и изоморфизмом).

Определение 2. Антиавтоморфизм φ гиперкомплексной системы K , при котором для любого $x \in K$ выполняются условия (1), называется *инволюцией* в K .

Определение 3. Элемент $y \in K$ называется *антиинвариантным* при инволюции φ , если $\varphi(y) = -y$.

Если это условие выполнено, то имеем $\varphi(y^2) = (-y)^2 = y^2$, откуда, ввиду (1), следует, что квадрат антиинвариантного элемента является действительным числом. Легко убедиться также в том, что линейная комбинация элементов, антиинвариантных при данной инволюции, антиинвариантна при той же инволюции.

Пусть φ – инволюция в гиперкомплексной системе K , $x \in K$. Обозначим

$$a = \frac{x + \varphi(x)}{2}, \quad y = \frac{x - \varphi(x)}{2}. \quad (2)$$

Тогда получаем: $\varphi(a) = a$, $\varphi(y) = -y$, $x = a + y$,

причем из 1-го равенства, ввиду (1), следует $a \in \mathbf{R}$. Обратно, если $a \in \mathbf{R}$, $\varphi(y) = -y$ и $x = a + y$, то имеем $\varphi(x) = a - y$ и из последних двух равенств следуют равенства (2). Таким образом, справедливо предложение

I. Всякий элемент x гиперкомплексной системы с инволюцией единственным образом представляется в виде $x = a + y$, где $a \in \mathbf{R}$, а y антиинвариантен при данной инволюции.

Из предложения I немедленно следует

II. Если $0 = a + y$, где $a \in \mathbf{R}$, а y антиинвариантен, то $a = y = 0$.

III. Если элемент y антиинвариантен при инволюции φ в гиперкомплексной системе K , то он антиинвариантен и при любой другой инволюции ψ в системе K .

Действительно, пусть $c = y + \psi(y)$, тогда $\psi(c) = c$, поэтому $c \in \mathbf{R}$. Поскольку $y^2 \in \mathbf{R}$, имеем $y^2 = \psi(y^2) = \psi(y)^2 = (c - y)^2 = c^2 - 2cy + y^2$, откуда $c^2 - 2cy = 0$, и, используя предложение II, получаем $c = 0$, а следовательно, $\psi(y) = -y$, что и требовалось.

Если теперь $x = a + y \in K$, где $a \in \mathbf{R}$, а y антиинвариантен при φ (а значит, и при ψ), то получаем $\varphi(x) = \psi(x) = a - y$, так что $\varphi = \psi$. Таким образом, имеем

IV. В любой гиперкомплексной системе не может существовать более одной инволюции.

V. В любой гиперкомплексной системе конечного ранга с инволюцией существует базис $1, f_2, \dots, f_n$, в котором все элементы f_2, \dots, f_n антиинвариантны.

Действительно, если $1, e_2, \dots, e_n$ — какой-либо базис данной системы, $e_p = a_p + f_p$, где $a_p \in \mathbf{R}$, а все f_p антиинвариантны, то элементы $1, f_2, \dots, f_n$ также образуют базис системы.

Пусть K — гиперкомплексная система с инволюцией φ , $x \in K$. Утверждение IV позволяет перейти к следующему обозначению: $\varphi(x) = \bar{x}$.

Определение 4. Элемент \bar{x} называется сопряженным к элементу x .

Определение 5. Элемент $v(x) = x\bar{x}$ на-

зывается *нормой* элемента x .

Если $x = a + y$, где $a \in \mathbf{R}$, а y антиинвариантен, то $v(x) = x\bar{x} = (a + y)(a - y) = a^2 - y^2 \in \mathbf{R}$, так что норма любого элемента есть действительное число. Также легко проверяется, что для элементов гиперкомплексной системы с инволюцией справедливы утверждения:

$$\text{VI. } v(xy) = v(x)v(y);$$

VII. x^{-1} существует тогда и только тогда, когда $v(x) \neq 0$, при этом $x^{-1} = \frac{1}{v(x)}\bar{x}$.

Пусть $1, f_2, \dots, f_n$ — базис гиперкомплексной системы с инволюцией, в котором все элементы f_2, \dots, f_n антиинвариантны (такой базис, в силу V, всегда существует). Обозначим

$$c_{pp} = -f_p^2; \quad c_{pq} = -\frac{1}{2}(f_p f_q + f_q f_p) \\ (p, q = 2, 3, \dots, n; p \neq q). \quad (3)$$

Тогда $c_{pq} \in \mathbf{R}$. При $p = q$ это следует из того, что квадрат антиинвариантного элемента является действительным числом, а при $p \neq q$ — из условия (1), поскольку имеем $\bar{c}_{pq} = -\frac{1}{2}(\bar{f}_q \bar{f}_p + \bar{f}_p \bar{f}_q) = -\frac{1}{2}((-f_q)(-f_p) + (-f_p)(-f_q)) = -\frac{1}{2}(f_q f_p + f_p f_q) = c_{pq}$.

Если теперь $x = a_1 + a_2 f_2 + \dots + a_n f_n$, то $\bar{x} = a_1 - a_2 f_2 - \dots - a_n f_n$, следовательно,

$$v(x) = x\bar{x} = a_1^2 - \left(\sum_{p=2}^n a_p f_p \right)^2 = \\ = a_1^2 - \sum_{p,q=2}^n a_p a_q f_p f_q. \quad (4)$$

Так как при $p \neq q$ $c_{pq} = c_{qp}$ и $-a_p a_q f_p f_q - a_q a_p f_q f_p = 2c_{pq} a_p a_q = c_{pq} a_p a_q + c_{qp} a_q a_p$, то из

(4) окончательно получаем

$$v(x) = a_1^2 + \sum_{p,q=2}^n c_{pq} a_p a_q. \quad (5)$$

Переход к любому другому базису осуществляется линейным преобразованием координат, при котором квадратичная форма (5) переходит в квадратичную форму от новых координат. Таким образом, справедливо утверждение

VIII. Норма элемента гиперкомплексной системы конечного ранга с инволюцией представляет собой при заданном базисе квадратичную форму от его координат.

Замечание. Единственной гиперкомплексной системой ранга 1 является поле действительных чисел \mathbf{R} . В этой системе тождественное отображение есть инволюция (единственный антиинвариантный элемент — число 0). Эта инволюция, которую мы назовем *тривиальной*, будет исключаться из рассмотрения. Таким образом, под *инволюцией* далее всегда подразумевается нетривиальная инволюция.

Теорема 1. Гиперкомплексная система ранга $n > 1$ обладает инволюцией тогда и только тогда, когда в ней найдется базис $1, e_2, \dots, e_n$ со следующими свойствами:

(а) $e_p^2 \in \mathbf{R} \quad (p = 2, \dots, n)$;

(б) $e_p e_q + e_q e_p = 0 \quad (p, q = 2, \dots, n; p \neq q)$;

(в) при $p \neq q$ произведения $e_p e_q$ линейно выражаются через e_2, \dots, e_n .

Доказательство. Пусть гиперкомплексная система обладает инволюцией и $1, f_2, \dots, f_n$ — базис этой системы, в котором элементы f_2, \dots, f_n антиинвариантны. Тогда $v(x)$ выражается через координаты a_1, a_2, \dots, a_n элемента x в этом базисе равенством (5). Второе слагаемое в правой части этого равенства представляет собой квадратичную форму от a_2, a_3, \dots, a_n , которая в некотором базисе $1, e_2, \dots, e_n$ приводится к сумме квадратов этих координат с некоторыми коэффициентами. Элементы e_2, \dots, e_n этого базиса выражаются линейно через f_2, \dots, f_n и поэтому антиинвари-

антны. Отсюда и из (3) следует, что новый базис удовлетворяет условиям (а) и (б). При $p \neq q$, используя условие (б), получаем $\overline{e_p e_q} = \overline{e_q e_p} = (-e_q)(-e_p) = e_q e_p = -e_p e_q$, так что произведение $e_p e_q$ антиинвариантно, а значит, выполняется и условие (в).

Обратно, если в гиперкомплексной системе K существует базис $1, e_2, \dots, e_n$, удовлетворяющий всем условиям (а), (б) и (в), то, полагая для любого элемента $x = a_1 + \sum_{p=2}^n a_p e_p$ этой системы $\varphi(x) =$

$$= a_1 - \sum_{p=2}^n a_p e_p,$$

получаем, как легко убедиться, инволюцию в K . Доказательство закончено.

Пример 1. Тело кватернионов есть гиперкомплексная система ранга 4, обладающая базисом $1, i, j, k$ со следующей таблицей умножения: $i^2 = j^2 = k^2 = -1$, $ij = -ji = k$, $jk = -kj = i$, $ki = -ik = j$. Очевидно, для этого базиса выполняются все условия теоремы 1, поэтому тело кватернионов обладает инволюцией, которая определяется равенством ($a, b, c, d \in \mathbf{R}$): $\overline{a + bi + cj + dk} = a - bi - cj - dk$.

Как известно [1, 3], существуют с точностью до изоморфизма три гиперкомплексные системы 2-го ранга:

(а) кольцо дуальных чисел (базис $1, \varepsilon$ с таблицей умножения $\varepsilon^2 = 0$);

(б) кольцо двойных чисел (базис $1, e$ с таблицей умножения $e^2 = 1$);

(в) поле комплексных чисел (базис $1, i$ с таблицей умножения $i^2 = -1$).

Эти системы обозначим соответственно символами Δ, \mathbf{D} и \mathbf{C} . Каждая из них коммутативна и обладает инволюцией: $\overline{a + b\varepsilon} = a - b\varepsilon$, $\overline{a + be} = a - be$, $\overline{a + bi} = a - bi$ ($a, b \in \mathbf{R}$). Наряду с системой Δ , введем в рассмотрение аналогичные системы Δ_n с базисом $1, \varepsilon_2, \dots, \varepsilon_n$ и таблицей умножения

$$\varepsilon_p \varepsilon_q = 0 \quad (p, q = 2, \dots, n). \quad (6)$$

Очевидно, что базис $1, \varepsilon_2, \dots, \varepsilon_n$ удовлетворяет

условиям теоремы 1, поэтому в Δ_n имеется инволюция, определяемая равенством

$$\overline{a_1 + a_2 \varepsilon_2 + \dots + a_n \varepsilon_n} = a_1 - a_2 \varepsilon_2 - \dots - a_n \varepsilon_n.$$

Все системы Δ_n , очевидно, коммутативны. Заметим также, что $\Delta_2 = \Delta$.

Теорема 2. Системами **D**, **C** и Δ_n ($n > 1$) исчерпываются все коммутативные гиперкомплексные системы конечного ранга, обладающие инволюцией.

Доказательство. Все гиперкомплексные системы 2-го ранга коммутативны и обладают инволюцией, поэтому предположим, что коммутативная гиперкомплексная система K , обладающая инволюцией, имеет ранг $n > 2$. Тогда в K существует базис, удовлетворяющий условиям (а), (б) и (в) теоремы 1. Из условия (б) и коммутативности умножения сразу следует, что при $p \neq q$ выполняется равенство $e_p e_q = 0$ ($p, q = 2, \dots, n$). Кроме того, из условия (а) следует $e_p^2 = a \in \mathbf{R}$, откуда при $p \neq q$ получаем $a e_q = e_p (e_p e_q) = 0$, значит, $e_p^2 = a = 0$ и, таким образом, $K = \Delta_n$. Теорема доказана.

Пользуясь этой теоремой, покажем, что не всякая гиперкомплексная система допускает инволюцию. Рассмотрим

Пример 2. Кольцо квазикватернионов есть коммутативная гиперкомплексная система 4-го ранга, обладающая базисом $1, e, f, g$ со следующей таблицей умножения: $e^2 = f^2 = g^2 = 1$, $ef = fe = g$, $fg = gf = e$, $ge = eg = f$. Легко убедиться, что если квазикватернион $x = a + be + cf + dg$ отличен от нуля, то и $x^2 \neq 0$. Поэтому в данной системе не существует базиса, таблица умножения для которого имела бы вид (б), а значит, данная система не изоморфна Δ_4 и, согласно теореме 2, не имеет инволюции.

Из теоремы 2 вытекает, что гиперкомплексные системы с инволюцией ранга $n > 2$, отличные от Δ_n , все некоммутативные. Такие системы существуют, как показывает следующая

Теорема 3. Для любого натурального $n > 2$ существует некоммутативная гиперкомплексная

система ранга n , обладающая инволюцией.

Доказательство. Пусть линейное пространство над полем \mathbf{R} имеет базис $1, e_2, \dots, e_n$ ($n > 2$). Зададим умножение базисных элементов равенствами:

$$e_2^2 = 1; \quad e_p^2 = 0, \quad e_2 e_p = -e_p e_2 = e_p \quad \text{при } p > 2;$$

$$e_p e_q = 0 \quad \text{при } p > 2, \quad q > 2.$$

Легко проверяется, что $(e_p e_q) e_r = e_p (e_q e_r)$ при всех $p, q, r = 2, 3, \dots, n$, откуда следует, что введенное умножение превращает данное пространство в гиперкомплексную систему ([1], теорема 1 в §1). Также нетрудно убедиться в том, что для базисных элементов выполняются все требования теоремы 1. Применяя эту теорему, получаем, что рассматриваемая система имеет инволюцию, задаваемую равенством

$$\overline{a_1 + a_2 e_2 + \dots + a_n e_n} = a_1 - a_2 e_2 - \dots - a_n e_n.$$

Теорема доказана.

Заметим, что в отличие от коммутативного случая некоммутативная система данного ранга $n > 2$, обладающая инволюцией, не единственна. Например, при $n = 4$ конструкция, указанная в доказательстве теоремы 3, приводит к гиперкомплексной системе 4-го ранга, обладающей инволюцией и неизоморфной, как легко видеть, телу кватернионов (пример 1). Поэтому остается задача описания всех некоммутативных гиперкомплексных систем конечного ранга с инволюцией. Для одного весьма частного (но важного) вида инволюций эта задача решена в работе американского математика Алберта [4].

Список литературы

1. Козиоров Ю.Н. Гиперкомплексные системы: Учеб.-метод. пособие. — Череповец: ЧГУ, 1998.
2. Розенфельд Б.А. Неевклидова геометрия. — М.: Гостехиздат, 1955.
3. Яглом И.М. Комплексные числа. — М.: Физматгиз, 1963.
4. Albert A.A. Quadratic forms permitting composition // Ann. of Math. — 1942. — 43. — P. 161–177.

ОБ ОБРАТНОЙ СПЕКТРАЛЬНОЙ ЗАДАЧЕ ДЛЯ ПОЛОЖИТЕЛЬНЫХ СТОХАСТИЧЕСКИХ МАТРИЦ

Введение

Пусть $M_n(\mathbb{R})$ – множество вещественных $n \times n$ -матриц [1].

Определение 1 [1]. Пусть $A \in M_n(\mathbb{R})$ и $x \in \mathbb{C}^n$. Рассмотрим уравнение

$$Ax = \lambda x, \quad x \neq 0,$$

где λ – число. Если λ и ненулевой вектор x удовлетворяют данному уравнению, то λ называется *собственным значением* матрицы A , а x – *собственным вектором* матрицы A , отвечающим λ .

Определение 2 [1]. Совокупность всех собственных значений $\lambda \in \mathbb{C}$ матрицы $A \in M_n(\mathbb{R})$ называется *спектром* матрицы A и обозначается через $\sigma(A)$. Неотрицательное вещественное число $\rho(A) = \max \{ |\lambda| : \lambda \in \sigma(A) \}$ называется *спектральным радиусом* матрицы A .

Определение 3 [1]. Пусть $A = (a_{ij}) \in M_n(\mathbb{R})$. Будем писать $A \geq 0$, если $a_{ij} \geq 0$ для всех i, j ; $A > 0$, если $a_{ij} > 0$ для всех i, j . Матрица A называется *неотрицательной*, если $A \geq 0$, и *положительной*, если $A > 0$.

Определение 4 [1]. Матрица $A = (a_{ij}) \in M_n(\mathbb{R})$ называется *верхней треугольной*, если $a_{ij} = 0$ при $j < i$. Матрица $A \in M_n(\mathbb{R})$, имеющая вид

$$A = \begin{pmatrix} A_1 & & & * \\ & A_2 & & \\ & & \ddots & \\ 0 & & & A_l \end{pmatrix},$$

где $A_i \in M_{n_i}(\mathbb{R})$, $i = 1, \dots, l$, $n_1 + \dots + n_l = n$ и

* обозначает произвольные элементы, называется *верхней блочно-треугольной*.

Определение 5 [1, 2]. Пусть $A = (a_{ij}) \in M_n(\mathbb{R})$. Говорят, что A – матрица со *строгим диагональным преобладанием по строкам*, если

$$|a_{ii}| > \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^n |a_{ij}|, \quad i = 1, \dots, n.$$

Пусть A^T – матрица со строгим диагональным преобладанием по строкам, тогда A – матрица со *строгим диагональным преобладанием по столбцам*.

Определение 6 [3]. Матрица $A \in M_n(\mathbb{R})$ называется ω -*стохастической* (или *обобщенной стохастической*), если она неотрицательна и ее строчные суммы равны ω , где $\omega > 0$. Если $\omega = 1$, то A называется *стохастической*.

Обозначение [1]. Символ I используется для обозначения единичной матрицы произвольного размера.

В работе [4] была поставлена так называемая обратная спектральная задача: для заданных комплексных чисел $\lambda_1, \dots, \lambda_n$ найти необходимые и достаточные условия существования стохастической матрицы, собственные значения которой равны $\lambda_1, \dots, \lambda_n$.

В работе [5] обратная спектральная задача для неотрицательных обобщенных стохастических матриц решена для заданного спектра, состоящего из вещественных и комплексных собственных значений. Приведем три теоремы из указанной работы.

Теорема 1 [5]. Пусть числа $\lambda_1 \geq \dots \geq \lambda_n$, $a_1 \geq \dots \geq a_n$ (≥ 0) удовлетворяют условиям

$$\sum_{i=1}^s \lambda_i \geq \sum_{i=1}^s a_i, \quad s = 1, \dots, n-1,$$

$$\sum_{i=1}^n \lambda_i = \sum_{i=1}^n a_i,$$

$$\lambda_k \leq a_{k-1}, \quad k = 2, \dots, n-1.$$

Тогда существует неотрицательная симметричная матрица с собственными значениями $\lambda_1, \dots, \lambda_n$ и диагональными элементами a_1, \dots, a_n .

Теорема 2 [5]. Пусть числа $\lambda_1, \dots, \lambda_n, a_1, \dots, a_n$ удовлетворяют условиям:

$$\begin{aligned} a_i &\geq 0, \quad i = 1, \dots, n, \\ a_1 &= \max a_i, \\ \lambda_j &\leq a_j, \quad j = 2, \dots, n, \\ \sum_{i=1}^n \lambda_i &= \sum_{i=1}^n a_i. \end{aligned}$$

Тогда существует неотрицательная симметричная матрица с собственными значениями $\lambda_1, \dots, \lambda_n$ и диагональными элементами a_1, \dots, a_n .

Теорема 3 [5]. Пусть $\lambda_1, \dots, \lambda_n$ – вещественные числа и z_1, \dots, z_k – комплексные числа. Предположим, что a_1, \dots, a_n – множество вещественных чисел, удовлетворяющих одной из двух предыдущих теорем. Пусть $z_j = \alpha_j + i\beta_j$. Если σ перестановка $\{1, \dots, n\}$ такая, что

- (1) если $\alpha_j \geq 0$, $2|\beta_j| + \alpha_j \leq a_{\sigma(j)}$,
- (2) если $\alpha_j < 0$, $2 \max(|\alpha_j|, |\beta_j|) \leq a_{\sigma(j)}$,

то существует $(n+2k)$ -квадратная λ_1 -стохастическая матрица с собственными значениями $\lambda_1, \dots, \lambda_n, z_1, \dots, z_k, \bar{z}_1, \dots, \bar{z}_k$.

Пусть A – верхняя блочно-треугольная неотрицательная матрица из $M_n(\mathbb{R})$ с блоками $A_i \in M_{n_i}(\mathbb{R})$, $i = 1, \dots, l$, $n_1 + \dots + n_l = n \geq 2$, $A_i = \rho(A) = \lambda_n > 0$. В теореме 2 данной работы получены достаточные условия преобразования матрицы A в положительную λ_n -стохастическую матрицу $S^{-1}AS = B \in M_n(\mathbb{R})$ с помощью невырожденных матриц S и S^{-1} , определяемых (1.2). Этими условиями являются: (1) положительность элементов последнего столбца матрицы A ; (2) строгое диагональное преобладание по строкам и по столбцам матриц $\lambda_n I - A_i$, $i = 1, \dots, l - 1$.

В теореме 2 блоки A_1, \dots, A_{l-1} могут быть отрицательными матрицами с предписанным спектром, например, неотрицательная симметричная матрица в теореме 2 [5], λ_1 -стохастическая матрица в теореме 3 [5], неотрицательные матрицы в [6] (см. замечание).

В теореме 1 данной работы устанавливается существование положительной λ_n -стохастической

матрицы B из $M_n(\mathbb{R})$ с заданным спектром, где $\lambda_n > 0$, $\lambda_1, \dots, \lambda_n$ – неотрицательные числа и $n \geq 2$. Предполагается, что $\lambda_i < \lambda_n$, $i = 1, \dots, n - 1$. Матрица $B = S^{-1}AS$ получается из верхней треугольной неотрицательной матрицы $A \in M_n(\mathbb{R})$ с положительным последним столбцом, с числами $\lambda_1, \dots, \lambda_n$ на диагонали и остальными элементами, равными нулю.

§ 1. Преобразование верхней треугольной неотрицательной матрицы в положительную стохастическую матрицу

Теорема 1. Пусть $\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_{n-1}$ – неотрицательные числа, $\lambda_n > 0$ и $n \geq 2$. Предположим, что

$$\lambda_i < \lambda_n, \quad i = 1, \dots, n - 1. \quad (1.1)$$

Тогда существует положительная λ_n -стохастическая матрица из $M_n(\mathbb{R})$ с собственными значениями $\lambda_1, \dots, \lambda_n$.

Доказательство. Пусть A – верхняя треугольная неотрицательная матрица из $M_n(\mathbb{R})$, элементы $a_{1n}, \dots, a_{n-1,n}$ последнего столбца которой положительны, на диагонали находятся неотрицательные числа $\lambda_1, \dots, \lambda_n$ и остальные ее элементы равны нулю. Принимая во внимание

$$\begin{aligned} S &= \begin{pmatrix} 1 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ 0 & 1 & \dots & 0 & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & \dots & 1 & 0 \\ \alpha_{1n} & \alpha_{1,n-1} & \dots & \alpha_{12} & 1 \end{pmatrix}, \\ S^{-1} &= \begin{pmatrix} 1 & 0 & \dots & 0 & 0 \\ 0 & 1 & \dots & 0 & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & \dots & 1 & 0 \\ -\alpha_{1n} & -\alpha_{1,n-1} & \dots & -\alpha_{12} & 1 \end{pmatrix}, \quad (1.2) \end{aligned}$$

перейдем от матрицы A к матрице $B = S^{-1}AS$ и докажем, что можно выбрать положительные числа $\alpha_{12}, \dots, \alpha_{1n}$ и $a_{1n}, \dots, a_{n-1,n}$ таким образом, чтобы B была положительной λ_n -стохастической матрицей, если выполняются требования (1.1).

Матрица B записывается в виде

$$B = \begin{pmatrix} \lambda_1 + \alpha_{1n} a_{1n} & \alpha_{1,n-1} a_{1n} & \dots & \alpha_{12} a_{1n} & a_{1n} \\ \alpha_{1n} a_{2n} & \lambda_2 + \alpha_{1,n-1} a_{2n} & \dots & \alpha_{12} a_{2n} & a_{2n} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ \alpha_{1n} a_{n-1,n} & \alpha_{1,n-1} a_{n-1,n} & \dots & \lambda_{n-1} + \alpha_{12} a_{n-1,n} & a_{n-1,n} \\ \alpha_{1n} (\lambda_n - \lambda_1 - a) & \alpha_{1,n-1} (\lambda_n - \lambda_2 - a) & \dots & \alpha_{12} (\lambda_n - \lambda_{n-1} - a) & \lambda_n - a \end{pmatrix},$$

где $a = \alpha_{1n} a_{1n} + \alpha_{1,n-1} a_{2n} + \dots + \alpha_{12} a_{n-1,n}$.

Положим

$$\alpha_{12} + \dots + \alpha_{1n} = t > 0, \quad \alpha_{12} = \dots = \alpha_{1n} = \frac{t}{n-1},$$

$$b = a_{1n} + \dots + a_{n-1,n}.$$

Рассмотрев элементы матрицы B , запишем условие ее положительности

$$t < (n-1) \cdot \min \left(\frac{\lambda_n - \lambda_1}{a}, \frac{\lambda_n - \lambda_2}{a}, \dots, \frac{\lambda_n - \lambda_{n-1}}{a} \right) \quad (1.3)$$

и условия ее λ_n -стохастичности

$$\begin{aligned} a_{1n} &= \frac{\lambda_n - \lambda_1}{1+t}, \quad a_{2n} = \frac{\lambda_n - \lambda_2}{1+t}, \dots, \\ a_{n-1,n} &= \frac{\lambda_n - \lambda_{n-1}}{1+t}, \end{aligned} \quad (1.4)$$

принимая во внимание (1.1).

Проверим, что можно выбрать положительное значение параметра t , такое, что выполняются (1.3) и (1.4). В самом деле, объединив (1.4) и (1.3), получим неравенство

$$\frac{t}{1+t} < (n-1) \cdot \min \left(\frac{\lambda_n - \lambda_1}{\lambda_n - \lambda_1 + \dots + \lambda_n - \lambda_{n-1}}, \dots, \frac{\lambda_n - \lambda_{n-1}}{\lambda_n - \lambda_1 + \dots + \lambda_n - \lambda_{n-1}} \right).$$

Очевидно, что существует положительное значение параметра t , которое удовлетворяет последнему неравенству. Тогда существуют положительные числа $\alpha_{12}, \dots, \alpha_{1n}, a_{1n}, \dots, a_{n-1,n}$ и B является

положительной λ_n -стохастической матрицей. •

§ 2. Преобразование верхней блочно-треугольной неотрицательной матрицы в положительную стохастическую матрицу

Теорема 2. Пусть A — верхняя блочно-треугольная неотрицательная матрица из $M_n(\mathbb{R})$ с блоками $A_i \in M_{n_i}(\mathbb{R}), i = 1, \dots, l, n_1 + \dots + n_l = n \geq 2$ и пусть $A_i = p(A) = \lambda_n > 0$. Пусть элементы $a_{1n}, \dots, a_{n-1,n}$ последнего столбца матрицы A положительны и остальные ее элементы равны нулю (за исключением элементов блоков). Предположим, что матрицы $\lambda_n I - A_i, i = 1, \dots, l-1$, являются матрицами со строгим диагональным преобладанием по строкам и по столбцам. Тогда существует невырожденная матрица $S \in M_n(\mathbb{R})$, такая, что $S^{-1} A S = B$ является положительной λ_n -стохастической матрицей.

Доказательство. Принимая во внимание (1.2), от матрицы A перейдем к матрице $B = S^{-1} A S$ и докажем, что можно выбрать положительные числа $\alpha_{12}, \dots, \alpha_{1n}$ и $a_{1n}, \dots, a_{n-1,n}$ таким образом, что B — положительная λ_n -стохастическая матрица, если выполняются требования данной теоремы относительно матриц $\lambda_n I - A_i, i = 1, \dots, n-1$.

Убедимся в этом, рассмотрев частный случай матрицы $A \in M_6(\mathbb{R})$ с двумя блоками

$$A_1 = \begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} \end{pmatrix}, \quad A_2 = \begin{pmatrix} a_{44} & a_{45} \\ a_{54} & a_{55} \end{pmatrix}.$$

В общем случае рассмотрения аналогичны.

Запишем элементы последней строки матрицы $B = S^{-1} A S$:

$$\begin{aligned}
 & (\lambda_6 - a_{11}) \alpha_{16} - a_{21} \alpha_{15} - a_{31} \alpha_{14} - \alpha_{16} a; \\
 & - a_{12} \alpha_{16} + (\lambda_6 - a_{22}) \alpha_{15} - a_{32} \alpha_{14} - \alpha_{15} a; \\
 & - a_{13} \alpha_{16} - a_{23} \alpha_{15} + (\lambda_6 - a_{33}) \alpha_{14} - \alpha_{14} a; \\
 & (\lambda_6 - a_{44}) \alpha_{13} - a_{54} \alpha_{12} - \alpha_{13} a; \\
 & - a_{45} \alpha_{13} + (\lambda_6 - a_{55}) \alpha_{12} - \alpha_{12} a; \\
 & \lambda_6 - a,
 \end{aligned}$$

где $a = \alpha_{16} a_{16} + \alpha_{15} a_{26} + \dots + \alpha_{12} a_{56}$; элементы ее предыдущих строк:

$\alpha_{11} + \alpha_{16} a_{16}$	$\alpha_{12} + \alpha_{15} a_{16}$	$\alpha_{13} + \alpha_{14} a_{16}$	$\alpha_{13} a_{16}$	$\alpha_{12} a_{16}$	a_{16}
$\alpha_{21} + \alpha_{16} a_{26}$	$\alpha_{22} + \alpha_{15} a_{26}$	$\alpha_{23} + \alpha_{14} a_{26}$	$\alpha_{13} a_{26}$	$\alpha_{12} a_{26}$	a_{26}
$\alpha_{31} + \alpha_{16} a_{36}$	$\alpha_{32} + \alpha_{15} a_{36}$	$\alpha_{33} + \alpha_{14} a_{36}$	$\alpha_{13} a_{36}$	$\alpha_{12} a_{36}$	a_{36}
$\alpha_{16} a_{46}$	$\alpha_{15} a_{46}$	$\alpha_{14} a_{46}$	$a_{44} + \alpha_{13} a_{46}$	$a_{45} + \alpha_{12} a_{46}$	a_{46}
$\alpha_{16} a_{56}$	$\alpha_{15} a_{56}$	$\alpha_{14} a_{56}$	$a_{54} + \alpha_{13} a_{56}$	$a_{55} + \alpha_{12} a_{56}$	a_{56}

Рассмотрим условия положительности матрицы B :

$$\begin{aligned}
 \alpha_{16} d &< (\lambda_6 - a_{11}) \alpha_{16} - a_{21} \alpha_{15} - a_{31} \alpha_{14}, \\
 \alpha_{15} d &< -a_{12} \alpha_{16} + (\lambda_6 - a_{22}) \alpha_{15} - a_{32} \alpha_{14}, \\
 \alpha_{14} d &< -a_{13} \alpha_{16} - a_{23} \alpha_{15} + (\lambda_6 - a_{33}) \alpha_{14}, \\
 \alpha_{13} d &< (\lambda_6 - a_{44}) \alpha_{13} - a_{54} \alpha_{12}, \\
 \alpha_{12} d &< -a_{45} \alpha_{13} + (\lambda_6 - a_{55}) \alpha_{12}
 \end{aligned}$$

и условия ее λ_6 -стохастичности:

$$\begin{aligned}
 \alpha_{16} (\alpha_{12} + \dots + \alpha_{16}) &= \lambda_6 - a_{11} - a_{12} - a_{13} - a_{16}, \\
 \alpha_{26} (\alpha_{12} + \dots + \alpha_{16}) &= \lambda_6 - a_{21} - a_{22} - a_{23} - a_{26}, \\
 \alpha_{36} (\alpha_{12} + \dots + \alpha_{16}) &= \lambda_6 - a_{31} - a_{32} - a_{33} - a_{36}, \\
 \alpha_{46} (\alpha_{12} + \dots + \alpha_{16}) &= \lambda_6 - a_{44} - a_{45} - a_{46}, \\
 \alpha_{56} (\alpha_{12} + \dots + \alpha_{16}) &= \lambda_6 - a_{54} - a_{55} - a_{56},
 \end{aligned}$$

предполагая, что $\alpha_{12}, \dots, \alpha_{16}$ и a_{16}, \dots, a_{56} — положительные числа.

Положим

$$\alpha_{12} + \dots + \alpha_{16} = t > 0, \quad \alpha_{12} = \dots = \alpha_{16} = \frac{t}{5}. \quad (2.1)$$

Тогда условия λ_6 -стохастичности матрицы B дают выражения для элементов a_{16}, \dots, a_{56} последнего столбца матрицы A :

$$\begin{aligned}
 a_{16} &= \frac{\lambda_6 - a_{11} - a_{12} - a_{13}}{1+t}, \\
 a_{26} &= \frac{\lambda_6 - a_{21} - a_{22} - a_{23}}{1+t}, \\
 a_{36} &= \frac{\lambda_6 - a_{31} - a_{32} - a_{33}}{1+t}, \\
 a_{46} &= \frac{\lambda_6 - a_{44} - a_{45}}{1+t}, \\
 a_{56} &= \frac{\lambda_6 - a_{54} - a_{55}}{1+t},
 \end{aligned} \quad (2.2)$$

и $a_{i6} > 0, i = 1, \dots, 5$, если $\lambda_6 I - A_1, \lambda_6 I - A_2$ — матрицы со строгим диагональным преобладанием по строкам.

Условия положительности матрицы B сводятся к одному неравенству

$$\frac{t}{1+t} < \min \left(\frac{\lambda_6 - a_{11} - a_{21} - a_{31}}{a}, \frac{\lambda_6 - a_{12} - a_{22} - a_{32}}{a}, \frac{\lambda_6 - a_{13} - a_{23} - a_{33}}{a}, \frac{\lambda_6 - a_{44} - a_{54}}{a}, \frac{\lambda_6 - a_{45} - a_{55}}{a} \right) \quad (2.3)$$

где $d = (a_{16} + \dots + a_{56})(1 + t)$, и d не зависит от t , если учесть (2.2).

Очевидно, что существует значение параметра $t > 0$, такое, что имеет место неравенство (2.3), если $\lambda_6 I - A_1, \lambda_6 I - A_2$ — матрицы со строгим диагональным преобладанием по столбцам. Выбрав положительное значение параметра t из неравенства (2.3), получим, согласно (2.1), (2.2), значения для положительных чисел $\alpha_{12}, \dots, \alpha_{16}, a_{16}$ ($i = 1, \dots, 5$) и положительную λ_6 -стохастическую матрицу B . ●

Замечание. В [3] описывается процедура построения ω -стохастической матрицы $B = A_1 \oplus \dots \oplus A_6$, где A_i — ω_i -стохастические матрицы и $\omega = \max \omega_i$. В теореме 2 блоки A_1, \dots, A_{l-1} мо-

гут быть неотрицательными матрицами с предписанным спектром (например, это может быть неотрицательная симметричная матрица в теореме 2 [5], λ_1 -стохастическая матрица в теореме 3 [5], неотрицательная матрица в [6]). Пусть блоки A_1, \dots, A_{l-1} имеют предписанные собственные значения $\lambda_1, \dots, \lambda_{n-1}$. Тогда матрица B в теореме 2 является положительной λ_n -стохастической матрицей с предписанным спектром $\lambda_1, \dots, \lambda_n$. ○

Список литературы

1. Хори Р., Джонсон Ч. Матричный анализ. — М.: Мир, 1989.
2. Johnson C.R. Inverse M – matrices // Linear Algebra and Appl. — 1982. — V. 47. — P. 195–216.
3. Oliveira G.N. Nonnegative matrices with prescribed spectrum // Linear Algebra and Appl. — 1983. — V. 54. — P. 117–121.
4. Сулейманова Х. Стохастические матрицы с вещественными собственными значениями // Докл. АН СССР. 1949. — V. 66. — P. 343–345.
5. Graca M.M., Oliveira G.N. On the eigenvalues of stochastic matrices // Linear Algebra and Appl. — 1989. — V. 121. — P. 579–582.
6. Soto R.L. Existence and construction of nonnegative matrices with prescribed spectrum // Linear Algebra and Appl. — 2003. — V. 369. — P. 169–184.

Раздел 2

МЕТАЛЛУРГИЯ

УДК 621.771

Э.А. Гарбер

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

ОСНОВНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ И РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ НАУЧНОЙ ШКОЛЫ ЧЕРЕПОВЕЦКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО УНИВЕРСИТЕТА «ТЕОРИЯ, ТЕХНОЛОГИЯ И ОБОРУДОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ПРОКАТКИ»

В сортаменте, технологии и оборудовании прокатного производства в последние десятилетия XX века произошли крупные изменения.

В листопрокатном производстве освоены новые марки сталей, уменьшилась толщина горячекатаных и холоднокатаных полос, появились новые эффективные смазочно-охлаждающие жидкости (СОЖ), ужесточились требования к качеству продукции. Для их выполнения усовершенствованы конструкции рабочих клеток: они оснащены новыми средствами регулирования размеров и формы проката. Все эти изменения повлияли на структуру очагов деформации, в которых возросла протяженность упругих участков и изменилось соотношение между длинами зон отстаивания и опережения.

В сортопрокатном производстве также расширился марочный и размерный сортамент, при этом передовые заводы начали прокатывать сортовые профили из непрерывно-литой заготовки, что потребовало разработки новых методов анализа формоизменения металла.

Указанные изменения не могли быть учтены в классической теории прокатки, созданной в XX веке выдающимися отечественными и иностранными учеными: А.И. Целиковым, А.А. Королевым, В.С. Смирновым, А.П. Чекмаревым, И.М. Павловым, С.И. Губкиным, П.И. Полухиным, Е.С. Рокотяном, М.М. Сафьяном, А.П. Грудевым, В.Л. Робертсом, В. Тринксом, С. Экелундом, А. Надаи, Ш. Гелеи, В. Луэгом, и их учениками.

Развитие основных положений классической теории и создание основ новой теории листовой и сортовой прокатки осуществляются нашей научной школой в рамках следующих направлений:

- разработка усовершенствованных математических моделей взаимосвязанных технологических, энергосиловых и конструктивных параметров процессов горячей и холодной прокатки;
- разработка новых методов моделирования процесса дрессировки и энергосиловых параметров дрессировочных станов;
- моделирование и совершенствование процес-

сов формоизменения сортовых профилей, прокатываемых из непрерывно-литых заготовок.

В условиях изменившихся сортамента и технологии прокатного производства возникли некоторые проблемы, относящиеся к эксплуатации прокатных станов. Освоение прокатки полос из новых, более прочных марок сталей, в совокупности с уменьшением их толщины, увеличило тепловыделение в очагах деформации, что потребовало усовершенствования методов моделирования теплового режима и систем охлаждения рабочих клетей. Кроме того, в рабочих клетях возникли вибрационные процессы, нарушающие стабильность технологии, обострилась проблема стойкости прокатных валков. В классических теориях не рассматривались методы прогнозирования развития конструкции прокатных станов в зависимости от развития сортамента и технологии.

Для решения указанных проблем наша научная школа разрабатывает новые методы моделирования и эксплуатации оборудования прокатных станов. Эти разработки выполняются по следующим направлениям:

– разработка усовершенствованных математических моделей теплового режима и охлаждения валков и полосы на непрерывных широкополосных станах горячей и холодной прокатки;

– моделирование и экспериментальное исследование вибрационных процессов в рабочих клетях широкополосных станов;

– моделирование напряженно-деформированного состояния прокатных валков, разработка новых методов повышения их стойкости и эксплуатационной надежности;

– прогнозирование развития конструкции прокатных станов, в зависимости от изменений сортамента проката, требований к его качеству и тенденций технического прогресса прокатного производства.

Выполненные в рамках указанных выше направлений исследования послужили основой для разработки новых методов усовершенствования и оптимизации технологических режимов прокатки. Задачи этих разработок – повышение качества проката, экономия энергии при его производстве. Эти задачи решаются в рамках следующих тем:

1) исследование и моделирование влияния факторов технологических процессов прокатки на

характеристики качества листов и сортовых профилей;

2) моделирование взаимосвязи между режимом прокатки и расходом энергии на прокатных станах;

3) моделирование и экспериментальное исследование процессов трения 1-го и 2-го рода в рабочих клетях прокатных станов.

Ниже кратко охарактеризованы наиболее значительные научные результаты перечисленных исследований и разработок.

1. Разработаны, апробированы в промышленных условиях и опубликованы новые математические модели процессов горячей, холодной прокатки и дрессировки полос, включающие энергосиловые параметры этих процессов.

Основные отличия этих моделей от известных классических состоят в следующем:

– расчет энергосиловых параметров процессов холодной и горячей прокатки широких полос основан на упруго-пластической модели напряженно-деформированного состояния полосы в очаге деформации;

– при определении мощности прокатки учитывается противоположное направление касательных сил в зонах отстаивания и опережения очага деформации;

– при расчете мощности и момента главных двигателей рабочих клетей достоверно определяются затраты энергии на трение качения.

Указанные отличия обеспечили достоверный расчет энергосиловых параметров процессов прокатки и дрессировки со средней погрешностью 5–7 %, максимальной – 10–12 %, что в 5–6 раз меньше, чем при расчете по классическим методикам.

2. Моделирование структуры очагов деформации и энергосиловых параметров станов с помощью новых моделей позволило установить ряд существенно важных закономерностей процессов прокатки и дрессировки, ранее не известных и не рассматривавшихся в классических трудах по теории пластической деформации и прокатки.

Наиболее значительные из них:

2.1. На современных станах холодной прокатки, использующих эффективные смазочно-охлаждающие жидкости новых поколений, **зоны прилипания в очагах деформации рабочих клетей полностью отсутствуют.**

2.2. В противоположность станам холодной прокатки на широкополосных станах горячей прокатки основную часть длины очагов деформации занимают зоны прилипания:

- в чистовых клетях: 83–90 % длины;
- в черновых клетях: 98–99 % длины.

2.3. В зоне прилипания, вместо трения скольжения, между полосой и валками действует трение покоя, поэтому расчет энергосиловых параметров станов горячей и холодной прокатки должен выполняться с использованием принципиально разных моделей контактного трения:

- при холодной прокатке напряжения трения зависят от коэффициента трения скольжения;
- при горячей прокатке напряжения трения зависят от сопротивления чистому сдвигу материала полосы и от положения нейтрального сечения в очаге деформации.

2.4. При горячей прокатке в очаге деформации всегда есть нейтральное сечение, а длина зоны отставания не превышает 74 % длины пластической области. При холодной прокатке относительная длина зоны отставания составляет 64–100 %, то есть впервые установлено, что имеются такие очаги деформации, в которых зона опережения и нейтральное сечение отсутствуют. Более того, на станах холодной прокатки имеются очаги деформации с двумя нейтральными сечениями (второе – на участке упругого восстановления части толщины полосы). Подобные очаги деформации в классических моделях процессов прокатки не рассматривались, методы их идентификации отсутствовали.

2.5. При горячей прокатке мощность, затрачиваемая на трение качения в межвалковом контакте, составляет 29–68 % от суммарной мощности двигателей рабочих клеток, при холодной прокатке – до 48 %.

2.6. Установлено, что от положения нейтрального сечения в очаге деформации зависят чистота поверхности полосы и расход энергии при прокатке: с увеличением длины зоны отставания повышается чистота поверхности полосы и увеличивается расход энергии.

Эти закономерности, объясненные противоположным направлением касательных сил в зонах отставания и опережения, впервые обнаружены и доказаны в работах нашей научной школы.

3. Разработаны, апробированы в промышленных условиях и опубликованы следующие новые математические модели, характеризующие режимы эксплуатации оборудования рабочих клеток листовых станов.

3.1. Математическая модель, определяющая взаимосвязь технологических, энергосиловых параметров стана с вибрационными процессами в рабочих клетях. Ее отличие от известных (зарубежных) моделей состоит в том, что, вместо того чтобы рассматривать клеть как вибрационную систему, сформулированы условия, исключющие возникновение в клетях резонансных вибраций.

3.2. Математическая модель напряженного состояния опорных валков, подвергнутых поверхностному упрочнению. В отличие от известных она позволяет определить степень упрочнения и запас усталостной прочности валка в функции режима его упрочнения и исходной твердости бочки.

3.3. Комплекс новых балансных математических моделей теплового режима и систем охлаждения листовых станов. Отличия их от известных состоят в том, что тепловыделение учитывается в них с помощью новых моделей энергосиловых параметров, охарактеризованных выше.

3.4. Математическая модель формирования плоскостности холоднокатаных полос под воздействием факторов технологических процессов.

Многие из научных результатов, полученных коллективом научной школы, были реализованы в действующем производстве путем усовершенствований технологических процессов прокатки и методов эксплуатации прокатного оборудования, в результате чего был получен реальный экономический эффект.

По результатам работ научной школы в 2000–2007 гг. защищено 8 кандидатских диссертаций, готовятся к защите докторские диссертации. В общей сложности за этот период опубликовано 2 книги и около 60 статей. Основные научные публикации за последние 3 года (2005–2007 гг.) приведены в списке литературы к данной статье.

Список литературы

1. Гарбер Э.А. Распределение контактных напряжений по длине очага деформации при прокатке тонких широких полос // Производство проката. – 2005. – № 5. – С. 3–12.

2. Гарбер Э.А. Производство проката: Справочное издание. Т. 1. Кн. 1. Производство холоднокатаных полос и листов (сортамент, теория, технология, оборудование). – М.: Теплотехник, 2007. – 368 с.
3. Гарбер Э.А., Ганичев Р.Н., Кожевникова И.А., Ивонитов В.А., Трайно А.И. Развитие методов настройки скоростного режима непрерывных широкополосных станов // Металлы. – 2005. – № 3. – С. 43–50.
4. Гарбер Э.А., Болобанова И.Л., Трайно А.И., Дилигенский Е.В. Энергосиловые параметры шестивалковых клетей широкополосных станов // Металлы. – 2007. – № 2. – С. 50–60.
5. Гарбер Э.А., Самарин С.Н., Трайно А.И., Ермилов В.В. Моделирование трения качения в рабочих клетях широкополосных станов // Металлы. – 2007. – № 2. – С. 36–43.
6. Гарбер Э.А., Шалаевский Д.Л., Кожевникова И.А., Трайно А.И. Моделирование напряженного состояния полосы при холодной прокатке в очаге деформации с двумя нейтральными сечениями // Металлы. – 2007. – № 4. – С. 41–53.
7. Гарбер Э.А., Кожевникова И.А., Тарасов П.А. Уточненный расчет мощности двигателей главного привода широкополосных станов горячей прокатки // Производство проката. – 2007. – № 10. – С. 5–12.
8. Гарбер Э.А., Шебанин Э.Н., Дилигенский Е.В., Побегайло О.А., Медведев Н.П. Оптимизация структуры очагов деформации на стане 1700 // Сталь. – 2007. – № 1. – С. 48–51.
9. Garber E.A., Kozhevnikova I.A., Tarasov P.A., Zavrzhnov A.A., Traino A.I. Simulation of Contact Stresses and Forces during Hot Rolling of Thin Wide Strips with Allowance for a Stick Zone and Elastic Regions in the Deformation Zone // Russian Metallurgy. – Vol. 2007. – No 2. – P. 112–119 (Изд. США).
10. Гарбер Э.А., Кожевникова И.А., Трайно А.И., Кузнецов В.В., Павлов С.И. Новые методы моделирования процессов холодной прокатки, обеспечивающие улучшение качества холоднокатаных листов, экономию энергии и увеличение скорости непрерывных станов. Novel Methods for Cold Rolling Process Modeling, Providing Cold Rolled Strip Quality Improvement, Energy Savings and Continuous Mill Rolling Speed Increase // Машины, технологии, материалы (международный журнал) Machines, Technologies, Materials (international journal). – 2007. – № 2–3. – С. 108–111.
11. Гарбер Э.А., Ганичев Р.Н., Кожевникова И.А. Совершенствование настройки скоростного режима непрерывных станов холодной прокатки // Производство проката. – 2005. – № 4.
12. Луценко А.Н., Монид В.А., Гарбер Э.А., Трайно А.И., Виноградов А.И. Технологические особенности производства сортового проката из непрерывно-литых заготовок // Производство проката. – 2005. – № 1.
13. Гарбер Э.А., Виноградов А.И., Трайно А.И., Максимов С.В. Исследование технологии волочения титановой проволоки с высоким качеством поверхности // Производство проката. – 2005. – № 10.
14. Гарбер Э.А., Ермилов В.В. Установка и методика экспериментального исследования трения качения в межвалковом контакте рабочих клетей листовых станов // Производство проката. – 2005. – № 2.
15. Гарбер Э.А., Тимофеева М.А., Кожевникова И.А., Кузнецов В.В. Методика расчета энергосиловых параметров процесса дрессировки // Производство проката. – 2005. – № 5.
16. Гарбер Э.А., Тимофеева М.А., Трайно А.И., Кожевникова И.А. Моделирование энергосиловых параметров дрессировочных станов // Металлы. – 2006. – № 2.
17. Гарбер Э.А., Гусаров В.О., Ивонитов В.А., Трайно А.И., Кузнецов В.В. Исследование и моделирование теплового режима непрерывного стана холодной прокатки // Металлы. – 2005. – № 1. – С. 48–57.
18. Garber E.A., Bolobanova N.L., Traino A.I., Diligenskii E.V. Energy-Force Parameters of Six-High Stands in Wide-Strip Rolling Mills // Russian Metallurgy. – Vol. 2007. – No 1. – P. 41–50 (Изд. США).
19. Гарбер Э.А., Самарин С.Н., Ермилов В.В., Трайно А.И. Исследование трения качения в рабочих клетях кварто на натурной модели валкового узла // Металлы. – 2007. – № 3. – С. 27–32.
20. Garber E.A., Shalaevskii D.L., Kozhevnikova I.A., Traino A.I. Simulation of the State of Stress in a Strip in a Deformation Zone with Two Neutral Sections during Cold Rolling // Russian Metallurgy. – Vol. 2007. – No 4. – P. 41–53 (Изд. США).
21. Garber E.A., Samarin S.N., Traino A.I., Ermilov V.V. Simulation of Rolling Friction in the Working Stands of Wide-Strip Mills // Russian Metallurgy. – Vol. 2007. – No 2. – P. 36–43 (Изд. США).

УДК 621.771.014–415

Э.А. Гарбер, И.А. Кожевникова, П.А. Тарасов
ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

НОВЫЙ МЕТОД ЭНЕРГОСИЛОВОГО РАСЧЕТА ШИРОКОПОЛОСНЫХ СТАНОВ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ

Одна из тенденций современного листопрокатного производства – уменьшение толщины горя-

чекатаных широких стальных полос до 0,8–1,5 мм. Большинство действующих широкополосных ста-

нов горячей прокатки (ШПСГП) не были рассчитаны на выпуск полос такой толщины, поэтому актуальность приобрела задача анализа технических возможностей ШПСГП и их оборудования, в том числе – валков, разработки эффективных технологических режимов работы этих станов, обеспечивающих стабильное производство полос указанных минимальных толщин и высокое качество продукции.

Решение этой задачи может быть выполнено путем моделирования технологических режимов и энергосиловых параметров ШПСГП, однако известные, в том числе классические, методики расчета энергосиловых параметров [1], [2] не учитывали особенности напряженно-деформированного состояния металла в очаге деформации при горячей прокатке тонких полос.

Одна из особенностей состоит в том, что большую часть (83–99 %) протяженности очага деформации рабочей клетки широкополосного стана горячей прокатки занимает зона прилипания, которая, как известно из классической теории прокатки [1], возникает в той части длины очага деформации, где касательные контактные напряжения τ_x , возрастающие пропорционально нормальным контактным напряжениям p_x по закону трения $\tau_x = \mu p_x$ (μ – коэффициент трения в очаге деформации), достигают максимально возможной величины $\tau_{x \max} = \tau_s$ (τ_s – сопротивление чистому сдвигу материала полосы). Расчеты показали, что даже средние значения касательных напряжений в очаге деформации, вычисленные по закону трения $\tau_{cp} = \mu p_{cp}$, превышают сопротивление чистому сдвигу материала полосы в 1,5–2,5 раза [3].

Характерная особенность условий трения в зоне прилипания состоит в том, что в ней нормальные и касательные контактные напряжения практически не зависят от коэффициента трения скольжения, а зависят от сопротивления чистому сдвигу материала полосы и разности между скоростью полосы $v_{x \text{ ср}}$ (средней в поперечных сечениях) и окружной скоростью бочки валков v_b . Следовательно, использование закона Амонтона для расчета изменения касательных напряжений по длине очага деформации, принятое в большинстве классических методик, не отражает реальных процессов трения при горячей прокатке. Выполненный нами анализ показал [3], [5], что в зоне

прилипания касательные напряжения адекватно могут быть выражены следующей зависимостью:

$$\tau_x = \tau_s \left(\frac{h_x - h_n}{h_{1упр} - h_n} \right), \quad (1)$$

где h_n – толщина полосы в нейтральном сечении; $h_{1упр} = h_{i-1} - \Delta h_{1упр}$ – толщина полосы на границе первого упругого и пластического участков; h_{i-1} – толщина полосы на входе в i -ю рабочую клетку;

$\Delta h_{1упр} = h_{i-1} \frac{\sigma_{ф.пл}}{E_n}$ – максимальная упругая де-

формация полосы в конце первого упругого участка; $\sigma_{ф.пл}$ – среднее значение сопротивления деформации полосы на пластическом участке очага деформации; E_n – модуль упругости материала полосы.

Из выражения (1) видно, что максимальное значение $\tau_x = \tau_s$ находится в начале пластической зоны (совпадающей с началом зоны прилипания). В нейтральном сечении ($h_x = h_n$) $\tau_x = 0$, а за нейтральным сечением (в зоне опережения) τ_x вновь возрастает по абсолютной величине, меняя направление на противоположное. Разность $(h_x - h_n)$ в формуле (1) характеризует «скоростной напор», то есть разность скоростей ($v_{xcp} - v_b$), меняющую направление (и знак) после прохождения полосой нейтрального сечения.

Другая существенная особенность очагов деформации широкополосных станов горячей прокатки, относящаяся преимущественно к последним клеткам чистовых групп, – значительная протяженность упругих участков этих очагов, особенно второго упругого участка, где происходит восстановление части толщины полосы. В первых клетках чистовых групп доля длины этих участков от общей длины очага деформации составляет 1–2 %, а в последних клетках она увеличивается до 15–17 %. На этих участках имеет место трение скольжения, и касательные контактные напряжения описываются законом трения $\tau_x = \mu p_x$.

Следовательно, достоверные результаты моделирования напряженно-деформированного состояния тонких полос при горячей прокатке на широкополосных станах могут быть получены лишь на основе упругопластической модели очага деформации.

Большое значение для расчета контактных напряжений имеет модель сопротивления деформации полосы. Нами принята модель сопротивления деформации, согласно которой на упругих участках сопротивление деформации изменяется линейно (по закону Гука), на пластическом – принято приближенно постоянным ($\sigma_{ф.пл}$), поскольку при горячей прокатке наряду с процессами упрочнения металла происходят процессы его рекристаллизации. После детального анализа известных формул для расчета $\sigma_{ф.пл}$ за основу была принята формула Л.В. Андреюка [2] как наиболее достоверная:

$$\sigma_{ф.пл} = S \sigma_{од} u^a (10\varepsilon_{\Sigma i})^b (t_i / 1000)^c,$$

где S, a, b, c – постоянные числа, определяемые для каждой марки стали по результатам испытаний на пластометре; $\sigma_{од}$ – базисное значение сопротивления деформации, $\varepsilon_{\Sigma i}$ – суммарное относительное обжатие за i проходов; t_i – температура полосы на выходе из i -й клетки.

Указанная модель определения сопротивления деформации является существенно важным отличием излагаемой методики от классических [1], [2], в которых величина $\sigma_{ф.пл}$ при горячей прокатке принимается постоянной по всей длине очага деформации, без учета влияния упругих участков, где средние значения сопротивления деформации равны $\sigma_{ф.пл} / 2$.

Исходя из принятых исходных данных и сделанных допущений, расчет контактных напряжений в очаге деформации выполнен отдельно для двух упругих участков и одного пластического.

Для этого, основываясь на плоской схеме напряженно-деформированного состояния, справедливой для тонкой широкой полосы, на каждом участке составили систему трех уравнений относительно переменных напряжений $p_x(h_x)$, $\tau_x(h_x)$ и $\sigma_x(h_x)$, где $\sigma_x(h_x)$ – сжимающие нормальные напряжения, параллельные оси прокатки:

- дифференциальное уравнение равновесия полосы;
- уравнение упругости (на упругих участках) или пластичности (в зоне прилипания);
- уравнение, выражающее закон изменения напряжений трения: на упругих участках – закон

Амонтона – Кулона; на пластическом – выражение (1), единое для зон отстаивания и опережения.

Каждая система уравнений сведена к одному дифференциальному уравнению первого порядка относительно нормальных контактных напряжений $p_x(h_x)$, решив которое при реальных граничных условиях, для каждого участка очага деформации получили расчетную формулу $p_x(h_x)$ (табл. 1).

Таблица 1

Формулы для расчета переменных значений нормальных контактных напряжений $p_x(h_x)$

Участок	Формула $p_x(h_x)$
Участок упругого сжатия длиной $x_{1упр}$	$p_x = 1,15 E_{II} \left\{ \frac{1}{\delta_{i-1}} - \frac{2}{\delta_{i-1} + 1} \left(\frac{h_x}{h_{i-1}} \right) + \left(\frac{h_{i-1}}{h_x} \right)^{\delta_{i-1}} \left[\frac{\delta_{i-1} - 1}{(\delta_{i-1} + 1)\delta_{i-1}} - \frac{\sigma_{i-1}}{1,15 E_{II}} \right] \right\},$ <p>где $\delta_{i-1} = \frac{\mu_i}{\text{tg}\alpha/2}$</p>
Пластический участок длиной $x_{пл}$	$p_x = 1,15 \sigma_{ф} \left[\frac{0,5 (h_{1упр} - h_x)}{\text{tg}\alpha/2 (h_{1упр} - h_n)} + \left(1 + \frac{0,5 h_n}{\text{tg}\alpha/2 (h_{1упр} - h_n)} \right) + (\ln h_x - \ln h_{1упр}) + \frac{p_{1упр}}{1,15 \sigma_{ф}} \right]$
Участок упругого восстановления длиной x_2	$p_x = 1,15 E_{II} \left\{ \frac{1}{\delta_i} - \frac{2}{\delta_i + 1} \left(\frac{h_x}{h_i} \right) + \left(\frac{h_i}{h_x} \right)^{\delta_i} \left[\frac{\delta_i - 1}{(\delta_i + 1)\delta_i} - \frac{\sigma_i}{1,15 E_{II}} \right] \right\},$ <p>где $\delta_i = \frac{\mu_i}{\text{tg}\beta}$</p>

Примечание. h_i – толщина полосы на выходе из i -й клетки; σ_{i-1}, σ_i – заднее и переднее удельные натяжения. $p_{1упр}$ – значение нормального контактного напряжения, рассчитанное по уравнению $p_x(h_x)$ для первого упругого участка в сечении, где $h_x = h_{1упр}$. Углы α и β вычислены по формулам, полученным ранее для очагов деформации станом холодной прокатки [4].

В качестве граничных условий на входе и выходе очага деформации использовали заданные удельные натяжения полосы σ_{i-1} , σ_i . В качестве граничного условия для зоны прилипания использовали значение $p_x(h_x)$, рассчитанное для первого упругого участка в сечении, где $h_x = h_{1упр}$.

Выражение для расчета толщины полосы в нейтральном сечении получили, приравняв выражения $p_x(h_x = h_{2упр})$ для зоны прилипания и для второго упругого участка:

$$h_n = \frac{2h_{1упр} \operatorname{tg}\alpha/2 \left((p_{2упр} - p_{1упр}) / 1,15\sigma_\phi - \ln h_{2упр} + \ln h_{1упр} \right) - h_{1упр} + h_{2упр}}{2 \operatorname{tg}\alpha/2 \left((p_{2упр} - p_{1упр}) / 1,15\sigma_\phi - \ln h_{2упр} + \ln h_{1упр} \right) - \ln h_{1упр} + \ln h_{2упр}}$$

где $p_{2упр}$ – значение нормального контактного напряжения, рассчитанное по уравнению $p_x(h_x)$ для второго упругого участка в сечении $h_x = h_{2упр} = h_n - \Delta h_{2упр}$.

Формулы для расчета средних значений нормальных контактных напряжений на каждом участке, полученные путем интегрирования выражений $p_x(h_x)$, приведены в табл. 2.

По известным средним значениям напряжений

на каждом из трех участков для всего очага деформации среднее нормальное контактное напряжение и усилие прокатки вычисляют по формулам:

$$P_{срi} = \frac{1}{l_{ci}} (p_1 x_{1упр} + p_2 x_{пл} + p_3 x_2), \quad P_i = P_{срi} l_{ci} b,$$

где l_{ci} – длина очага деформации; b – ширина полосы (без учета уширения).

Изложенную методику реализуют с помощью итерационного алгоритма, в котором в качестве первого приближения $P_{срi}$ может быть принято:

$$P_{срi} = \sigma_{\phi, пл}.$$

Мощность прокатки определяется с учетом работы нормальных и касательных сил, вычисленных отдельно в горизонтальном (вдоль оси прокатки) и вертикальном (перпендикулярно оси прокатки) направлениях и отдельно для каждого участка очага деформации (см. рисунок) [5].

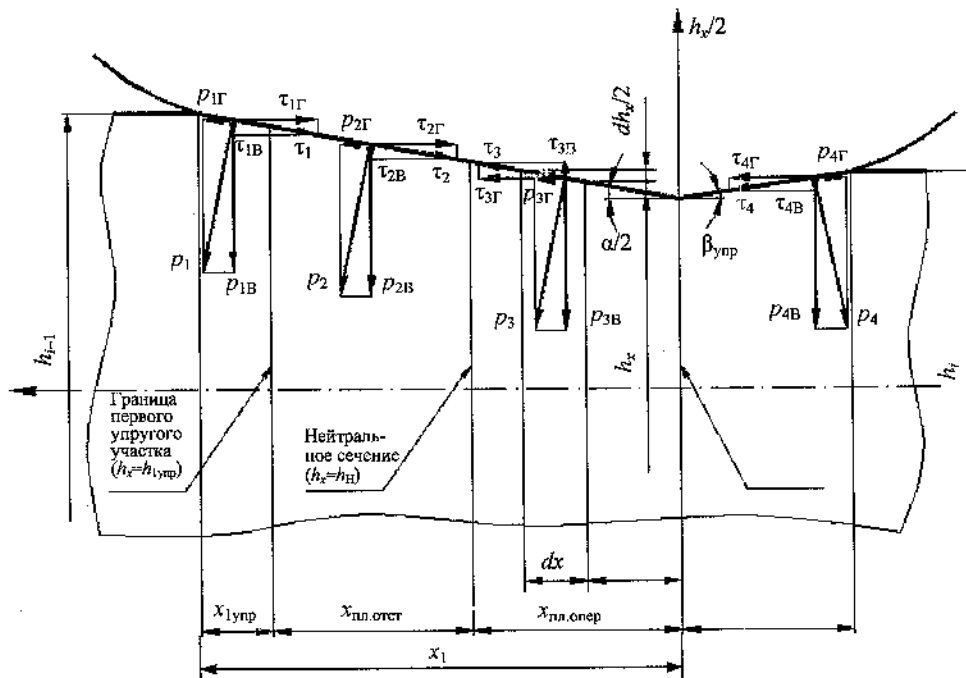
В качестве нормальных контактных напряжений используют их средние значения для каждого участка очага деформации (табл. 2).

Средние значения касательных напряжений на

Таблица 2

Формулы средних значений нормальных контактных напряжений

Участок	Формула
Упругий участок длиной $x_{1упр}$	$P_1 = 1,15E_n \left\{ \frac{1}{\delta_{i-1}} + \frac{L}{\delta_{i-1} + 1} \left[\left(\frac{\delta_{i-1} - 1}{(\delta_{i-1} + 1)\delta_{i-1}} - \frac{\sigma_{i-1}}{1,15E_n} \right) (D^{\delta_{i-1} + 1} - 1) - 2 \ln D \right] \right\},$ <p>где $L = \frac{E_n - \sigma_{\phi, пл}}{\sigma_{\phi, пл}}$, $D = \frac{E_n}{E_n - \sigma_{\phi, пл}}$</p>
Зона прилипания длиной $x_{пл}$	$P_2 = \frac{1,15\sigma_\phi}{h_{2упр} - h_{1упр}} \left\{ \left[1 + \frac{0,5}{\operatorname{tg}\alpha/2} \frac{h_n}{(h_{1упр} - h_n)} \right] [h_{2упр} (\ln h_{2упр} - 1) - h_{1упр} (\ln h_{1упр} - 1)] - \right.$ $\left. \frac{0,25 (h_{2упр}^2 - h_{1упр}^2)}{\operatorname{tg}\alpha/2 (h_{1упр} - h_n)} + \frac{p_{1упр}}{1,15\sigma_\phi} + \frac{0,5}{\operatorname{tg}\alpha/2} \frac{h_{1упр}}{(h_{1упр} - h_n)} - \right.$ $\left. - \left[1 + \frac{0,5}{\operatorname{tg}\alpha/2} \frac{h_n}{(h_{1упр} - h_n)} \right] \ln h_{1упр} (h_{2упр} - h_{1упр}) \right\}$
Упругий участок длиной x_2	$P_3 = 1,15E_n \left\{ \frac{1}{\delta_i} + \frac{L}{\delta_i + 1} \left[\left(\frac{\delta_i - 1}{(\delta_i + 1)\delta_i} - \frac{\sigma_i}{1,15E_n} \right) (D^{\delta_i + 1} - 1) - 2 \ln D \right] \right\}$



Расчетная схема к определению мощности прокатки с учетом работы сил трения и упругопластической модели очага деформации

упругих участках вычисляются на основе закона трения Амонтона – Кулона:

$$\tau_1 = \mu_1 P_1, \quad (2)$$

$$\tau_4 = -\mu_4 P_4. \quad (3)$$

Знак минус в выражении (3) указывает на противоположное по отношению к первому участку направление касательных напряжений, так как второй упругий участок находится в зоне опережения.

По той же причине средние значения касательных напряжений на пластическом участке определяют в каждой из зон отдельно путем интегрирования в соответствующих границах выражения (1):

в зоне отставания:

$$\tau_2 = \tau_s / 2; \quad (4)$$

в зоне опережения:

$$\tau_3 = -\frac{\tau_s}{2} \left(\frac{h_N - h_{2\text{упр}}}{h_{1\text{упр}} - h_N} \right). \quad (5)$$

Выражения удельных работ прокатки, совершаемых валками на каждом из участков очага деформации, приведены в табл. 3.

Таблица 3

Расчетные формулы удельных работ прокатки полосы, совершаемых валками на каждом участке очага деформации

Участок	Формула
Упругий участок длиной \$x_{1\text{упр}}\$	$a_1 = \tau_1 \left(\frac{1}{\text{tg} \frac{\alpha}{2}} + \text{tg} \frac{\alpha}{2} \right) \ln \frac{h_{i-1}}{h_{1\text{упр}}}$
Зона отставания длиной \$x_{\text{пл.отст}}\$	$a_2 = \frac{\tau_s}{2} \left(\frac{1}{\text{tg} \frac{\alpha}{2}} + \text{tg} \frac{\alpha}{2} \right) \ln \frac{h_{1\text{упр}}}{h_N}$
Зона опережения длиной \$x_{\text{пл.опер}}\$	$a_3 = -\frac{\tau_s}{2} \left(\frac{h_N - h_{2\text{упр}}}{h_{1\text{упр}} - h_N} \right) \left(\frac{1}{\text{tg} \frac{\alpha}{2}} + \text{tg} \frac{\alpha}{2} \right) \times \ln \frac{h_N}{h_{2\text{упр}}}$
Упругий участок длиной \$x_2\$	$a_4 = -\tau_4 \left(\frac{1}{\text{tg} \beta_{\text{упр}}} + \text{tg} \beta_{\text{упр}} \right) \ln \frac{h_i}{h_{2\text{упр}}}$

Удельная работа прокатки полосы при прохождении ее через валки i -й клетки представляет собой сумму удельных работ, указанных в табл. 3:

$$a_{\text{пр}i} = a_1 + a_2 + a_3 + a_4.$$

Мощность прокатки полосы в i -й клетки вычисляют по формуле:

$$N_{\text{пр}i} = a_{\text{пр}i} V_i,$$

где V_i – объем полосы, прокатываемой в единицу времени, $\text{м}^3/\text{с}$.

Анализ выражений, приведенных в табл. 3, позволяет сделать следующие выводы.

1. Работа и мощность прокатки зависят исключительно от касательных сил, вызванных касательными напряжениями, величина нормальных напряжений косвенно влияет на мощность прокатки лишь на упругих участках очага деформации через коэффициент трения μ_i . На пластическом же участке, занимающем при горячей прокатке преобладающую часть длины очага деформации, отсутствует даже косвенное влияние на мощность нормальных контактных напряжений, так как там касательные напряжения не зависят от коэффициента трения (см. выражения (4), (5)).

2. Полезную работу валки совершают только на первом упругом участке и в зоне отстаивания, а в зоне опережения и на втором упругом участке полоса возвращает валкам часть затраченной энергии (величины a_3 и a_4 отрицательны).

Поскольку клетки «кварто» станов горячей и холодной прокатки идентичны по конструкции, для расчета параметров главного привода НШПС горячей прокатки можно воспользоваться методикой [6], не использующей приближенный эмпирический коэффициент ψ (отношение плеча усилия прокатки к длине очага деформации) и достоверно определяющей затраты энергии на вращение холостого опорного валка, в том числе их основную часть – потери на трение качения.

Согласно этой методике мощность двигателей главного привода рабочей клетки при постоянной скорости прокатки равна:

$$N_{\text{дв.р}} = \frac{N_{\text{р}}}{\eta},$$

где η – КПД линии главного привода; $N_{\text{р}}$ – мощность, необходимая для совершения пластической деформации и преодоления всех видов трения, в том числе трения качения между рабочими и опорными валками:

$$N_{\text{р}} = M_{\text{р}} \cdot \omega_{\text{р}},$$

где $\omega_{\text{р}}$ – угловая скорость вращения рабочего валка; $M_{\text{р}}$ – момент, необходимый для привода рабочих валков (без учета момента инерции при разгонах и торможениях):

$$M_{\text{р}} = M_{\text{пр}} + M_{\text{нат}} + M_{\text{тр.п}} + M_{\text{оп}},$$

где $M_{\text{пр}}$ – момент прокатки; $M_{\text{нат}}$ – момент сил натяжений полосы; $M_{\text{тр.п}}$ – момент трения в подшипниках рабочих валков; $M_{\text{оп}}$ – момент, необходимый для вращения холостых опорных валков.

Выражения указанных моментов имеют вид:

$$M_{\text{пр}} = \frac{N_{\text{пр}i}}{\omega_{\text{р}}};$$

$$M_{\text{нат}} = \Delta N \frac{D_{\text{р}}}{2},$$

где $\Delta N = N_0 - N_1$ – разность сил заднего и переднего натяжений полосы.

$$M_{\text{тр.п}} = \mu_{\text{п.р}} \frac{d_{\text{п.р}}}{2} [\Delta N - 2P \cdot \text{tg}(\beta + \gamma)],$$

где $\mu_{\text{п.р}}$ – коэффициент трения в подшипниках рабочих валков; $d_{\text{п.р}}$ – рабочий диаметр этих подшипников; P – усилие прокатки; β – угол между плоскостью действия межвалкового усилия и плоскостью, в которой лежат оси валков; γ – угол между вертикальной осевой плоскостью опорного валка и плоскостью, проходящей через оси рабочих валков.

Указанные углы могут быть вычислены с помощью следующих выражений:

$$\text{tg}\beta = \frac{2 \left(c b_{\text{оп}} + \mu_{\text{п.оп}} \frac{d_{\text{п.оп}}}{2} \right)}{D_{\text{оп}}},$$

где c – коэффициент плеча трения качения; $b_{оп}$ – половина ширины площадки контакта, вычисляемая по формуле Герца – Беляева:

$$b_{оп} = 0,798 \sqrt{\eta \cdot \frac{P_{мв}}{L} \cdot \frac{D_p \cdot D_{оп}}{D_p + D_{оп}}},$$

где $D_p, D_{оп}$ – диаметры бочек рабочего и опорного валков; η – упругая постоянная (приведенный модуль упругости их материалов); L – длина контактирующего участка их бочек; $P_{мв}$ – межвалковая сила ($P_{мв} \approx P$);

$$\operatorname{tg} \gamma = \frac{2e_p}{D_p + D_{оп}},$$

$\mu_{п.оп}$ – коэффициент трения в подшипниках опорных валков; $d_{п.оп}$ – рабочий диаметр этих подшипников; e_p – горизонтальное смещение оси рабочего валка относительно вертикальной осевой плоскости опорного валка.

Момент, необходимый для привода холостых опорных валков, равен:

$$M_{оп} = \frac{2P}{\cos(\beta + \gamma)} \cdot \left[\frac{D_p}{2} \sin \beta + c b_{оп} \cdot \cos \beta \right].$$

Как видно из представленных выражений, влияние трения качения на мощность главного привода клетки проявляется как непосредственно через плечо трения качения, равное $cb_{оп}$, так и в неявном виде, через угол β .

Коэффициент плеча трения качения c определяется с помощью регрессионного уравнения:

$$c = 1,256938 - 0,000409p_0 - 0,047173\omega_{пр},$$

где p_0 – максимальное нормальное напряжение в межвалковом контакте, учитывающее комплекс параметров режима прокатки (обжатие, натяжение, механические свойства полосы); $\omega_{пр}$ – угловая скорость вращения приводного валка.

Проверку достоверности методики выполнили путем сравнения расчетных и измеренных значений усилий прокатки и мощности двигателя главной линии привода рабочих клеток 6-клетевого стана 1700 листопркатного цеха № 1 ЧерМК

ОАО «Северсталь». Результаты сравнения показали, что новая методика обеспечивает расчет энергосиловых параметров со средней погрешностью 5 %, а максимальная погрешность не превышает 10 %.

При расчете по классическим методикам [1], [2] для тех же режимов прокатки максимальная погрешность составила 23 %, а средняя – 12 %.

Столь высокая точность определения усилий и мощности свидетельствует о достоверности изложенной новой методики и положенных в ее основу допущений и позволяет использовать ее для анализа закономерностей напряженно-деформированного состояния в очагах деформации рабочих клеток чистовых групп широкополосных станов.

Результаты анализа следующие.

1. Доля упругих участков очага деформации от его общей длины возрастает от 1–2 % в первых клетях до 10–17 % в последних клетях чистовой группы, что подтверждает целесообразность их учета в энергосиловом расчете широкополосных станов горячей прокатки. В первых клетях чистовой группы влияние упругих участков на величину усилий прокатки незначительно, но расчет контактных напряжений в этих участках позволяет достоверно определить величину напряжений в основной – пластической – зоне очага деформации.

2. Максимальные значения нормальных контактных напряжений увеличиваются от 350–500 МПа в первых клетях до 1300–1450 МПа в последних клетях, где они соответствуют уровню напряжений при холодной прокатке и оказывают большое влияние на интенсивность износа рабочих валков. Однако в первых клетях значительно выше температура полосы, что способствует выгоранию поверхности бочки валков, поэтому задача повышения стойкости рабочих валков при прокатке наиболее тонких полос актуальна для всех клеток чистовых групп широкополосных станов.

3. Нейтральное сечение не совпадает с сечением максимума контактных напряжений, особенно в первых клетях чистовой группы, где расстояние между этими сечениями составляет 11 мм. По мере уменьшения толщины полосы это расстояние уменьшается, и в последних клетях нейтральное сечение почти совпадает с сечением максимума напряжений.

4. В отличие от холодной прокатки, где доля зоны отставания от общей длины пластических

участков достигает 80–100 %, при горячей прокатке эта доля находится в диапазоне 56–76 %, т. е. нейтральное сечение и зона опережения имеют место в очагах деформации всех рабочих клетей.

5. Варьирование коэффициентов трения в очагах деформации показало, что при увеличении μ даже в 2 раза усилия прокатки увеличиваются максимум на 2–4 %. Это объясняется тем, что в основной – пластической – части очага деформации контактные напряжения практически не зависят от коэффициента трения.

6. При горячей прокатке значения безразмерного коэффициента плеча трения качения s находятся в диапазоне 0,27–0,85, при этом мощность, затрачиваемая на трение качения в межвалковом контакте, составляет 29–68 % от суммарной мощности двигателей рабочих клетей.

7. Доля момента, затрачиваемого на пластическую деформацию, от общего момента составляет 38–70 %, снижаясь от первой к последней клетке; доля момента, необходимого для привода холодного опорного вала, – 30–80 %, увеличиваясь к последней клетке; оставшаяся часть (менее 1 %) составляет сумма моментов трения в подшипниках рабочих валков и сил натяжения полосы.

8. 83–93 % момента, необходимого для привода холостых опорных валков, расходуется на преодоление трения качения, и лишь 7–17 % этого момента не зависит от трения качения.

Таким образом, разработана и апробирована новая достоверная методика энергосилового расчета широкополосных станов горячей прокатки, учитывающая наличие в очаге деформации зоны

прилипания и упругих участков очага деформации.

Средняя погрешность расчета энергосиловых параметров по новой методике составила 5 %, что в 2 с лишним раза меньше погрешностей расчета по известным методикам.

На основе разработанной методики может быть выполнена оптимизация технологических режимов широкополосных станов, обеспечены более равномерные нагрузки на рабочие валки и экономия энергии.

Список литературы

1. Целиков А.И. Теория расчета усилий в прокатных станах. – М.: Metallurgizdat, 1962. – 494 с.
2. Коновалов Ю.В., Остапенко А.Л., Пономарев В.И. Расчет параметров листовой прокатки. Справочник. – М.: Metallurgiya, 1986. – 430 с.
3. Гарбер Э.А., Кожевникова И.А., Тарасов П.А. Расчет усилий горячей прокатки тонких полос с учетом напряженно-деформированного состояния в зоне прилипания очага деформации // Производство проката. – 2007. – № 4. – С. 7–15.
4. Гарбер Э.А., Шадрюнова И.А., Трайно А.И., Юсупов В.С. Анализ очага деформации и уточненный расчет усилий холодной прокатки полос толщиной менее 0,5 мм на непрерывных станах // Металлы. – 2002. – № 4. – С. 32–38.
5. Гарбер Э.А., Кожевникова И.А., Тарасов П.А. Уточненный расчет мощности двигателей главного привода широкополосных станов горячей прокатки // Производство проката. – 2007. – № 10. – С. 5–12.
6. Гарбер Э.А., Самарин С.Н., Ермилов В.В. Определение затрат энергии на трение качения в клетях «кварто» // Производство проката. – 2007. – № 2. – С. 25–32.

УДК 621.771.014–415

Э.А. Гарбер, Д.Л. Шагаевский, И.А. Кожевникова
ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДОВ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССА ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ С УЧЕТОМ РЕАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ КОНТАКТА ПОЛОСЫ И ВАЛКОВ

Требования к качеству холоднокатаных полос постоянно возрастают. В связи с этим производители стального проката вынуждены непрерывно совершенствовать оборудование и технологию производства. Перед конструкторами и технологами ставятся новые задачи, эффективность реше-

ний которых в значительной степени зависит от достоверности используемых при этом математических моделей. Одной из наиболее важных является модель энергосиловых параметров прокатки.

Классическая методика школы А.И. Целикова [1]–[3] в условиях современного сортамента дает

расхождение рассчитанных и измеренных энергосиловых параметров до 30 % относительно последних.

В работах [4]–[8], выполненных в Череповецком государственном университете в 2000–2007 гг., изложена методика расчета энергосиловых параметров станов холодной прокатки, основанная на классической методике школы А.И. Целикова [1]–[3], но имеющая от нее следующие отличия:

- расчет контактных напряжений, усилий и мощности прокатки основан на упругопластической модели напряженно-деформированного состояния полосы в очаге деформации, в упругих участках которого вместо условия пластичности используются уравнения, основанные на законах упругости;

- при определении мощности прокатки учитывается противоположное направление касательных напряжений в зонах отставания и опережения очага деформации;

- при расчете мощности и момента главного привода достоверно определяются затраты энергии на трение качения между рабочими и опорными валками.

Указанные отличия позволили рассчитывать усилия прокатки, момент и мощность главного привода действующих станов со средней погрешностью 5–7 % относительно измеряемых значений этих величин, а максимальная погрешность, как правило, не превышала 10–12 %.

Чтобы выяснить возможность дальнейшего повышения точности расчета энергосиловых параметров, мы проанализировали факторы, влияющие на погрешности вычисления усилий холодной прокатки. Для анализа использовали базу данных АСУТП действующего 5-клетевого стана 1700 холодной прокатки, содержащую результаты измерений толщин полосы по клетям, межклетевых натяжений, скоростей, усилий прокатки и электропараметров двигателей рабочих клетей по всему диапазону марок сталей и профилеразмеров сортамента. Сопоставив расчетные по методике [4]–[8] и измеренные усилия прокатки, получили массив погрешностей расчета усилий, содержащий более 7000 членов. Анализ массива показал, что основные факторы, влияющие на величину погрешностей: коэффициент трения в очаге деформации i -й клетки (μ_i), наклеп полосы $\Delta\sigma_i$ (раз-

ность между условным пределом текучести на выходе из i -й клетки $\sigma_{0,2i}$ и исходным пределом текучести подката $\sigma_{0,2исх}$) и толщина полосы на выходе из i -й клетки (h_i).

На рис. 1, 2, 3 представлены зависимости диапазонов погрешностей расчета усилия прокатки

$$\left(\frac{\Delta P_{ji}}{P_{изм\,ji}} \right) \cdot 100 \% \quad \text{(где } \Delta P_{ji} = |P_{расч\,ji} - P_{изм\,ji}|; P_{расч\,ji}$$

и $P_{изм\,ji}$ – расчетное и измеренное усилия прокатки полосы j -го профилеразмера в i -й клетке) от указанных факторов технологии.

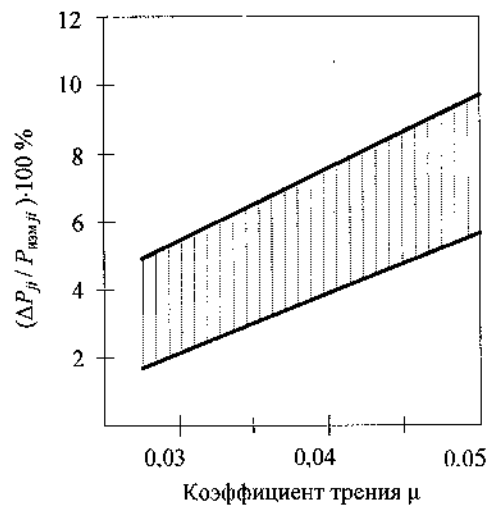


Рис. 1. Изменение диапазона погрешностей расчета усилия прокатки в зависимости от коэффициента трения в очаге деформации

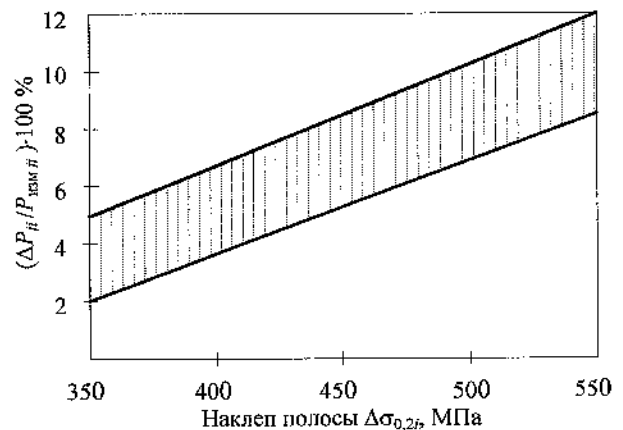


Рис. 2. Изменение диапазона погрешностей расчета усилия прокатки в зависимости от наклепа полосы

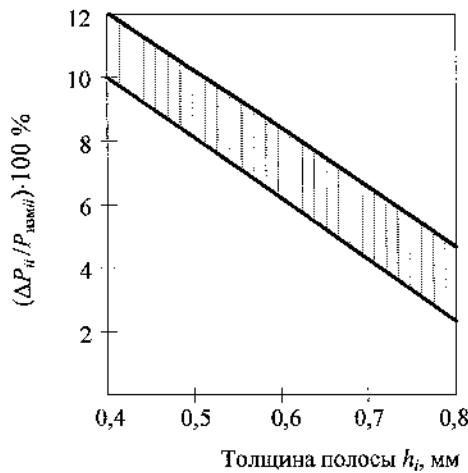


Рис. 3. Изменение диапазона погрешностей расчета усилия прокатки в зависимости от толщины полосы

Из рисунков видно, что погрешности увеличиваются от 2–5 % до 8–12 % при возрастании коэффициента трения от 0,025 до 0,05, наклепа полосы от 350 до 500 МПа и при уменьшении конечной толщины полосы с 0,8 до 0,4 мм. Углубленный анализ показал, что показанный на рисунках характер изменения погрешностей силового расчета связан с тем, что в методике [4]–[8], по примеру классической методики [1]–[3], принято допущение о возможности определения длины второго упругого участка очага деформации, расположенного на выходе полосы из валков, по формуле Герца, которая в теории упругости используется для расчета полуширины площадки упругого контакта неподвижного цилиндра и полупространства, ограниченного плоской поверхностью:

$$x_{2i} = 8p_{срi} R \left(\frac{1 - \nu_B^2}{\pi E_B} + \frac{1 - \nu_{II}^2}{\pi E_{II}} \right), \quad (1)$$

где R – радиус бочки рабочего валка; $p_{срi}$ – среднее значение нормальных контактных напряжений в очаге деформации i -й клетки; $\nu_B, \nu_{II}, E_B, E_{II}$ – соответственно коэффициенты Пуассона и модули упругости материалов полосы и валков.

Физические условия контакта валков с полосой имеют существенные отличия от условий контакта цилиндра с плоскостью: полоса по своим упругим свойствам не адекватна упругому полупространству: ее жесткость зависит от предшествующего наклепа и толщины, при вращении валка имеет место трение скольжения в контакте с полосой,

причем величина коэффициента трения оказывает влияние на длину упругого контакта.

В классической теории упругости отсутствуют формулы, альтернативные формуле Герца, с помощью которых можно было бы рассчитать длину x_{2i} с учетом реальных особенностей контакта полосы и валков. Поэтому было решено учесть эти особенности приближенно: сохранить в качестве основы вычисления x_{2i} формулу (1), введя в нее поправочный коэффициент $K_{попрi}$:

$$x_{2i} = 8p_{срi} R \left(\frac{1 - \nu_B^2}{\pi E_B} + \frac{1 - \nu_{II}^2}{\pi E_{II}} \right) \cdot K_{попрi}, \quad (2)$$

где $K_{попрi} = f(\mu_i, \Delta\sigma_{0,2i}, h_i)$.

Многовариантные расчеты контактных напряжений и усилий прокатки по методике [4]–[8] и сопоставления расчетных и измеренных усилий прокатки, выполненные для полос широкого спектра профиларазмеров, содержащихся в базах данных действующих станков холодной прокатки, показали, что $K_{попрi} = 1$, если выполняется условие:

$$\Delta\sigma_{0,2i} \cdot h_i / \mu_i > 5200 \text{ МПа} \cdot \text{мм}. \quad (3)$$

При выполнении этого условия расчет длины x_{2i} по формуле Герца (1) обеспечивает достоверное определение усилия прокатки P_i со средней погрешностью 3–4 %, максимальной – 7–8 %.

Если $\Delta\sigma_{0,2i} \cdot h_i / \mu_i \leq 5200 \text{ МПа} \cdot \text{мм}$, для расчета длины x_{2i} необходимо использовать формулу (2), при этом введение поправочного коэффициента обеспечивает выполнение силового расчета стана по всему спектру профиларазмеров и марок сталей холоднокатаных полос с таким же диапазоном погрешностей.

Для получения значений поправочного коэффициента выполнили статистический анализ сортамента, режимов прокатки и измеренных усилий прокатки, содержащихся в базе данных 5-клетового стана 1700. Для каждого режима подбирали значения $K_{попрi}$, минимизирующие расхождения между расчетным и измеренным усилиями. Созданный таким образом массив значений $K_{попрi}$ обработали с помощью программного пакета Statistica. В результате получили следующее регрессионное уравнение:

$$K_{попрi} = 0,718 - 0,00008 \cdot \Delta\sigma_{0,2i} + 0,821 \cdot h_i - 146,61 \cdot \mu_i^2. \quad (4)$$

Множественный коэффициент детерминации R^2 для уравнения (4) оказался равным 0,9736, что свидетельствует о его статистической достоверности.

Необходимо отметить, что нередко расхождение расчетных и измеренных усилий прокатки возникают из-за того, что в расчете не учитывают время, которое прошло от перевалки рабочих валков до момента регистрации измеренного усилия.

Между тем исходная шероховатость поверхности бочки за плановый межперевалочный период (6–8 часов) может уменьшаться за счет износа в 2–6 раз. На рис. 4 показаны реальные графики изме-

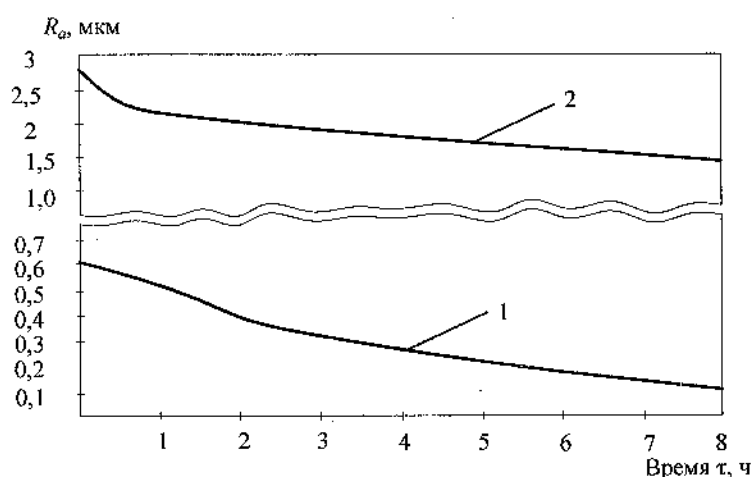


Рис. 4. Изменение шероховатости рабочих валков за межперевалочный период: 1–4-я клетки ($R_{a\text{исх}} = 0,6$ мкм); 2–5-я клетки ($R_{a\text{исх}} = 2,8$ мкм)

нения показателей шероховатости R_a рабочих валков 5-клетевого стана 1700: шлифованного валка, имеющего исходную шероховатость $R_a = 0,6$ мкм (4-я клетка), и валка, подвергнутого согласно инструкции текстурированию до исходной шероховатости $R_a = 2,8$ мкм (5-я клетка).

Как видно, к концу межперевалочной кампании шероховатость шлифованного валка уменьшилась до $R_a = 0,1$ мкм, текстурированного валка — до $R_a = 1,41$ мкм. Изменения коэффициентов трения в очагах деформации 4-й и 5-й рабочих клетках, вызванные таким износом шероховатости, представлены на графиках рис. 5.

Из этих графиков следует, что за 6 часов работы валков коэффициенты трения уменьшились в 4-й клетке на 20 % и в 5-й клетке — на 26,5 %.

Выполненные расчеты показали, что за счет этого усилия прокатки в течение межперевалочной кампании снизились в 4-й клетке на 7,3 %, в 5-й клетке — на 17 %.

Следовательно, достоверная математическая

модель энергосиловых параметров стана холодной прокатки должна содержать в качестве обязательного элемента модель изменения шероховатости рабочих валков в течение межперевалочной кампании.

В частности, для исходной шероховатости шлифованных валков $R_{a\text{исх}} = 0,6$ мкм кривая 1, показанная на рис. 4, адекватно описывается выражением:

$$R_a = 0,0064\tau^2 - 0,1141\tau + 0,6, \quad (5)$$

где τ — время, прошедшее с момента перевалки рабочих валков, ч.

Кривая 2 для исходной шероховатости $R_{a\text{исх}} = 2,8$ мкм адекватно описывается выражением:

$$R_a = 0,018\tau^2 - 0,32\tau + 2,8. \quad (6)$$

В таблице показаны результаты расчета усилий по методике [4]–[8], усовершенствованной путем введения в алгоритм выражений (2) ... (6), для 29 режимов холодной прокатки на 5-клетевом стане 1700, охватывающих большую часть диапазонов профилируемых сортаментов.

В таблицу включены режимы, для которых было известно время, прошедшее от установки в клетку рабочих валков до момента регистрации измеренного усилия (столбец « τ »). Как видно из таблицы, максимальная погрешность расчета усилий прокатки составила 7,82 %, средняя — 3,9 %, т.е. по сравнению с базовой методикой средняя погреш-

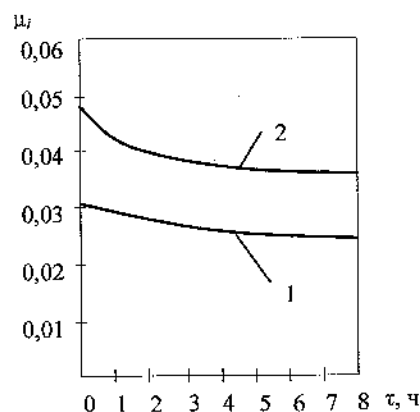


Рис. 5. Изменение коэффициентов трения в очагах деформации рабочих клетчат № 4 (кривая 1) и № 5 (кривая 2) из-за износа шероховатости бочки валков

Результаты усовершенствованного силового расчета характерных режимов прокатки на 5-клетевом стане 1700

Номер режима	Номер клетки	Сталь	b , мм	h_0 , мм	h_{i-1} , мм	h_i , мм	T_{i-1} , Т	T_i , Т	v_i , м/с	μ , б/р	τ , ч	R_o , МКМ	$\Delta\sigma_{0,2i}$, МПа	$K_{попр}$, б/р	$P_{i\text{зм}}$, МН	$P_{i\text{рас}}$, МН	Погрешность, %
1	1	08гс	1000	1,505	1,505	0,996	13	14,2	1,22	0,072	0,25	1,77	337	0,748	10,01	10,36	3,50
2	3		1000	1,505	0,62	0,397	10,01	12,49	2,9	0,037	0,25	0,57	493	0,799	9,51	9,15	3,79
3	4		1000	1,505	0,397	0,294	12,49	5,42	4,5	0,034	0,25	0,57	519	0,751	8,2	7,77	5,24
4	5		1000	1,505	0,294	0,274	5,42	1,46	4,87	0,054	0,25	2,62	515	0,475	9,44	9,12	3,39
5	1		1000	1,494	1,494	0,99	13	13,96	1,22	0,071	0,48	1,75	336	0,756	9,99	10,33	3,48
6	4		1000	1,494	0,403	0,283	12,21	5,22	4,15	0,034	0,48	0,55	517	0,738	9,02	8,59	4,77
7	5		1000	1,494	0,283	0,272	5,22	1,66	4,68	0,050	0,48	2,40	519	0,533	9,02	8,71	3,40
8	5		1250	2,022	0,487	0,469	10,37	2,65	16	0,045	0,70	2,28	503	0,772	9,06	8,68	4,14
9	5		995	1,95	0,426	0,409	7,91	1,86	15,6	0,044	1,00	2,16	511	0,735	7,27	7,02	3,47
10	5		1000	1,919	0,492	0,472	9,09	2,13	16,72	0,042	1,53	2,02	499	0,806	6,59	6,84	3,88
11	5		960	1,911	0,505	0,469	8,72	2,11	13,14	0,052	0,17	2,75	499	0,672	7,59	7,78	2,53
12	5		1000	2,017	0,491	0,469	8,58	2,07	11,39	0,047	0,50	2,39	503	0,743	6,95	7,25	4,30
13	5		1265	1,8	0,372	0,359	9,15	1,52	17,92	0,046	0,38	2,48	514	0,659	11,01	10,85	1,45
14	5		975	1,88	0,334	0,319	5,75	1,05	14,55	0,043	1,43	2,04	434	0,677	10,82	10,52	2,77
15	5		1265	1,79	0,414	0,399	9,59	1,71	14,8	0,045	0,62	2,32	506	0,708	12,46	11,89	4,57
16	5		1265	1,79	0,36	0,35	8,31	1,53	16,17	0,044	0,77	2,25	515	0,684	12,71	12,18	4,17
17	5		1095	1,89	0,375	0,359	7,75	1,35	17	0,046	0,53	2,37	517	0,667	10,32	10,14	1,74
18	5		1015	1,485	0,322	0,31	6,17	1,06	12,54	0,050	0,17	2,75	511	0,570	9,83	9,52	3,15
19	5		1015	1,984	0,32	0,309	5,9	1,05	12,5	0,045	0,75	2,26	512	0,639	11,84	11,31	4,48
20	5		1115	1,804	0,431	0,409	9,69	2,05	6,11	0,050	0,35	2,51	437	0,646	8,24	7,89	4,25
21	1	08Ю	1350	3,066	3,066	2,140	13	42,92	1,85	0,064	0,15	1,79	267	1	13,33	12,63	5,25
22	2		1350	3,066	2,140	1,546	42,92	31,96	2,66	0,037	0,15	0,59	339	1	11,08	10,70	3,38
23	3		1350	3,066	1,546	1,130	31,96	24,33	3,46	0,036	0,15	0,59	380	1	11,70	10,88	6,96
24	4		1350	3,066	1,130	0,836	24,33	20,31	4,83	0,034	0,15	0,59	407	1	11,00	10,38	5,66
25	1	08гс	995	3,49	3,490	2,697	13	42,92	4,05	0,053	0,25	1,78	277	1	8,65	8,88	2,66
26	2		995	3,49	2,697	2,052	42,92	31,96	5,7	0,033	0,25	0,58	371	1	8,71	8,94	2,64
27	3		995	3,49	2,052	1,581	31,96	24,33	7,03	0,032	0,25	0,58	426	1	8,70	9,38	7,82
28	4		995	3,49	1,581	1,246	24,33	20,31	9,17	0,031	0,25	0,58	461	1	8,90	9,13	2,58
29	5		995	3,49	1,246	1,165	20,31	4,53	9,43	0,052	0,25	2,62	470	1	8,12	7,89	2,83

Примечание. T_{i-1} , T_i – заднее и переднее натяжения соответственно, b – ширина полосы, v_i – скорость прокатки в i -й клетки, τ – время работы вала после перевалки, h_0 – толщина подката.

ность уменьшилась на 35 %, максимальная – более чем в 1,5 раза.

В связи с возросшей точностью силового расчета стана холодной прокатки представляет интерес использование изложенной методики для анализа некоторых закономерностей напряженно-деформированного состояния полосы в очаге деформации.

К числу таких закономерностей относится влияние коэффициента трения на длину площадки упругого сплющивания, общую длину очага деформации, на среднее значение нормальных контактных напряжений и усилие прокатки. Из классической теории прокатки [1]–[3] известно, что с ростом коэффициента трения все указанные параметры увеличиваются. Однако применение выра-

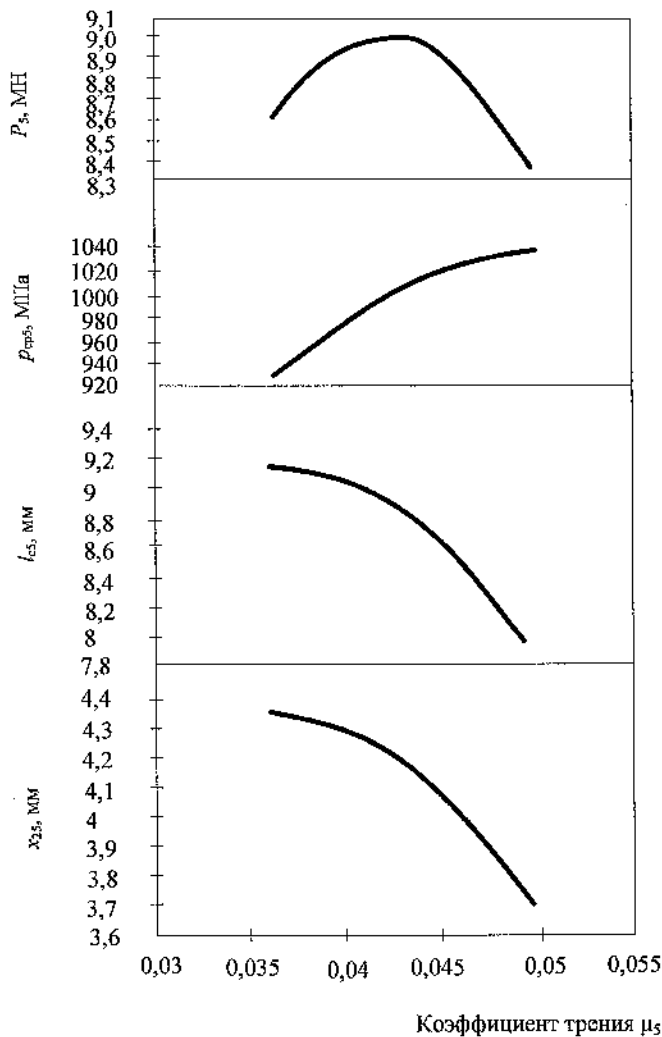


Рис. 6. Зависимость параметров от коэффициента трения в 5-й клетки стана 1700 при прокатке полосы из стали 08пс толщиной 0,308 мм, шириной 1020 мм со скоростью 13,2 м/с

жений (2) и (4), учитывающих влияние коэффициента трения на длину упругого участка очага деформации, показало, что данное положение классической теории должно быть пересмотрено.

На рис. 6 показаны рассчитанные по новой методике для 5-й клетки 5-клетевого стана 1700 ($i = 5$) зависимости от коэффициента трения μ_5 следующих величин: длины упругого участка x_{25} и общей длины очага деформации l_{e5} , среднего нормального контактного напряжения P_{cp5} и усилия прокатки P_5 .

Параметры технологического режима: сталь 08пс, толщина подката $h_0 = 1,499$ мм, ширина полосы $b = 1020$ мм, толщина полосы перед и за 5-й клетью: $h_4 = 0,322$ мм, $h_5 = 0,308$ мм, силы заднего и переднего натяжений: $T_4 = 59,8$ кН, $T_5 = 14,9$ кН,

скорость прокатки $v_5 = 13,17$ м/с.

Из графиков видно, что с ростом μ_5 от 0,036 до 0,049 увеличивается только среднее нормальное контактное напряжение. Длины x_{25} и l_{e5} , согласно выражениям (2) и (4), уменьшаются, т.к. при увеличении коэффициента трения длина упругой части очага деформации все в большей степени отклоняется от значения, получаемого по формуле Герца (поправочный коэффициент $K_{попp5}$ уменьшается от 0,8 до 0,6).

В результате график изменения усилия прокатки P_5 на рис. 6 имеет сложный характер, с максимумом $P_{5max} = 9,02$ МН при $\mu_5 = 0,0425$, а минимальное значение $P_{5min} = 8,37$ МН имеет место при максимальной величине коэффициента трения $\mu_{5max} = 0,049$.

Таким образом, применение изложенной методики позволило дополнительно снизить на 35–40 % погрешности вычисления усилий прокатки и уточнить ряд закономерностей напряженно-деформированного состояния полосы в очаге деформации. Малые погрешности расчета показывают целесообразность использования изложенной в данной статье уточненной модели энергосиловых параметров процесса холодной прокатки для разработки оптимальных технологических режимов и алгоритмов АСУТП действующих станков, при модернизации рабочих клетей и конструировании нового прокатного оборудования.

Список литературы

1. Целиков А.И. Теория расчета усилий в прокатных станах. – М.: Металлургия, 1962. – 494 с.
2. Целиков А.И., Никитин Г.С., Рокотян С.Е. Теория продольной прокатки. – М.: Металлургия, 1980. – 320 с.
3. Третьяков А.В. Теория, расчет и исследования станов холодной прокатки. – М.: Металлургия, 1966. – 255 с.
4. Гарбер Э.А., Шадрюнова И.А. Энергосиловые параметры процесса холодной прокатки стальных полос толщиной менее 0,5 мм // Производство проката. – 2002. – № 3. – С. 13–18.
5. Гарбер Э.А., Никитин Д.И., Шадрюнова И.А., Трайно А.И. Расчет мощности процесса холодной прокатки с учетом работы переменных сил трения по длине очага деформации // Металлы. – 2003. – № 4. – С. 60–67.
6. Гарбер Э.А. Распределение контактных напряжений по длине очага деформации при прокатке тонких широких полос // Производство проката. – 2005. – № 5. – С. 3–12.
7. Гарбер Э.А., Шалаевский Д.Л., Кожневникова И.А., Трайно А.И. Моделирование напряженного состояния полосы при холодной прокатке в очаге деформации с двумя нейтральными сечениями // Металлы. – 2007. – № 4. – С. 41–55.
8. Гарбер Э.А., Самарин С.Н., Трайно А.И., Ермилов В.В. Моделирование трения качения в рабочих клетях широкополосных станов // Металлы. – 2007. – № 2. – С. 36–43.

**ПРИМЕНЕНИЕ САМООРГАНИЗУЮЩИХСЯ НЕЙРОННЫХ СЕТЕЙ
ДЛЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ И АНАЛИЗА ПРОЦЕССА ПРОКАТКИ
ВЫСОКОКАЧЕСТВЕННЫХ СОРТОВЫХ ПРОФИЛЕЙ**

Моделирование многоэтапного технологического процесса производства сортового проката – сложная и трудоемкая задача. Одним из способов ее решения является построение физической модели процесса на основе самоорганизующихся нейронных сетей, которые имеют возможность простой интерпретации большого количества взаимосвязей между величинами, позволяют работать на неполной, непредставительной обучающей выборке и исключить предварительную оценку значимости входных параметров. Кроме того, самоорганизующаяся нейронная сеть обладает наибольшей обобщающей прогностической способностью, она наименее восприимчива к нежелательному переобучению.

Начальным этапом создания такой нейронной сети стала разработка гибкой математической модели управления механическими характеристиками сортового проката, позволяющей своевременно реагировать на изменяющиеся параметры процесса. Для решения задачи применен метод многомерной интерполяции [1], использующий аппарат случайных функций и позволяющий иметь дело с большим числом переменных.

Метод состоит в построении искомой функции $y = f(x_1, x_2, \dots, x_n)$ для каждого выходного параметра $i = 1 \dots m$, где x_j ($j = 1 \dots n$) – входные (технологические, технические, геометрические) параметры исследуемого процесса. Тогда согласно методу искомая функция является результатом решения уравнений:

$$f_j(x_1, x_2, \dots, x_n) = \sum_{i=1}^n d_i \cdot K(x_{ij}), \quad (1)$$

где

$$K(x_{ij}) = e^{-\left(\frac{(x_{i1}-x_{j1})^2 + (x_{i2}-x_{j2})^2 + \dots + (x_{im}-x_{jm})^2}{k_1} \right)^{0,95}} + k_2;$$

d_1, d_2, \dots, d_n – коэффициенты, вычисляемые с помощью системы линейных уравнений:

$$\begin{cases} d_1 K(x_1, x_1) + d_2 K(x_1, x_2) + \dots + d_n K(x_1, x_n) = y_1; \\ d_1 K(x_2, x_1) + d_2 K(x_2, x_2) + \dots + d_n K(x_2, x_n) = y_2; \\ \dots \dots \dots \\ d_1 K(x_m, x_1) + d_2 K(x_m, x_2) + \dots + d_n K(x_m, x_n) = y_m. \end{cases}$$

Согласно методу, значения коэффициентов k_1 и k_2 при вычислении функций (1) выбираются на несколько порядков больше, чем диапазон значений исходных параметров.

Моделируемая система представлена набором входных и выходных переменных. Соотношение между ними определяет вектор-функция, включающая в себя внутренние особенности системы. Системная функция и ее аргументы являются экспериментально наблюдаемыми и получены в результате продолжительных промышленных экспериментов, проходивших на станах 350 и 150 ОАО «Северсталь».

В табл. 1 представлены результаты промышленных экспериментов, являющиеся исходными данными для построения модели.

Входные данные были сгруппированы по трем признакам:

1) химические состав обрабатываемой стали. В этой группе входные переменные определяют содержание основных химических элементов в прокатываемых сталях в процентах – С, Mn, S, P, N, Si;

2) технологические параметры процесса прокатки круглого профиля: температура нагрева заготовки, тип заготовки, размеры поперечного сечения заготовки, ромбовидность сечения заготовки, радиус скругления углов, температура полосы после 5-й клетки, температура конца прокатки, пауза между прокатками двух заготовок, скорость прокатки, размеры готового профиля, схема калибровки;

Таблица 1

Статистический анализ качественных показателей сортового проката

Название параметра	Значения параметра				
	1	2	3	...	147
Входные параметры (x_i)					
1. Размер стороны заготовки, мм	150	151	148		147
2. Тип заготовки, литая/катаная	1	1	2		1
3. Ромбовидность, мм	11	8	4,2		21
4. Радиус скругления углов, мм	5	6	6		7
5. Наличие поверхностных дефектов, да/нет	0	1	1		0
6. Наличие НМВ, балл	2,5	2	2		3
7. Центральная пористость, балл	1,5	1	1,5		2
8. Общая пятнистая ликвация, балл	1	1	1,5		2
9. Содержание углерода в стали, %	0,03	0,2	0,7		0,65
10. Содержание марганца в стали, %	0	0	0,2		0,1
11. Содержание никеля в стали, %	0	0	0		0,08
12. Содержание кремния в стали, %	0	0	0		0,01
13. Содержание серы в стали, %	0,011	0,012	0,01		0,008
14. Содержание фосфора в стали, %	0,008	0,007	0,01		0,006
15. Температура в печи (стан 350), °C	1070	1060	1040		1100
16. Время выдержки, час					
17. Пауза между заготовками, с	15	10	15		25
18. Температура в печи (стан 150), °C	1050	1050	1065		1070
19. Время выдержки, час					
20. Скорость прокатки (стан 150), м/с	34	40	25		31
21. Скорость охлаждения в трубах водяного охлаждения, °C/с	51	48	50		51
22. Скорость охлаждения на транспортере воздушного охлаждения, °C/с	7	6	7		9
23. Калибровка валков черновых клетей (стан 350) (схема)	1	2	1		3
24. Калибровка валков чистовых клетей (стан 350) (схема)	2	2	2		1
25. Калибровка валков чистовых клетей (стан 150) (схема)	1	1	2		1
26. Износ валков чистовых клетей (стан 150) (усл.)	1	1	2		1
Выходные параметры (y_j)					
1. Величина обезуглероженного слоя, %	0,3	0,3	0,4		0,3
2. Наличие поверхностных дефектов, да/нет	0	1	0		0
3. Количество окалины на поверхности, кг/т	12	11	14		9
4. Состав окалины	2	2	2		1
5. Предел текучести материала профиля, $\sigma_{0,2}$, МПа	83	85	95		92
6. Наличие поверхностных дефектов, да/нет	0	1	1		0
7. Наличие неметаллических включений, балл	2,5	2	2		3
8. Центральная пористость, балл	1,0	1	1,5		1,5
9. Общая пятнистая ликвация, балл	1	1	1,5		1,5
10. Вид поперечного сечения готового профиля	Круг (1)	Круг (1)	Арматура (2)		Уголок (5)

3) дополнительные параметры, характеризующие прокатку сложных поперечных сечений: схема калибровки черновых и чистовых клетей стана 350, схема калибровки чистовых клетей стана 150, износ валков чистовых клетей стана 150, дефекты поверхности и структуры.

Выходные переменные представлены следующими параметрами готового проката, определяю-

щими качество готовых профилей согласно нормативной документации: пределом текучести, величиной обезуглероженного слоя, наличием поверхностных дефектов, количеством окалины на поверхности, ее составом, наличием неметаллических включений, величиной центральной пористости и общей пятнистой ликвацией, видом поперечного сечения готового профиля.

Для построения модели был использован массив данных из 147 партий. Исследованию и анализу были подвергнуты режимы нагрева и прокатки с широким диапазоном входных параметров. Полученная в результате решения уравнений модель была подвергнута тестированию на новом массиве из 15 партий. Выходные параметры тестовой модели сравнивались с параметрами исходной модели.

На рис. 1 и 2 представлены гистограммы, иллюстрирующие результаты сопоставления расчетных параметров с параметрами, полученными при испытаниях.

Характеристики статистической достоверности созданной математической модели получения высококачественного сортового проката представлены в табл. 2.

Показатели, характеризующие точность созданной математической модели

Таблица 2

Номер показателя	Выходной параметр	Среднеквадратичная ошибка, %	Коэффициент корреляции
1	Предел текучести	3,89	0,89
2	Временное сопротивление разрыву	5,48	0,85
3	Относительное удлинение	3,01	0,91
4	Глубина обезуглероженного слоя	7,89	0,73
5	Наличие поверхностных дефектов	2,3	0,94
6	Величина центральной пористости	2,5	0,96
7	Общая пятнистая ликвация	2,4	0,93

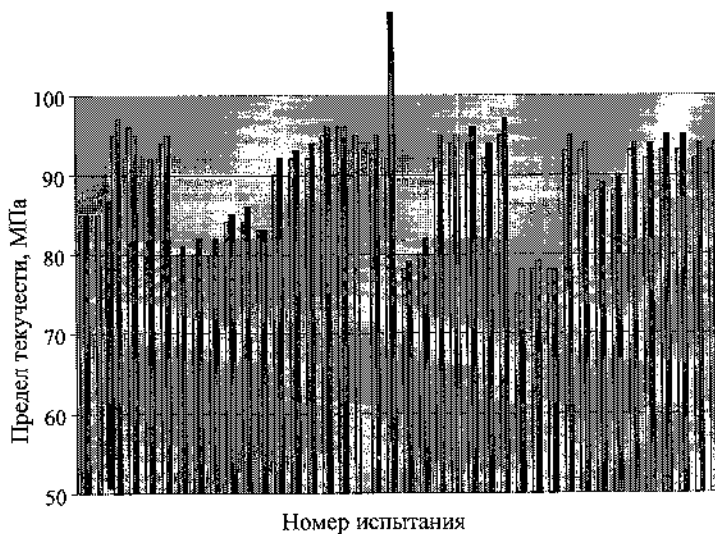


Рис. 1. Соотношение расчетных и экспериментальных данных по пределу текучести катанки Ø 6,5 мм основного марочного сортамента: ■ – предел текучести расчетный, МПа; ■ – предел текучести экспериментальный, МПа

Приведенные данные свидетельствуют о хорошей сходимости результатов и адекватности математической модели.

Существенным преимуществом разработанной модели является возможность решать обратные задачи – на основе заданных механических характеристик рассчитывать технологические параметры процесса получения проката с заданными показателями качества из расширенного марочного сортамента.

Разработанная модель является основой для синтезирования многослойной нейрон-

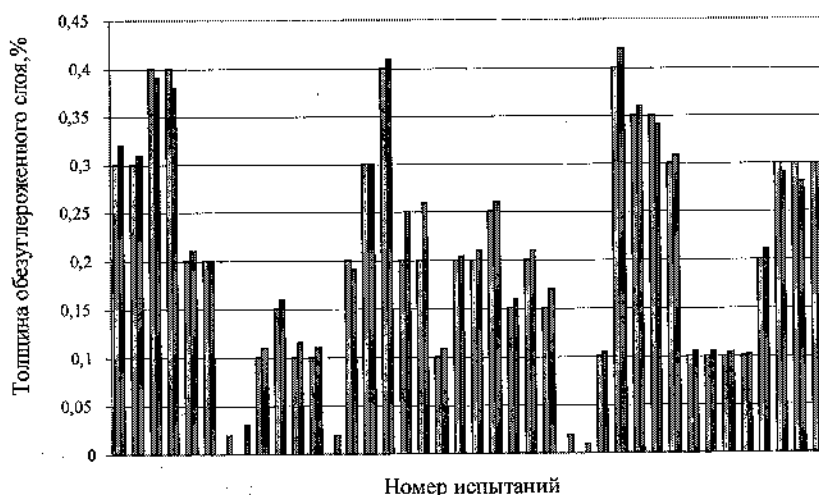


Рис. 2. Соотношение расчетных и экспериментальных данных по толщине обезуглероженного слоя: ■ – толщина обезуглероженного слоя (изм.); ■ – Толщина обезуглероженного слоя (расч.)

ной сети минимальной конфигурации, позволяющей на основе разработанного ядра осуществлять ее дополнение и развитие. При необходимости модель может быть преобразована для многоэтапного технологического процесса, например, при производстве проволоки для стальных канатов из катанки, полученной на стане 150. Это дает новые перспективы по расширению возможностей

модели и ее адаптации для получения продукции широкого сортамента.

Список литературы

1. Бахвалов Ю.Н., Зуев А.Н. Метод многомерной интерполяции // Прогрессивные процессы и оборудование металлургического производства: Материалы IV Междунар. науч.-техн. конф. – Череповец, 2003. – С. 290-292.

УДК 669187.66.045

Э.Э. Меркер, А.В. Сазонов, А.А. Кожухов

ГОУ ВПО «Старооскольский технический институт» (филиал МИСиС)

ИЗУЧЕНИЕ РЕЖИМА НАГРЕВА МЕТАЛЛОШИХТЫ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ДУГОЙ В ПЕЧИ С ПРИМЕНЕНИЕМ ЭЛЕКТРОДОВ РАЗЛИЧНОЙ КОНСТРУКЦИИ

В современных условиях электросталеплавильное производство связано с внедрением современных технологий, направленных на интенсификацию процесса выплавки стали в дуговой сталеплавильной печи. На электродуговых сталеплавильных печах в большинстве случаев используются сплошные графитированные электроды. Однако в мировой практике имеет место применение [1], [2] так называемых полых электродов [3], использование которых позволяет [2], [4] осуществлять вдувание в зону дуги различных газов, а следовательно, увеличить градиент напряжения в электрической дуге, повысить устойчивость горения дуги и ослабить эффект ее выдувания из-под электрода. Следовательно, применение полых электродов в электропечи позволяет улучшить [1], [2], [4] использование мощности трансформатора, что способствует повышению скорости расплавления металлошихты и сокращению удельного расхода электроэнергии на процесс [3].

Проведенные исследования [2], [3] показывают, что применение полых электродов вместо типовых сплошных более эффективно с точки зрения стабилизации горения электрической дуги, улучшения теплообмена в системе «дуга – металл» за счет лучшего фокусирования электрической дуги, большего излучения и отражения на ванну. Все это позволяет вести плавку на более высоком напряжении, осуществлять лучшее экра-

нирование столба электрической дуги, уменьшить интенсивность прямого излучения на свод и стены печи, что способствует снижению длительности плавки, уменьшению расхода электроэнергии и повышает стойкость футеровки агрегата.

Для изучения особенностей нагрева электрической дугой, создаваемой в печи с применением типовых сплошных электродов и полых электродов, разработана опытная электропечная установка (рис. 1) и проведены исследования на данной электропечи постоянного тока, где подовым электродом служила металлическая заготовка (1), а в качестве источника питания использовались два трансформатора с номинальной мощностью $S = 23,7$ кВт, соединенных последовательно.

Имеющиеся данные показывают [1], [2], что применение полых электродов в сравнении со сплошными достаточно перспективно, т.к. на сплошном электроде дуга горит преимущественно на внешней половине торца, занимая около 40 % его площади, а полый (трубчатый) электрод при $\frac{d_{\text{отв}}}{D_{\text{эл}}} = 0,2$ имеет [2] практически равное обгорание торца, занимающее 75 % его площади. При этом выдувание дуги в сторону боковой стенки очень незначительно.

Установлено, что отверстие в электроде оказывает центрирующее действие на дугу [2], [3] и на полом электроде дуга горит на краю отверстия,

т.е. концентрируется на оси электрода. При этом дуга сверху накрыта электродом, так что последний экранирует дугу равномерно по окружности. В этой связи изучено поведение теплового поля дуги под электродами разной конструкции с применением различного расхода аргона на стабилизацию формирования дуг и их теплообменные характеристики путем сравнения скоростей прогрева стальной заготовки (см. рисунок, поз. 1) в диаметрально расположенных точках. Для определения интенсивности прогрева заготовки измерялись тепловые потоки при помощи термозондов, обеспечивающих точность измерения около 10%. Положение термозондов соответствовало моделируемому пространству нагрева металла под электрической дугой. На электропечной установке (рис. 1) использовались электроды (3) двух типов: обычного сплошного и полого с наружным диаметром $D_{эл} = 35$ мм. При этом диаметр отверстия полого электрода составлял $d_{отв} = 10$ мм, т.е. отношение

$\frac{d_{отв}}{D_{эл}} = 0,21$ отвечало рекомендуемому в работе [2] оптимальному пределу

$\frac{d_{отв}}{D_{эл}} = 0,2 \div 0,25$. Подача газа аргона в полый электрод осуществлялась от баллона (5), расход которого фиксировался с помощью ротаметра (6). Нагрев заготовки прекращался в момент появления на ее поверхности жидкой пленки металла, и тотчас отключалось электропитание установки.

Длина электрической дуги в ходе эксперимента фиксировалась визуально при контакте ее оси с поверхностью заготовки. Для фиксирования измерения температуры по ходу нагрева в заготовке были просверлены шесть отверстий диаметром 10 мм, в которые помещались термопары типа ХК, причем три из них располагались непосредственно под осью дуги, показывая тепловыделение непосредственно от нее, а три другие были размещены в торцевой части заготовки, показывая распределение тепла по объему заготовки за счет теплопроводности. Температура поверхности

нагрева заготовки при контакте с дугой фиксировалась зачеканенной термопарой (поз. 9 на рис. 1) типа ТВР. Для уменьшения излучающего воздействия дуги в окружающую среду на образец была приварена труба, футерованная изнутри магниевым порошком с жидким стеклом.

Эксперимент проводился в три этапа. На первом этапе изучался процесс нагрева заготовки с помощью обычного типового электрода, на втором этапе нагрев заготовки осуществлялся с помощью полого электрода, а на третьем изучался нагрев металла с помощью полого электрода при подаче через его отверстие аргона с расходом 1700, 1850 и 2000 л/ч. Каждый из вариантов (табл.) оценивался по результатам трех опытов с момента зажигания дуги.

В ходе эксперимента контролировались следующие электрические параметры: сила тока, напряжение, длина дуги, время зажигания дуги, которые представлены в таблице.

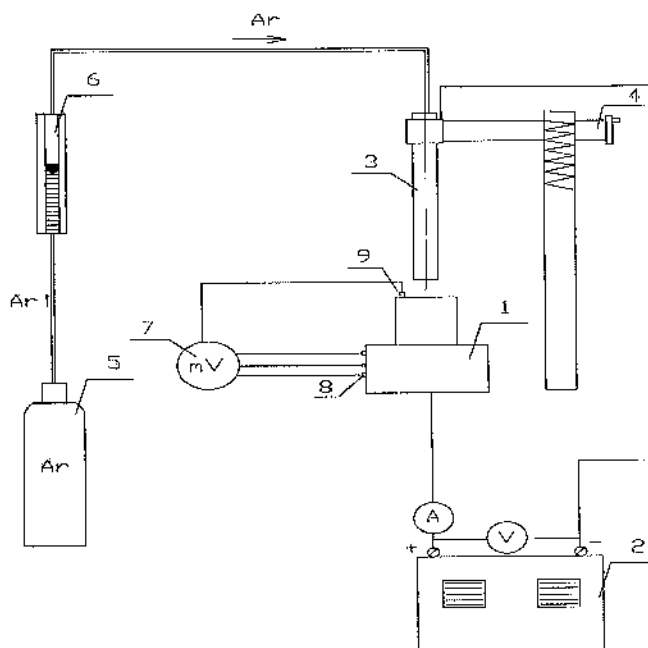


Рис. 1. Схема экспериментальной лабораторной установки для изучения нагрева металла электрической дугой: 1 - металлическая заготовка; 2 - трансформатор ВД - 306 У 3; 3 - графитированный электрод; 4 - механизм перемещения электрода; 5 - баллон с аргоном; 6 - ротаметр; 7 - милливольтметр; 8 - термопара типа ХК; 9 - термопара типа ТВР

Таблица

Сравнительные данные процесса нагрева заготовки при использовании различных типов электродов

Тип графитированного электрода	Сила тока, А	Напряжение электрической дуги, В	Длина дуги, мм	Обгар электрода по его длине, мм	Расход аргона, л/ч	Мощность дуги, кВт	Время зажигания дуги, с
1. Типовой (сплошной)	580	25	8	5	-	14,5	4,0
2. Полюй	500	35	20	6	-	17,5	2,5
3. Полюй	570	35	49	4	1700	19,9	2,0
4. Полюй	600	30	37	3	1850	18	2,0
5. Полюй	600	30	27	4	2000	18	2,0

Из анализа данных, приведенных в таблице, следует вывод о том, что использование полого электрода позволяет повысить мощность дуги, сократить время ее зажигания и увеличить длину дуги по сравнению с применением обычного электрода. При этом установлено также, что подача в электрическую дугу ионизирующей добавки в виде аргона [2], [3] позволяет стабилизировать горение дуги при некотором сокращении обгара электрода.

На рис. 2 приведены результаты изучения процесса нагрева заготовки на основе контроля изменения температуры во времени по шести точкам. Из анализа приведенных сравнительных характеристик процесса нагрева заготовки в зависимости от типа используемых электродов и применения аргона можно сделать следующие выводы.

В результате опытов установлено (рис. 2), что при использовании полых электродов создается более направленный тепловой поток от дуги на поверхность металла. Наиболее благоприятная структура теплового поля дуги наблюдается (рис. 2, кривая 3) при использовании в электропечной установке (рис. 1) полого электрода с подачей инертного газа аргона в количестве 1700 л/ч. Дальнейшее увеличение расхода аргона (рис. 2, кривые 4 и 5) уменьшает скорость прогрева металлической заготовки, очевидно, вследствие охлаждающего действия избытка ионизирующего газа на металл. Наименьшая скорость прогрева заготовки (рис. 2, кривая 1) при использовании типового электрода объясняется тем, что экранирование дуги в этом случае неравномерно, и поскольку дуга менее (чем при использовании полых электродов) закрыта электродом, то торец сплош-

ного электрода излучает и отражает на поверхность металла заготовки меньшую долю мощности дуги, нежели при полом (трубчатом) электроде.

Анализ данных (рис. 2) также показывает, что скорость прогрева металла в осевых точках заготовки изменяется в пределах $1,5 \div 3$ °C/с при использовании типового электрода. В то же время при использовании полого электрода с подачей оптимального расхода аргона в зону дуги скорость прогрева заготовки в этой области находится в пределах от 3 до 5 °C/с, т.к. эффект выдувания дуги [2] в сторону из-под торца электрода в данном случае очень незначителен, а стабилизирующие свойства ее горения существенно выше.

Таким образом, экспериментальным путем на лабораторной установке установлено, что при использовании в электропечи полых электродов при одинаковых характеристиках трансформатора мощность дуги возрастает на $5 \div 10$ %. За счет лучшего экранирования и стабилизации этой дуги увеличивается тепловой поток на поверхность металла, ускоряется его нагрев и уменьшается интенсивность облучения футеровки печи. Использование аргона в качестве ионизирующей добавки следует оптимизировать, т.к. возможен эффект охлаждения дуги и уменьшения ее излучательной способности, что приведет к снижению скорости нагрева металла в электропечи. Повышение скорости нагрева металла в электропечи позволит повысить производительность агрегата при значительно меньших расходах графитированного материала на электроды, что способствует повышению экономической эффективности процесса электроплавки.

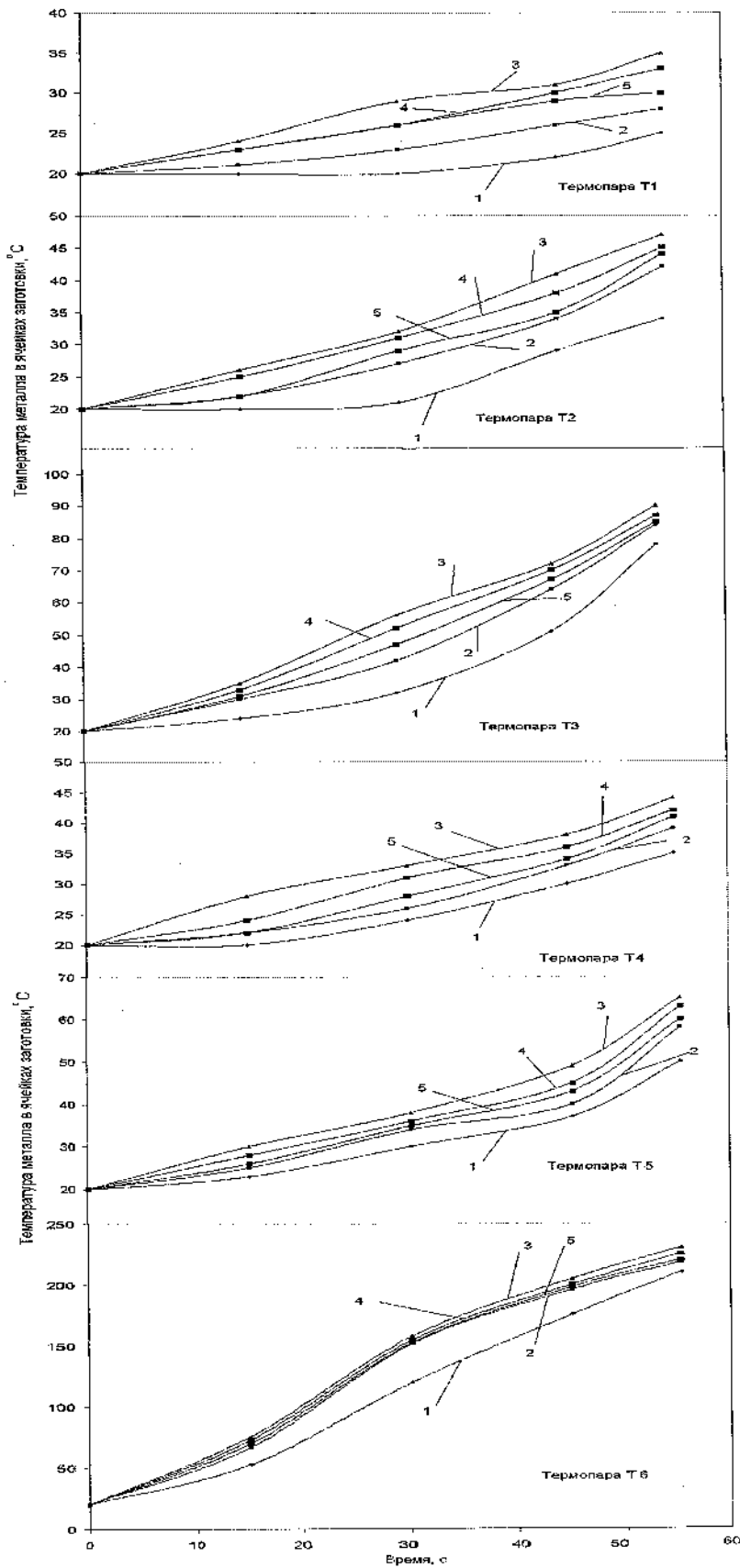


Рис 2. Распределение температуры металла при воздействии электрической дуги на поверхность заготовки с использованием типового и полого электродов с подачей аргона в зону образования дуги. 1 – типовой электрод; 2 – полый электрод; 3 – полый электрод с подачей аргона с расходом 1750 л/ч; 4 – полый электрод с подачей аргона с расходом 1800 л/ч; 5 – полый электрод с подачей аргона с расходом 2000 л/ч

Список литературы

1. Промышленные установки электродугового нагрева и их параметры / Под общ. ред. Л.Е. Никольского. – М.: Энергия, 1971. – 272 с., с ил.
2. Окороков Н.В., Никольский Л.Е., Егоров А.В. Эффективность работы дуговой печи на трубчатых электродах // Электротермия. – 1962. – № 9. – С. 13–18.
3. Миронов Ю.М. Теоретическая электротехника электродных печей. – Чебоксары: Изд-во Чувашского гос. ун-та, 1997. – 232 с.
4. Даницис Я.Б. Методы электротехнических расчетов мощных электропечей. – Л.: Энергоиздат, 1982. – 228 с.

УДК 621.746.27

А.Л. Кузьминов

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

Д.В. Туманов

ООО «Фирма «Стоик»

А.В. Кожевников, Н.Г. Канев, Н.А. Щеголев

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВЕЛИЧИНЫ ПРОГИБА БОКОВОЙ ПОВЕРХНОСТИ СЛИТКА В РОЛИКОВОЙ ПРОВОДКЕ МАШИН НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ ЗАГОТОВОК

Технология «мягкого обжатия» непрерывно-литой заготовки на машинах непрерывного литья, все чаще практикуемая в реальной технологии для повышения скорости разливки, подразумевает наличие двухфазной зоны в сечении обжимаемого слитка. Однако высокие скорости движения слитка могут привести к появлению развитой жидкой фазы ниже уровня тянущей роликовой секции, что может привести к возникновению аварийной ситуации – «прорыву» металла, сопровождающемуся нарушением стабильности работы технологического оборудования, к срывам производственных заданий и серьезному материальному ущербу.

Для безаварийной работы с повышенными скоростями разливки необходимо контролировать фазовое состояние слитка. Как показывают расчеты и экспериментальные исследования, температура поверхности непрерывно-литой заготовки как показатель фазового состояния не очень представительна [1]–[3]. Это объясняется большей инерционностью тепловых процессов в центре слитка относительно его поверхности.

При непрерывной разливке металлов затвердевшая корочка слитка может находиться под воздействием ферростатического давления жидкой фазы, что вызывает деформацию – прогиб корочки слитка. На начальном этапе корка слитка опирается на стенки кристаллизатора, затем – на ролики зоны вторичного охлаждения. Ролики вторичного охлаждения имеют соответствующий шаг, между которыми корка находится без точек опоры. Температура корки, ее толщина и величина ферроста-

тического давления в определенном соотношении могут привести к деформации корки слитка или к так называемому явлению «выпучивания». Следует также заметить, что верно и обратное утверждение: значительный прогиб боковой стенки слитка вызван наличием развитой жидкой фазы в поперечном сечении.

При проведении научных исследований рассматривался актуальный вопрос определения величины «выпучивания» слитка без привлечения дополнительного оборудования. Предложенный способ основывается на определении разности локальных скоростей передвижения слитка по его центру и по краю слитка.

В случае наличия явления деформации корки слитка профили его продольных сечений будут иметь характерные отличия, как это показано на рис. 1 а–в, причем $V(A) > V(B)$, так как в сечении А–А будет наблюдаться максимальный прогиб боковой стенки слитка и любая точка на поверхности слитка в данном сечении вынуждена двигаться по дуге. Время, за которое точка А перейдет в точку А', равно времени, за которое точка В перейдет в точку В'. Условия постоянства масс, проходящих через сечение слитка:

$$V(A) - V(B) = (l - H)/t,$$

где t – время прохождения любой точки на поверхности слитка фиксированного перемещения, $t = \text{const}$; l – длина дуговой траектории движения

точки A ; H – межосевое расстояние между роликками тянущей секции вторичного охлаждения.

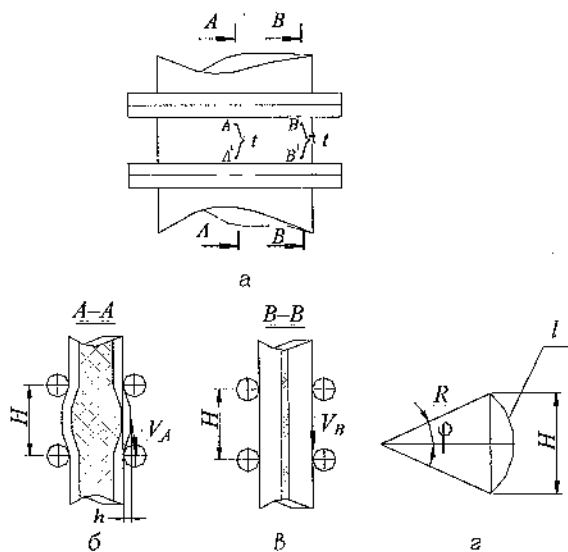


Рис. 1. Профили продольных сечений слитка

Согласно рис. 1 г:

$$R^2 = (H/2)^2 + (R-h)^2,$$

$$R = (H^2 + 4h^2)/(8h),$$

где R – радиус траектории движения слитка, h – величина деформации корки слитка («выпучивания»).

В качестве средства, фиксирующего изменение перемещения точек на поверхности слитка, может использоваться оптический пирометр на основе матриц с высокой степенью разрешения. В измерителе с помощью объектива на линейном матричном фотоприемнике формируется изображение участка поверхности объекта. Это изображение преобразуется в сигнал, который считывается, оцифровывается и запоминается в памяти компьютера. Фактически эта часть функционирования измерителя аналогична работе современного цифрового фотоаппарата.

Разработанный для измерения скорости движения поверхности слитка прибор представлен на рис. 2 и содержит: корпус 1 и установленные в

нем объектив 2, призму 3, позволяющую выделять узкие спектральные области вблизи длин волн $\lambda_1 = 0,7$ мкм, $\lambda_2 = 0,54$ мкм, $\lambda_3 = 0,43$ мкм, три координатно-чувствительных фотоприемника 4 на основе матриц, блок аналого-цифровой обработки 5, блок управления 6, а также отдельно расположенный компьютер 7.

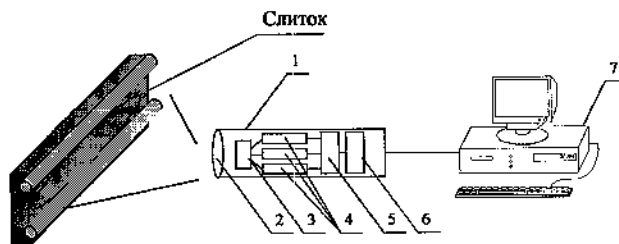


Рис. 2. Принцип работы прибора ПКТПС-2

Измеритель устанавливают в районе секций вторичного охлаждения установки непрерывной разливки стали и ориентируют на широкую грань заготовки. Поток излучения от нагретого тела через объектив попадает на призму, где делится на три потока, которые фиксируются соответствующими координатно-чувствительными фотоприемниками, улавливающими излучение в разных интервалах длин волн. Каждая ячейка координатно-чувствительного фотоприемника формирует пропорциональный излучению электрический сигнал, который затем оцифровывается и записывается в один из трех массивов. В таком массиве строки эквивалентны размеру окна наблюдения (межроликковому пространству), а столбцы – ширине сляба.

Для обнаружения перемещения объекта необходимо сравнить полученные с пирометра два кадра через некоторый интервал времени Δt . В случае, когда объект неподвижен, различие между двумя кадрами минимально. При перемещении объекта характерные участки текущего изображения будут смещены относительно предыдущего изображения.

Сравнение кадров производится реализацией программы, основанной на хорошо известных методах корреляционного анализа.

По известным формулам рассчитывается зависимость коэффициента корреляции между двумя распределениями амплитуд пикселей в выбранных

окнах двух кадров в зависимости от параметра перемещения температурного поля (s). Взаимная корреляционная функция $K(s)$ при ее реализации программными методами в цифровой аппаратуре используется в виде своего дискретного аналога.

Прибор, наблюдающий слиток в сечении $A-A$, фиксирует вертикальные проекции перемещения точки на поверхности слитка. Следует заметить, что тактовый опрос оптического измерителя – величина постоянная, то есть в случае постоянной скорости разливки, за период между тактовыми опросами, любая точка на поверхности слитка проходит равные абсолютные расстояния. Точка A проходит мгновенное перемещение (∂l_n), точка B проходит мгновенное перемещение (∂H_n). Вертикальные проекции траектории мгновенных перемещений точки A , движущейся по дуге (∂l_{xn}), сначала, до перехода точки A линии максимума выпуклости, при каждом последующем опросе начнут увеличиваться, а затем – уменьшаться. Это наглядно видно из рис. 3.

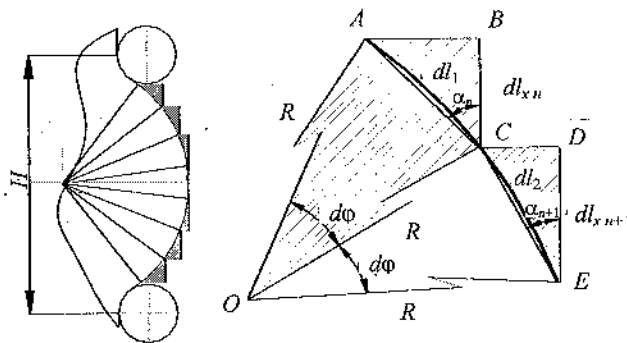


Рис. 3. Мгновенные угловые перемещения точки на поверхности слитка

Величины текущих мгновенных перемещений точки A (∂l_n):

$$\partial l_n = \partial H_n \times k,$$

где k – коэффициент отношения величины мгновенных перемещений точки A к величине мгновенных перемещений точки B ; при величине времени тактового опроса, стремящейся к нулю, коэффициент $k \approx 1$.

Согласно рис. 3, из треугольников OAC , CAB ,

СДЕ следует, что мгновенное угловое перемещение ($\partial \varphi_n$):

$$\partial \varphi_n = |\alpha_n - \alpha_{n+1}|;$$

$$\partial \varphi_n = \left(\left(\arcsin(\partial l_{xn} / \partial H_n) - \arcsin(\partial l_{xn+1} / \partial H_n) \right) \right);$$

$$\partial \varphi_n = \left(\left(\arcsin(\partial l_{xn} / \partial H_n) - \arcsin(\partial l_{xn+1} / \partial H_n) \right) \right),$$

где α_n, α_{n+1} – углы перемещения точки A за время двух последовательных тактовых опросов.

Текущий мгновенный радиус окружности (R_n):

$$R_n = \partial l_n / \partial \varphi_n.$$

Радиус окружности (R) при постоянной скорости движения слитка:

$$R = \sum_{n=1}^m R_n / m,$$

где m – количество последовательных сигналов с оптического измерителя, при которых $\partial H = \text{const}$.

Величину выпукливания слитка (h) найдем по формуле:

$$\frac{H^2 + 4h^2}{8h} = \sum_{n=1}^m \frac{\partial H_n}{\left(\arcsin\left(\frac{\partial l_{xn}}{\partial H_n}\right) - \arcsin\left(\frac{\partial l_{xn+1}}{\partial H_n}\right) \right) \cdot m}$$

Решение этого уравнения для реальных условий разливки ($H = 450$ мм) и чувствительности используемых фотоприемников (размер пикселя $0,1$ мм²) показывает, что полученные данные хорошо совпадают с результатами измерений, проведенных на машине непрерывного литья заготовок электросталеплавильного цеха ЧерМК ОАО «Северсталь».

Список литературы

1. Кузьминов А.Л., Шичков А.Н., Шестаков Н.И., Печев Е.А. Измерение температуры поверхности слитка на машине непрерывного литья заготовок // Состояние и перспективы развития средств измерения температуры: Тез. докл. V Всесоюз. науч.-техн. конф. – Львов, 1984. – С. 91–93.

2. Самойлович Ю.А., Крулевецкий С.А., Горяинов В.А., Кабаков З.К. Тепловые процессы при непрерывном литье стали. – М.: Металлургия, 1982. – С. 152.

3. Мотида Т., Итояма С., Бэссе Н. и др. Возникнове-

ние внутренних трещин вследствие обжигания неп полностью затвердевшей заготовки // *Zairyo to Proscsu* 1995. – Т. 8. – № 4. – С. 950.

УДК 669.18

Н.Е. Хисамутдинов

ГОУ ВПО «Московский государственный вечерний металлургический институт»

Г.С. Козлов

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

С.В. Шаталов, М.С. Бюльгер

ОАО «Северсталь»

ЛАБОРАТОРНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПО ПОВЫШЕНИЮ СТЕПЕНИ ИЗВЛЕЧЕНИЯ МАРГАНЦА ИЗ РУДЫ

Потребность Российской Федерации в марганцевых ферросплавах в расчете на выплавку 60 млн т стали в год составляет около 600 тыс. т. В настоящее время собственное производство марганецсодержащих ферросплавов обеспечивает только небольшую часть от требуемого количества. Это связано с тем, что сырьевая и производственная базы марганца РФ после распада СССР оказались слабо развитыми [1], [2]. К тому же известные в РФ марганцевые месторождения характеризуются невысоким содержанием марганца (22–40 % Mn), а имеющиеся технологии производства марганецсодержащих ферросплавов характеризуются низкой степенью извлечения марганца в сплав (около 75–80 % при производстве высокоуглеродистого ферромарганца в рудовосстановительной электропечи) и высокими требованиями к используемым рудам (содержание Mn должно быть более 42 %). Поэтому встает вопрос создания новой технологии производства марганецсодержащих ферросплавов, которая позволит перерабатывать имеющиеся в России марганцевые руды.

Для создания новой технологии производства марганецсодержащих ферросплавов были проведены лабораторные исследования по карботермическому восстановлению марганцевой руды с последующим довосстановлением оксидов марганца из шлака алюминием.

В качестве лабораторного плавильного агрегата была выбрана печь Там-

мана. Ход проводимых экспериментов был следующий. В разогретый до температуры 1823–1873 К графитовый тигель печи Таммана загружали предварительно взвешенные смеси шихтовых материалов, фракцией 0–5 мм, массой 292–664 г, состоящие из марганцевой руды, восстановителя и флюса. После окончания процесса восстановления и образования жидкоподвижного шлака в него производили присадку алюминия. Затем тигель вынимали из печи, остужали и взвешивали продукты плавки (сплава и шлака) с точностью до 0,1 г.

Во всех экспериментах степень извлечения марганца из руды рассчитывалась по формуле

$$\alpha = (m_1 / m_2) \cdot 100 \%,$$

где m_1 – масса марганца, перешедшего в сплав, г; m_2 – общая масса марганца, вносимая рудой, г.

Проводимые эксперименты велись с использованием марганцевой руды Парнокского месторождения, отличительной особенностью которой является низкое содержание фосфора и серы (табл. 1).

Большое влияние на степень извлечения марганца оказывает фракционный размер шихтовых материалов, количество и вид восстановителя, а

Таблица 1

Химический состав марганцевых руд Парнокского месторождения

Элемент	Mn _{общ}	MnO ₂	Fe _{общ}	SiO ₂	S	P
Содержание, %	38–40	53–59	4,1–7,0	8–10	<0,02	0,03–0,05

также состав шлага. Поэтому исследования были направлены на определение влияния на степень извлечения марганца:

- фракционного состава шихты и вида восстановителя;
- содержания в шихте извести и восстановителя;
- количества присаживаемого в шлаг алюминия.

Результаты лабораторных исследований представлены на рис. 1–6 в виде зависимостей степени извлечения марганца от различных параметров шихты и шлага.

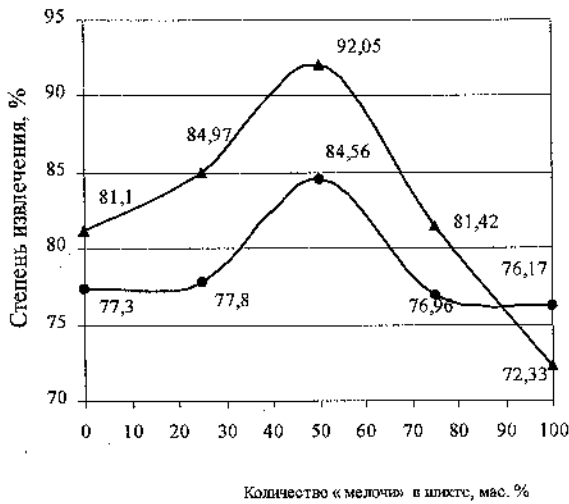


Рис. 1. Зависимость степени извлечения марганца от количества «мелочи» в шихте. Цифры у точек показывают степень извлечения марганца. ▲ – восстановитель уголь марки Ж; ● – восстановитель антрацит

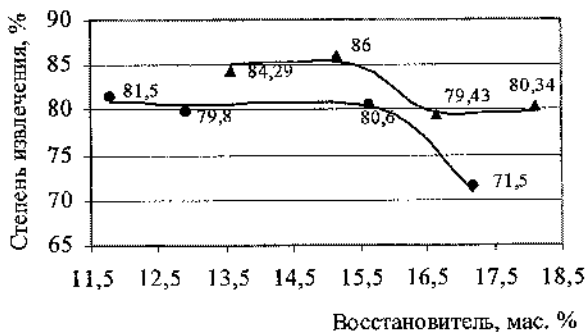


Рис. 2. Зависимость степени извлечения марганца от содержания в шихте восстановителя. Цифры у точек показывают степень извлечения марганца. ▲ – восстановитель – уголь марки Ж; ● – восстановитель – антрацит

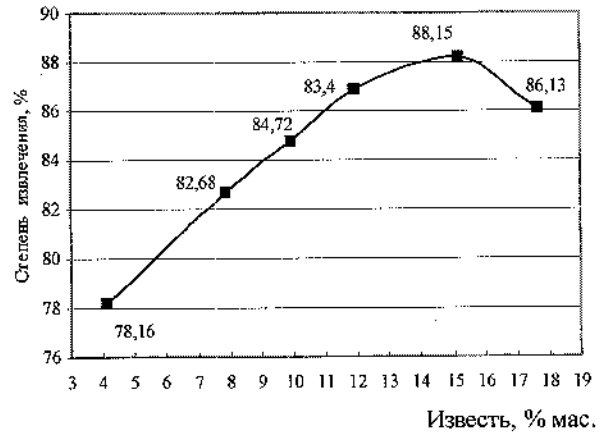


Рис. 3. Зависимость степени извлечения марганца от содержания в шихте извести. Цифры у точек показывают степень извлечения марганца

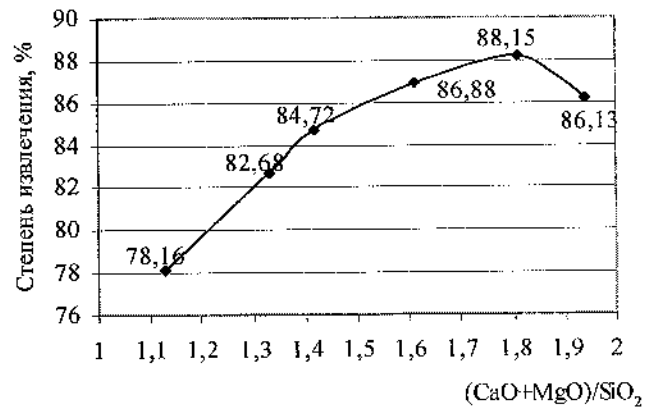


Рис. 4. Зависимость степени извлечения марганца от основности шлага (перед присадкой алюминия). Цифры у точек показывают степень извлечения марганца

Предварительные эксперименты показали, что снижение размера максимальной фракции шихтовых материалов с 5 до 2,5 мм позволяет повысить степень восстановления марганца с 80 до 84%. Поэтому в последующих опытах использовали шихтовые материалы фракцией 0–2,5 мм. Также выяснилось, что использование материалов, размер фракций которых менее 1,6 мм, приводит к их выбросам из печи. Пакетирование «мелочи» (шихтовые материалы менее 1,6 мм) предотвращает эти выбросы. На рис. 1 представлена зависимость степени извлечения марганца от количества «мелочи» в шихте для разных восстановителей. Анализ рис. 1 показывает, что в обоих случаях максимальная степень извлечения наблюдается при 50%

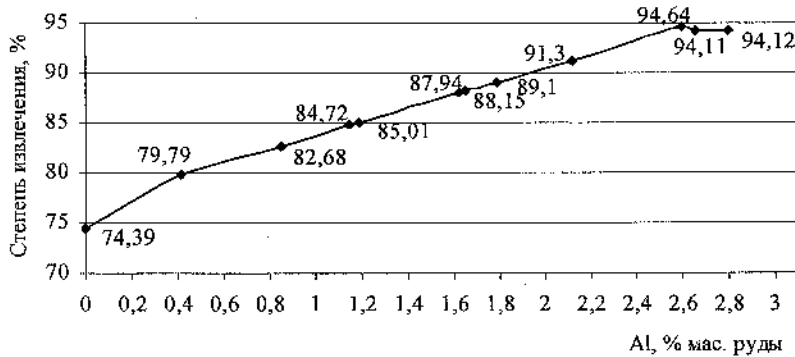


Рис. 5. Зависимость степени извлечения марганца от количества присаживаемого алюминия. Цифры у точек показывают степень извлечения марганца

«мелочи» в шихте. На участке от 0 до 50 % «мелочи» в шихте происходит возрастание степени извлечения марганца, это связано с увеличением доли «мелочи» в шихте, из-за чего возрастает площадь ее реакционной поверхности, что в свою очередь повышает скорость и полноту протекания восстановительных реакций. Последующее увеличение доли «мелочи» в шихте приводит к снижению степени извлечения из-за потерь марганца с увеличивающимися выбросами шихтовых материалов, фракцией менее 1,6 мм, из печи.

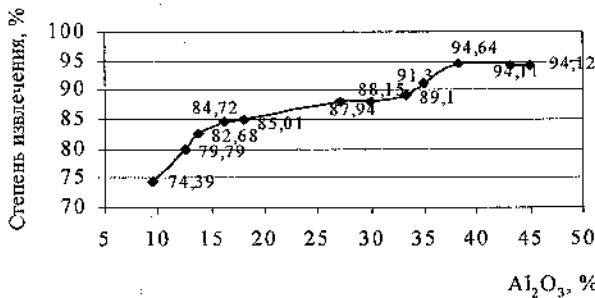


Рис. 6. Влияние содержания Al₂O₃ в конечном шлаке на степень извлечения марганца. Цифры у точек показывают степень извлечения марганца

Как видно из рис. 1, при одинаковых условиях восстановление углем марки Ж протекает полнее, чем при использовании в качестве восстановителя антрацита. Это объясняется тем, что при использовании угля марки Ж примерно в 10 раз выше количество горячих восстановительных газов (летучих веществ: CH₄, H₂ и др.), которые являются хорошими восстановителями оксидов (в частности, оксидов марганца) [3].

Ряд экспериментов был направлен на определение оптимального количества восстановителя в шихте. Содержание восстановителя изменяли от количества, необходимого по стехиометрической пропорции и выше. Анализ рис. 2 показывает, что чрезмерное увеличение восстановителя в шихте приводит к снижению степени извлечения марганца. Это связано с тем, что по ходу плавки шлак постоянно загущается восстановителем, становится мало-реакционноспособным и последующее довосстановление марганца из шлака алюминием не дает необходимого результата.

При выплавке ферросплавов большое влияние на технико-экономические показатели производства оказывает основность шлака. Поэтому были проведены исследования по определению оптимального содержания в шихте извести, а следовательно, и основности шлака.

На рис. 3 и 4 показаны зависимости степени извлечения марганца из руды от содержания в шихте извести и основности шлака (перед присадкой алюминия) соответственно. Как видно из рис. 4, для наиболее полного извлечения марганца из руды необходимо иметь основность шлака перед присадкой алюминия в интервале 1,3–1,8. Соответственно для получения данной основности необходимо иметь в шихте известь в количестве 7,5–15 % от общей массы шихты (рис. 3). При незначительном количестве окиси кальция в шлаке практически весь монооксид марганца связан в прочные силикаты (2MnO · SiO₂ и MnO · SiO₂). Активность монооксида марганца в таких шлаках низка, вследствие этого восстановление марганца из шлака затруднено. Введение в систему извести приводит к вытеснению монооксида марганца из силикатов, это повышает активность монооксида марганца в шлаке и способствует более легкому и полному восстановлению марганца из шлака в сплав. Этим и объясняется возрастание степени извлечения марганца с увеличением основности шлака. Чрезмерное увеличение основности шлака приводит к снижению степени извлечения марганца вследствие повышения вязкости шлака, из-за чего шлак становится мало-реакционноспособ-

ным, что затрудняет восстановление марганца углеродом. К тому же высокая вязкость шлака затрудняет последующее довосстановление марганца алюминием.

Присадка алюминия в шлак позволяет повысить степень извлечения марганца в сплав, тем самым появляется возможность использовать марганцевые руды с более низким содержанием марганца, чем при производстве высокоуглеродистого ферромарганца в рудовосстановительной печи. Как видно из рис. 5, повышение количества присаживаемого алюминия до 2,60 % от массы руды приводит к максимальному извлечению марганца в сплав. В связи с общим уменьшением содержания монооксида марганца в шлаке дальнейшее повышение количества присаживаемого алюминия не приводит к возрастанию степени извлечения марганца в сплав. Из анализа рис. 6 можно сделать вывод, что оптимальная степень извлечения марганца (80–94,64 %) будет наблюдаться при содержании в шлаке Al_2O_3 в количестве 12,5–38,3 % (при отсутствии присадок алюминия шлак будет содержать 4,5–9,5 % Al_2O_3). Повышение содержания в шлаке Al_2O_3 выше 38,3 % не ведет к возрастанию степени извлечения марганца.

В ходе исследований получали высокоуглеродистый ферромарганец с химическим составом, приведенным в табл. 2. Высокое содержание в нем

углерода объясняется тем, что в конце плавки не имелось возможности слить расплав из графитового тигля, из-за чего сплав дополнительно насыщался углеродом тигля.

В ходе проведенных лабораторных экспериментов были получены результаты по оптимальному фракционному составу шихты, виду восстановителя, содержанию в шихте извести и восстановителя, количеству присаживаемого в шлак алюминия.

Полученные результаты лабораторных исследований характеризуются высокой степенью извлечения марганца в сплав (82–94,6 %), и их можно использовать при выплавке высокоуглеродистого ферромарганца в индукционной печи.

Таблица 2
Средний химический состав получаемого ферромарганца

Элемент	Mn	C	Si	S	P	Fe
Содержание, %	80–83	7,2–8,1	1,26–1,30	0,010–0,013	0,10–0,12	Остальное

Список литературы

1. *Нохрина О.И.* Раскисление и легирование стали оксидными марганцесодержащими материалами: Монография. – Новокузнецк: СибГИУ, 2002. – 156 с.
2. *Хазанов Л.* Марганец СНГ: дефицит и излишек // *Металлоснабжение и сбыт.* – 2004. – № 11. – С. 98–103.
3. *Сенин А.В., Чернобровин В.П., Михайлов Г.Г., Папкеев И.Ю., Кузнецова О.В.* Исследование восстановления хромита железа углеродом // *Сталь.* – 2004. – № 11. – С. 41–45.

УДК 621.771.002

М.К. Харахнина, В.Н. Мочалин, Д.Н. Перов
ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

СИСТЕМА ВЫЧИСЛЕНИЯ ТЕОРЕТИЧЕСКОЙ МАССЫ ДВИЖУЩЕЙСЯ ПОЛОСЫ

Ранее была рассмотрена математическая модель процесса намотки полосы в рулон при использовании импульсного датчика числа оборотов моталки [1]. На кафедре автоматизации и систем управления на основе модели разработана система вычисления теоретической массы движущейся

полосы с повышенной точностью, функциональная схема которой показана на рис. 1, где: 1 – толщиномер (Т), установленный на выходе пятой клетки; 2 – аналого-цифровой преобразователь (АЦП); 3 – вычислитель среднего значения толщины полосы; 4 – импульсный датчик (ДИ) числа

оборотов моталки; 5 – счетчик импульсов; 6 – датчик импульсов; 7 – счетчик числа оборотов моталки; 8 – летучие ножницы; 9 – рулон; 10 – вычислитель отклонения текущего значения толщины от номинального значения; 11 – вычислитель отклонения текущей массы витка от номинального значения; 12 – счетчик-сумматор отклонений масс витков; 13 – вычислитель теоретической массы движущейся полосы; 14 – задатчик теоретической массы полосы; 15 – первый компаратор; 16 – подсистема управления летучими ножницами; 17 – вычислитель текущего радиуса рулона; 18 – вычислитель текущей длины витка; 19 – счетчик-сумматор текущих длин витков; 20 – вычислитель текущей массы витка; 21 – счетчик-сумматор текущих масс витков; 22 – вычислитель оставшейся длины полосы, с которой необходимо начать торможение стана; 23 – вычислитель заданной длины полосы в рулоне; 24 – вычислитель разности заданной длины полосы в рулоне и суммы текущих длин витков в рулоне; 25 – второй компаратор; 26 – подсистема управления скоростью стана.

Аппаратные средства системы содержат плату микроконтроллера, персональный компьютер (PC), клавиатуру (КЛ), дисплей, датчик захвата полосы моталкой (конечный выключатель), импульсный датчик (ДИ) оборотов моталки ПДФ-3М, радиоизотопный толщиномер (Т) типа ROBOTRON 24 024. Плата микроконтроллера включает в себя однокристалльный микроконтроллер (МК) AT89S8252, оптоэлектронные развязки (ОЭР) типа АОТ128В, аналого-цифровой преобразователь (АЦП) последовательного типа MAX 1241, операционный усилитель (У) выполнен на микросхеме К140УД608, преобразователь напряжения MAX 680, преобразователь уровней TTL сигналов в сигналы, соответствующие стандарту RS232 – MAX 202E (рис. 2).

Плата микроконтроллера служит для связи объекта с персональным компьютером. Гальваническую развязку между датчиками и выходными цепями с микроконтроллером обеспечивают оптоэлектронные пары ОЭР. Усилитель (У) используется как нормирующий преобразователь, является промежуточным звеном между толщиномером и аналого-цифровым преобразователем и питается от преобразователя, преобразующего однополярное напряжение +5 В в двухполярное ± 10 В. АЦП

последовательного типа осуществляет оцифровку аналогового сигнала толщиномера. Взаимодействие микроконтроллера с персональным компьютером осуществляется по интерфейсу RS232.

В системе микроконтроллер выполняет следующие функции:

- управляет АЦП MAX1241 последовательного типа;
- получает оцифрованные данные посредством АЦП с толщиномера ROBOTRON 24 024;
- сохраняет полученные данные текущей толщины полосы в массиве ОЗУ;
- подсчитывает импульсы датчика оборотов моталки;
- определяет количество оборотов моталки;
- передает информацию о толщине и количестве оборотов по интерфейсу RS-232 в персональный компьютер;
- получает информацию из персонального компьютера о моменте выдачи сигналов на начало торможения прокатного стана и рез полосы;
- выдает соответствующие сигналы в подсистему управления скоростью стана и подсистему управления летучими ножницами.

Персональный компьютер выполняет следующие функции:

- вычисляет текущие параметры рулона на основании данных, полученных от микроконтроллера по формулам в соответствии с рис. 1;
- определяет момент выдачи сигнала на торможение стана и выдает сигнал в микроконтроллер;
- определяет момент выдачи сигнала на рез полосы и выдает сигнал в микроконтроллер;
- осуществляет взаимодействие оператора и системы вычисления с помощью интерфейса;
- формирует паспорт рулона и сохраняет его в файле.

Интерфейс программы персонального компьютера представлен на рис. 3.

Такие параметры, как номер рулона, изготовитель, заказчик, марка стали, ширина полосы, номинальная толщина, заданная теоретическая масса рулона, вводятся оператором вручную. Длина полосы в рулоне, вычисляемая теоретическая масса рулона, масса полосы, обусловленная отклонением текущего значения толщины полосы от номинального значения, рассчитываются программой и выводятся в соответствующие поля окна программы на дисплее.

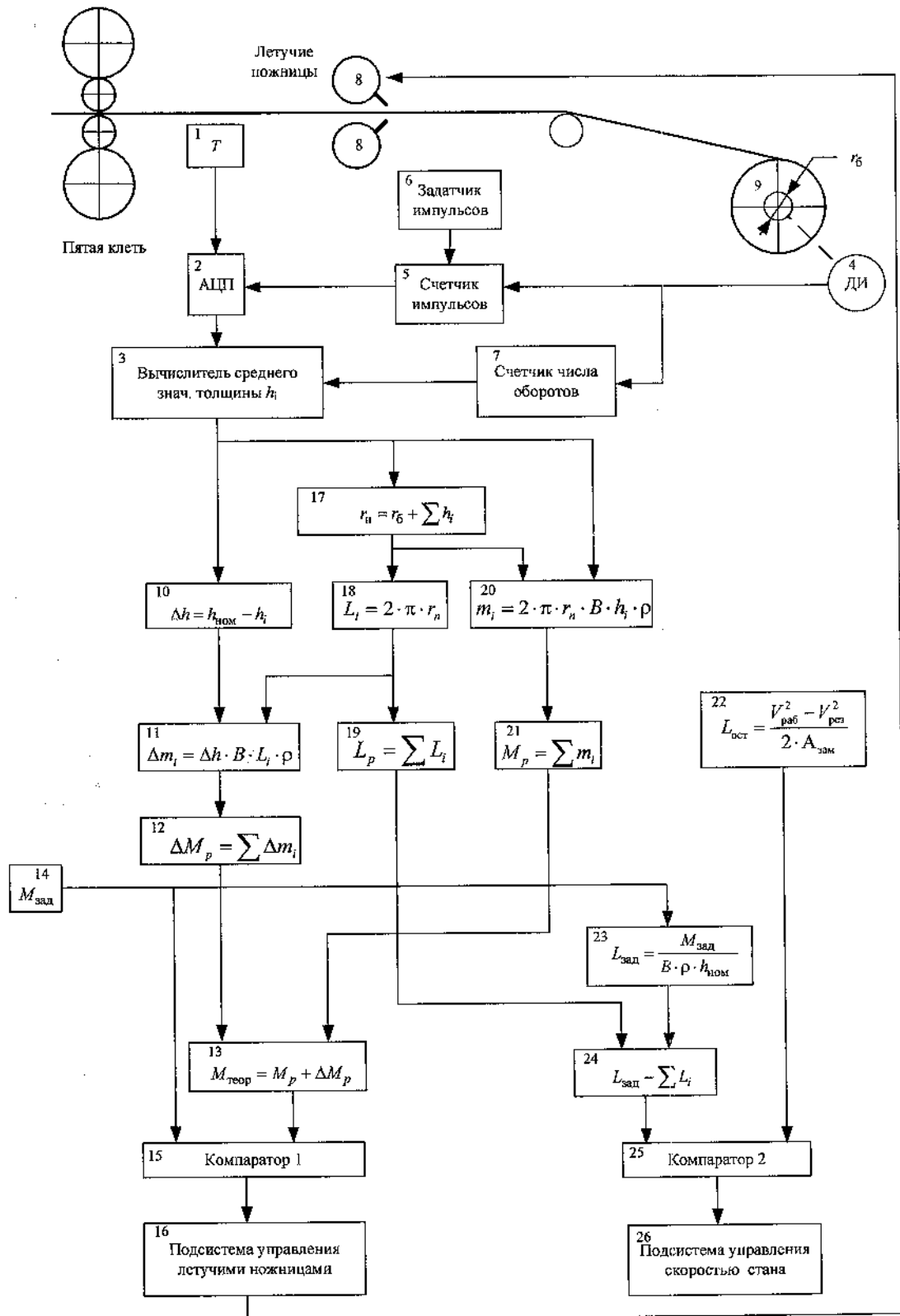


Рис. 1. Функциональная схема системы вычисления теоретической массы полосы

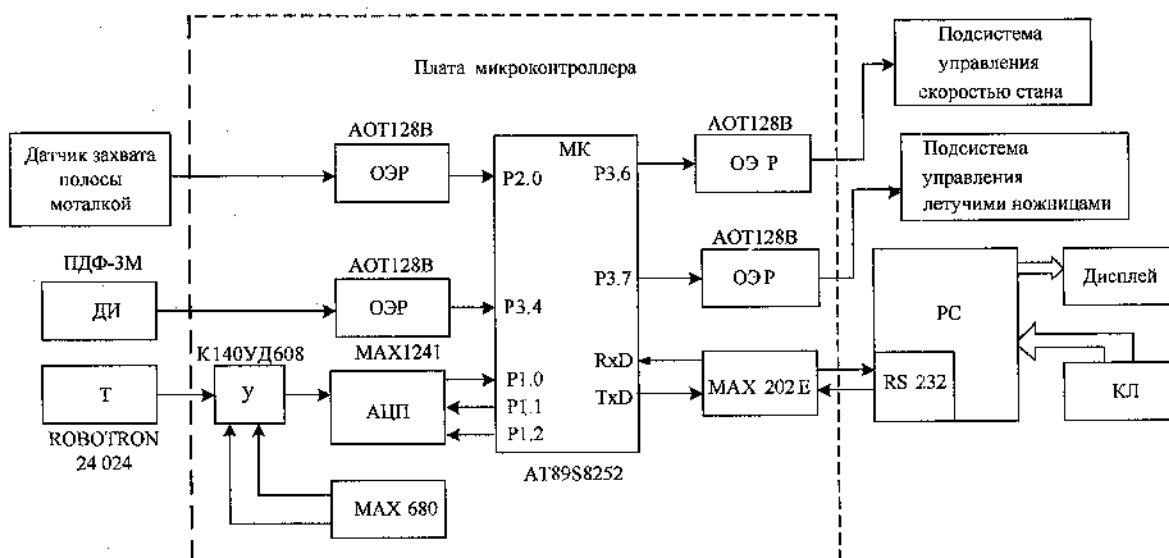


Рис. 2. Аппаратные средства системы вычисления теоретической массы полосы

Система работает следующим образом. Движущаяся полоса, проходя через летучие ножницы 8, наматывается моталкой в рулон 9. Импульсный датчик 4 числа оборотов формирует импульсы прямоугольной формы. Толщиномер 1 измеряет толщину полосы и формирует аналоговый сигнал на входе аналого-цифрового преобразователя 2. Система настроена таким образом, что оцифровка

аналогового сигнала толщины осуществляется десять раз на длине одного витка полосы, наматываемой в рулон 9. В счетчик импульсов 5 с задатчика импульсов 6 записывается число, равное $\frac{N}{10}$, где N – число прямоугольных импульсов, формируемых импульсным датчиком 4 за один оборот рулона 9. При достижении числа импульсов в

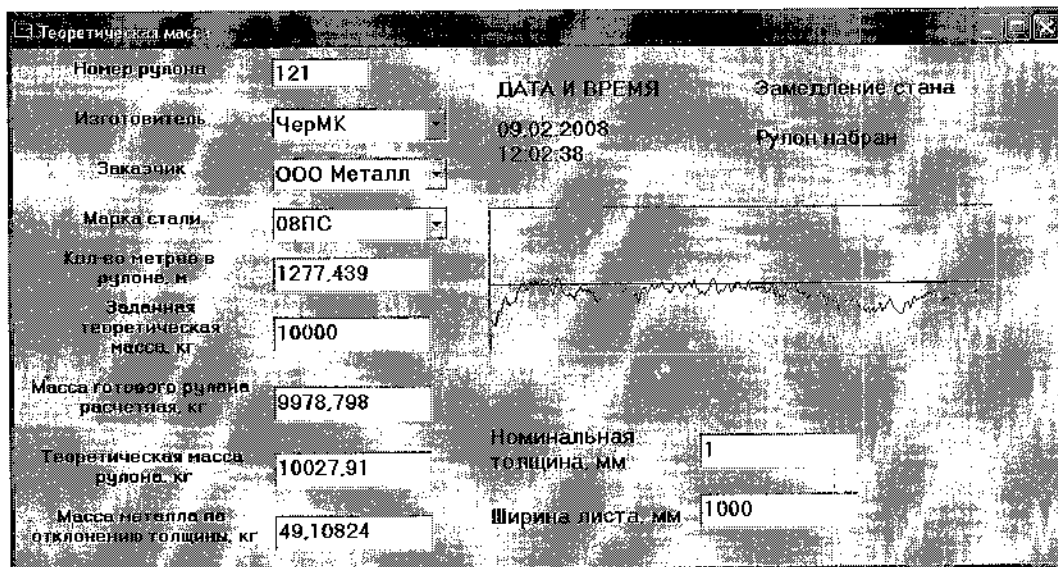


Рис. 3. Интерфейс программы системы вычисления теоретической массы движущейся полосы

счетчике 5, равного $\frac{N}{10}$, происходит запуск АЦП

2, оцифрованное значение помещается в память вычислителя среднего значения толщины полосы 3.

Одновременно с этим счетчик числа оборотов моталки 7 считает импульсы датчика 4 и фиксирует момент, когда оборот рулона 9 завершен, при этом на выходе счетчика 7 формируется сигнал, запускающий блок 3 на вычисление среднего значения толщины полосы на одном обороте моталки h_i . В блоке 19 происходит вычисление текущего радиуса рулона по формуле $r_n = r_0 + \sum h_i$, где r_0 – радиус гильзы моталки; h_i – средняя толщина полосы за один виток. Блок 20 вычисляет длину текущего витка по выражению $L_i = 2 \cdot \pi \cdot r_n$, а блок 21 – массу текущего витка $m_i = 2 \cdot \pi \cdot r_n \cdot B \cdot h_i \cdot \rho$, где B – ширина полосы; ρ – плотность стали. В блоке 10 происходит вычисление отклонения номинального значения толщины $h_{ном}$ от среднего значения по формуле $\Delta h = h_{ном} - h_i$. Блок 11 вычисляет отклонение массы текущего витка по формуле $\Delta m_i = \Delta h_i \cdot B \cdot L_i \cdot \rho$, а блок 12 суммирует эти отклонения $\Delta M_p = \sum \Delta m_i$. Блок 22 суммирует длины текущих витков $L_p = \sum L_i$, а блок 14 суммирует массы текущих витков согласно выражению $M_p = \sum m_i$. В блоке 13 вычисляется теоретическая масса полосы с учетом отклонений ее толщины от номинального значения $M_{теор} = M_p + \Delta M_p$. В первом компараторе 15 происходит сравнение двух величин: заданного оператором значения теоретической массы $M_{зад}$ в блоке 16 и вычисляемой системой в блоке 13 величины $M_{теор}$. В случае их равенства выдается сигнал в подсистему 18 управления летучими ножницами 8, далее происходит рез полосы.

В блоке 24 рассчитывается длина полосы, которую нужно еще намотать в рулон 9, но при этом необходимо начать торможение стана с рабочей скорости $V_{раб}$ до скорости реза $V_{рез}$. Таким обра-

зом, блок 24 вычисляет длину по выражению

$$L_{ост} = \frac{V_{раб}^2 - V_{рез}^2}{2 \cdot A_{зам}}, \text{ где } A_{зам} - \text{допустимое замедление стана.}$$

Блок 17 рассчитывает заданную длину рулона при известной заданной массе по формуле

$$L_{зад} = \frac{M_{зад}}{B \cdot \rho \cdot h_{ном}}.$$

Вычислитель 23 производит расчет разности заданной длины и суммы длин текущих витков рулона согласно выражению $L_{зад} - \sum L_i$. Во втором компараторе 25 сравниваются $L_{ост}$ и $L_{зад} - \sum L_i$. Если величины равны, то выдается сигнал в подсистему управления скоростью стана 26 для начала его замедления до скорости реза $V_{рез}$.

Выводы.

1. Использование импульсного датчика моталки позволяет исключить погрешность, обусловленную износом мерильного ролика датчика длины, что повышает точность вычисления теоретической массы движущейся полосы.

2. Измерение отклонения текущего значения толщины полосы от номинального значения позволяет вычислить отклонение массы и оценить способ прокатки на «минус в пределах допуска» (экономия металла) или на «плюс» (перерасход металла).

3. Система обеспечивает намотку полосы заданной длины при заданной массе в рулоне с учетом отклонения текущей толщины полосы от номинального значения.

4. С ростом радиуса наматываемого рулона пропорционально увеличивается длина полосы между дискретными измерениями толщины.

Список литературы

1. Мочалин В.Н., Перов Д.Н., Харахнина М.К. Математическая модель процесса намотки рулона в задаче вычисления теоретической массы металла // Вестник Череповецкого государственного университета. – 2007. – № 4. – С. 152–156.

ОГНЕТУШАЩИЕ ПЫЛЕВИДНЫЕ СОСТАВЫ

Радикальным решением экологической и экономической проблемы ликвидации накоплений промышленных отходов является разработка путей их утилизации. В металлургической промышленности отходов производства образуется огромное количество. Большинство крупных металлургических предприятий в своем составе имеют цеха обжига известняка и доломита. Промышленными отходами таких цехов является тонкодисперсная пыль. Эти пылевидные отходы содержат большое количество оксидов и карбонатных соединений кальция и магния, обладающих гигроскопическими и связующими свойствами [1], что позволяет эффективно использовать их в качестве веществ, замедляющих процессы взрыва и горения различных материалов, и для создания огнетушащих порошковых составов. Применяемые стандартные составы дороги, а неиспользованные партии огнетушащих порошков с истекшим сроком годности или собранный порошок после ликвидации пожара лишь частично используются обычно в качестве удобрений. Кроме того, большая часть некондиционного порошка складывается и не находит применения.

По результатам проведенной работы с тонкодисперсной пылью цехов обжига известняка АО «Миттал Стіл Темиртау» [2] было выявлено сохранение огнетушащей способности просроченного порошка и возможность применения его в качестве основного компонента порошкового огнетушащего средства.

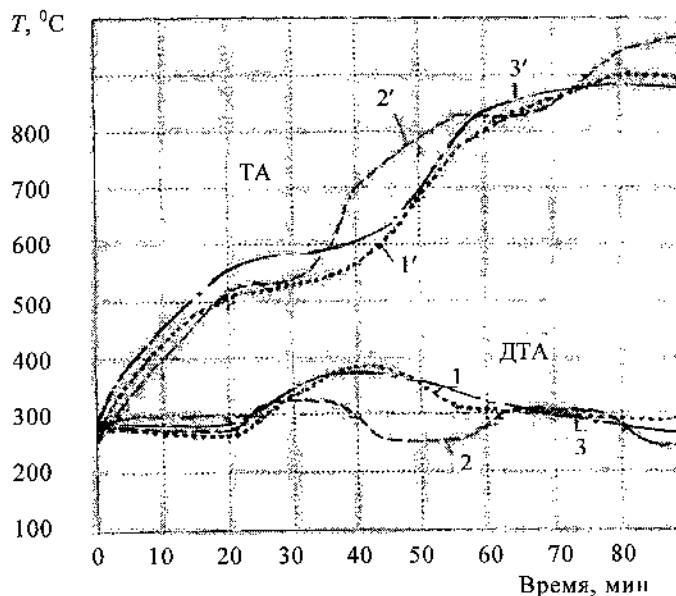
В Карагандинском государственном индустриальном университете разработаны огнетушащие порошковые составы на основе просроченного порошка П-2АП и отходов мелкодисперсной пыли. Изготавливаются предлагаемые составы из отходов недефицитного сырья: просроченного огнетушащего порошка на основе аммофоса, отсева доломитовой пыли цеха обжига известняка и

пыли извести, осевшей в бункерах аспирационных систем.

Основным компонентом просроченного порошка марки П-2АП является аммофос, массовая доля которого свыше 90 %. На основании термодинамических данных [3] рассчитана величина энтальпии аммофоса, состоящего из соединений моно- и диаммоний фосфатов, таких как $\text{NH}_4\text{H}_2\text{PO}_4$ и $(\text{NH}_4)_2\text{HPO}_4$. Как следует из расчетов, реакция разложения аммофоса идет с поглощением тепла (эндотермическая) и на 1 кг аммофоса затрачивается 584,85 кДж тепла.

Термодинамический расчет реакций доломитовой пыли и пыли извести также идет с эндотермическим процессом разложения и деструктуризации.

Полученные расчетные данные хорошо согласуются с термографическими исследованиями мелкодисперсных отходов металлургического производства, проведенными методом ТА [4], представленными на рисунке.

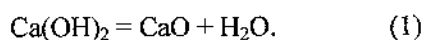


Термограммы нагрева дисперсных отходов: 1 – доломитовая пыль; 2 – пыль извести; 3 – аммофос

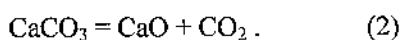
При нагреве известковых пылевидных материалов на термограмме наблюдаются два эндотермических эффекта: первый – в интервале температур от 430 до 580 °С и второй – от 720 до 830 °С, которые можно объяснить происходящими термохимическими превращениями. Судя по наличию в порошке до 16 % «потерь при прокаливании», т.е. газообразных веществ, выделяющихся при прокаливании пробы, пыль содержит карбонаты и гидроксиды кальция и магния.

Температура их разложения, по справочным данным, составляет (°С): для CaCO₃ – 825; MgCO₃ · 3H₂O – 165; Mg(OH)₂ – 200; MgCO₃ – более 350; Ca(OH)₂ – 580.

Таким образом, первый эндотермический эффект обуславливается диссоциацией гидроксида кальция по реакции (1) с участием разложения примесей соединений магния:



Начало первого эндотермического пика при температуре около 420 °С соответствует началу диссоциации карбонатов магния, а второй пик при 750 °С – диссоциации карбонатов кальция по реакции (2). Полученные на термограмме температуры разложения близки к справочным данным.



При нагреве проб отсева сырого доломита первый эндоэффект происходит из-за разложения карбоната магния, второй эндоэффект объясняется началом разложения карбоната кальция.

Влияние карбонатов и гидроксидов, кроме

физического поглощения тепла, обусловлено химическим охлаждением реакционной зоны, т.е. эндотермическим эффектом. Кроме того, при указанных реакциях выделяются в газовую среду пары воды и диоксид углерода, которые служат эффективными флегматизаторами горения, что свидетельствует о возможности применения доломитовой пыли и пыли извести в огнетушащих составах.

Вывод. На основании экспериментальных исследований предлагаются огнетушащие порошковые составы многоцелевого назначения на основе просроченного порошка П-2АП и отходов мелкодисперсной пыли металлургического производства, которые могут быть использованы для тушения пожаров тлеющих материалов, легко воспламеняющихся жидкостей и газов.

Список литературы

1. Прохорченко Н.В. Классификация металлургических отходов по антипирогенным свойствам. Информационный листок ИЛ № 39-99. Сер. Р.53.01.91. – Караганда, 1999. – 4 с.
2. Чернышева А.А., Говоров В.И., Трибунских О.С., Кривенко Т.С. Исследование эксплуатационных свойств просроченных огнетушащих порошков // Научно-технический прогресс в металлургии: Тр. Междунар. науч.-практ. конф., посв. 40-летию КарМетИ. – Темиртау, 2003. – С. 478-480.
3. Равдель А.А., Пономарева А.М. Краткий справочник физико-химических величин // Иван Федоров: Сб. – СПб., 2002. – 240 с.
4. Чернышева А.А. Определение температуры воспламенения слоя порошковых (пылевидных) материалов методом ДТА // Безопасность при ЧС: Лаб. практ. – Темиртау, 1996. – С. 61–66.

Раздел 3

ПРОМЫШЛЕННАЯ ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

УДК 536.244:621.783.2

С.В. Карпов, Э.Н. Сабуров, А.В. Быков

ГОУ ВПО «Архангельский государственный технический университет»

РАСЧЕТ АЭРОДИНАМИКИ ЦИКЛОННЫХ КАМЕР ПРИ ПРЕДЕЛЬНЫХ И БЛИЗКИХ К ПРЕДЕЛЬНЫМ УСЛОВИЯМ ВВОДА И ВЫВОДА ГАЗОВ

Существующие методы аэродинамического расчета циклонных камер различного технологического назначения ориентированы на близкие к средним значения безразмерных геометрических параметров входа и выхода потока: относительной площади входа $0,04 \leq \bar{f}_{\text{вх}} = 4f_{\text{вх}}/(\pi D_k^2) \leq 0,1$ ($D_k = 2R_k$ – внутренний диаметр циклонной камеры); высоты входных каналов $\bar{h}_{\text{вх}} = h_{\text{вх}}/D_k \leq 0,25 \dots 0,3$; диаметра выходного отверстия $0,3 \leq \bar{d}_{\text{вых}} = d_{\text{вых}}/D_k \leq 0,6$. В то же время циклонные камеры с малыми значениями $\bar{d}_{\text{вых}}$ и большими $\bar{f}_{\text{вх}}$ используются в сепарационных и сушильных установках, при нагреве металла, термической обработке заготовок и изделий [1], [2], [4], а циклонные камеры с $\bar{h}_{\text{вх}} \rightarrow 0,5$, $\bar{f}_{\text{вх}} > 0,1$ – в топках термического обезвреживания и сжигания горючих отходов производства [3], устройствах безокислительного нагрева заготовок [2].

В развитие ранее выполненных экспериментальных исследований [1]–[4] в работах авторов [5]–[8] рассмотрена аэродинамика циклонных камер как при сравнительно малых ($0,05 \dots 0,2$), так и больших ($0,8 \dots 1,0$) значениях $\bar{d}_{\text{вых}}$, малых ($0,02$) и больших ($0,2 \dots 0,267$) значениях $\bar{f}_{\text{вх}}$ и $\bar{h}_{\text{вх}}$, близких или равных $0,5$.

Важнейшими элементами методики аэродинамического расчета циклонных камер, приведенной в работах [1]–[3], является определение максимальной тангенциальной составляющей скорости циклонного потока $w_{\text{фм}}$, радиуса ее местоположения $r_{\text{фм}}$ и аэродинамического сопротивления. Закрученный поток в камере рассматривается как осесимметричный, несжимаемый, с постоянными физическими свойствами.

Важнейшая скоростная характеристика циклонного потока – максимальная вращательная

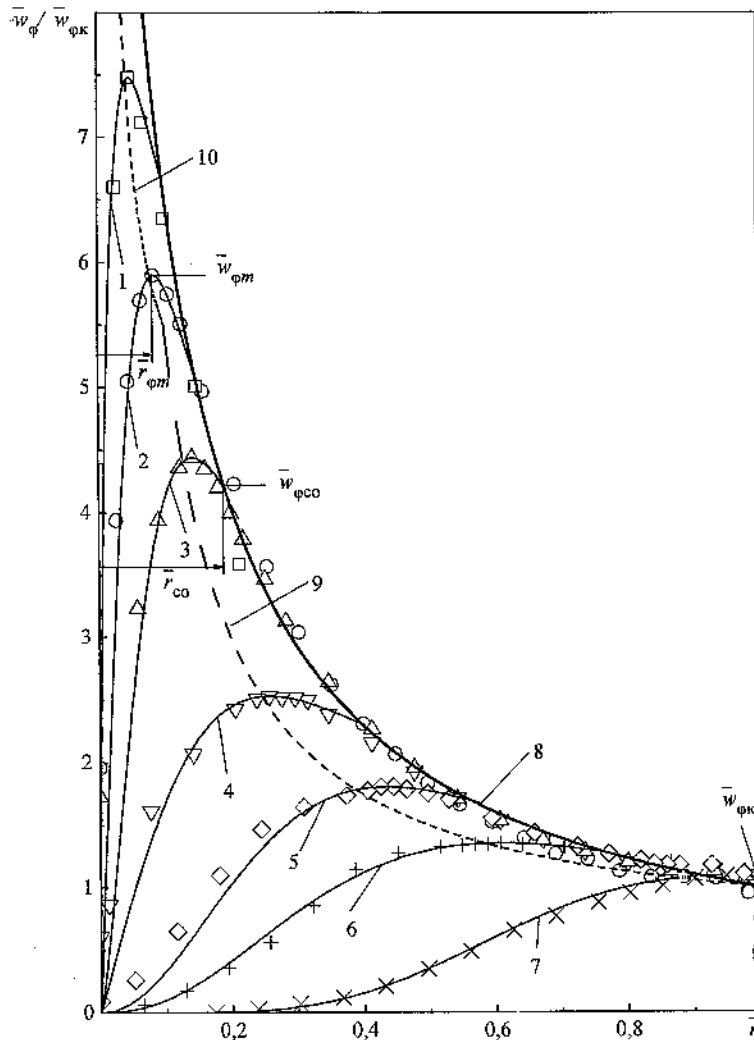


Рис. 1. Радиальные распределения $\bar{w}_\phi / \bar{w}_{\phi k}$ при различных значениях $\bar{d}_{\text{вых}} / \bar{d}_{\text{вх}} = 0,0477$. Обозначения: \square — $\bar{d}_{\text{вых}} / \bar{d}_{\text{вх}} = 0,1$; \circ — $0,161$; \triangle — $0,2$; ∇ — $0,3$; \diamond — $0,4$; $+$ — $0,55$; \times — $0,8$; линии 1–7 — расчет по уравнению (11); 8 — расчет по уравнению (8); 9 — расчет по уравнению (7); 10 — расчет по уравнению (9)

скорость $w_{\phi m}$ — зависит практически от всех геометрических и режимных параметров циклонной камеры и выражается через среднюю скорость во входных каналах $v_{\text{вх}}$ по уравнению

$$w_{\phi m} = v_{\text{вх}} \epsilon_k \bar{w}_{\phi k} \quad (1)$$

где $\epsilon_k = \bar{w}_{\phi m} / \bar{w}_{\phi k}$ — коэффициент крутки циклонного потока, связывающий тангенциальные скорости на внутренней и внешней границах квазипотенциальной зоны циклонного потока; $\bar{w}_{\phi m} =$

$= w_{\phi m} / v_{\text{вх}}$, $\bar{w}_{\phi k} = w_{\phi k} / v_{\text{вх}}$ — безразмерные максимальная и условная тангенциальная скорость на радиусе, равном R_k (в безразмерном виде на $\bar{r} = r / R_k = 1$ (рис. 1).

Характерный вид распределения $w_\phi = w_\phi(r)$ в циклонном потоке зададим [1]–[4] аппроксимационной зависимостью

$$\bar{w} = \frac{\bar{w}_\phi}{\bar{w}_{\phi m}} = \left(\frac{2\eta}{1 + \eta^\chi} \right)^n, \quad (2)$$

где $\eta = r / r_{\phi m} = \bar{r} / \bar{r}_{\phi m}$ — безразмерный текущий радиус ($\bar{r}_{\phi m}$ — безразмерный радиус положения $w_{\phi m}$); n — коэффициент, определяемый условиями генерации закрутки; χ — постоянная.

При определении показателя степени n из условия равенства нулю осевой составляющей вектора угловой скорости $\bar{\omega}_x$ [4] на внешней границе квазипотенциальной зоны — радиусе рабочего объема циклонной камеры $\eta_k = R_k / r_{\phi m} = 1 / \bar{r}_{\phi m}$

$$\bar{\omega}_x \Big|_{\eta = \eta_k} = \left(\bar{\omega} + \frac{1}{2} \eta \frac{\partial \bar{\omega}}{\partial \eta} \right) \Big|_{\eta = \eta_k} = \frac{1}{\eta} \left(\frac{\partial \bar{\Gamma}}{\partial \eta} \right) \Big|_{\eta = \eta_k} = 0, \quad (3)$$

где $\bar{\omega} = \bar{w} / \eta$, $\bar{\Gamma} = \bar{w} \eta$ — безразмерные угловая скорость и циркуляция скорости.

Учитывая конечную величину η_k , из уравнения (3) можно получить известное условие максимума циркуляции $\bar{\Gamma}$ [1]–[4] на радиусе η_k

$$\frac{\partial \bar{\Gamma}}{\partial \eta} \Big|_{\eta = \eta_k} = \frac{\partial}{\partial \eta} \left[\left(\frac{2\eta}{1 + \eta^\chi} \right)^n \right] \Big|_{\eta = \eta_k} = 0; \quad (4)$$

$$n = n_k = \frac{1 + \eta_k^\chi}{(\chi - 1)\eta_k^\chi - 1} \quad (5)$$

Значение коэффициента $\chi = 2,055$ выбирали исходя из наилучшего соответствия расчетных и опытных данных по коэффициенту крутки

$$\epsilon_k = \frac{\bar{w}_{\phi m}}{\bar{w}_{\phi k}} = \left(\frac{1 + \eta_k^\chi}{2\eta_k} \right) \frac{\eta_k^{\chi+1}}{(\chi - 1)\eta_k^\chi - 1} \quad (6)$$

Зависимость ϵ_k от безразмерного радиуса рабочего объема циклонной камеры η_k приведена на рис. 2. Как видно из представленных данных, при $1 \leq \eta_k \leq 10$ опытные точки по ϵ_k вполне удовлетворительно описываются уравнением

$$\epsilon_k = 0,5(1 + \eta_k), \quad (7)$$

которое фактически является упрощенным видом зависимости (6). При близких к предельным условиях вывода газов ($\bar{d}_{\text{вых}} \rightarrow 0, \eta_k > 10$) зависимость (2) уже не может быть использована для описания распределения \bar{w}_ϕ в периферийной (квазипотенциальной) области циклонного потока. В этих случаях, как видно из рис. 1, распределения $\bar{w}_\phi = \bar{w}_\phi(\bar{r})$ имеют ярко выраженный единообразный (автомодельный по $\bar{d}_{\text{вых}}$) характер и при $\bar{f}_{\text{вх}} \geq 0,05$ удовлетворительно описываются гиперболической аппроксимационной зависимостью [6]–[8]

$$\bar{w}_\phi = \bar{w}_{\phi k} \frac{1}{a + b\bar{r}}, \quad (8)$$

где $a = 0,058; b = 0,942$; а опытные данные по ϵ_k — формулой

$$\epsilon_k = 4 + 0,15\eta_k. \quad (9)$$

В диапазоне $\eta_k = 1 \dots 15$ зависимость $\epsilon_k = \epsilon_k(\eta_k)$ может быть представлена также общим уравнением

$$\epsilon_k = \frac{\eta_k}{0,1\eta_k + 0,9}. \quad (10)$$

Распределение безразмерной тангенциальной скорости в зоне возрастания \bar{w}_ϕ (так называемой зоне «квazitвердого» вращения [1]–[4] или внутренней зоны циклонного потока) носит более сложный характер. Существенная деформация профиля \bar{w}_ϕ особенно заметна при больших значениях $\bar{d}_{\text{вых}} \rightarrow 1$, малых $\bar{f}_{\text{вх}} \rightarrow 0$ и в сечениях, близких к выходному отверстию, что связано в

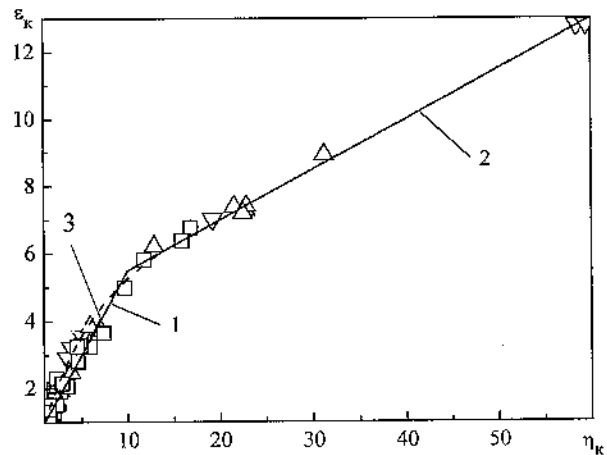


Рис. 2. Обобщение экспериментальных данных по ϵ_k : □ — [6]; △ — [7], [8]; ▽ — [9], [10]; расчетные кривые: 1 — по уравнению (7); 2 — по уравнению (9); 3 — по уравнению (10)

основном с влиянием индуцированного осевого обратного течения.

Анализ известных по публикациям зависимостей для описания поля тангенциальных скоростей [2], [4] показал, что они удовлетворительно описывают распределения \bar{w}_ϕ в квазипотенциальной зоне, но плохо согласуются с экспериментальными данными во внутренней области (зоне «квazitвердого» вращения) при $\bar{d}_{\text{вых}} \rightarrow 1$.

В работах авторов [1]–[4] предложен метод расчета \bar{w}_ϕ во внутренней приосевой области исходя из условия существования максимума угловой скорости $\bar{\omega}$, достигаемого на безразмерном радиусе $0 \leq \eta_{\omega m} = r_{\omega m} / r_{\phi m} \leq 1$. При использовании зависимости (2) в виде

$$\bar{w}_\phi = \bar{w}_{\phi m} \left[\frac{2\eta}{1 + \eta^2} \right]^{n_\omega}; \quad (11)$$

$$\left. \frac{\partial \bar{\omega}}{\partial \eta} \right|_{\eta=\eta_{\omega m}} = \frac{\partial}{\partial \eta} \left[\frac{1}{\eta} \left(\frac{2\eta}{1+\eta^2} \right)^n \right] \Bigg|_{\eta=\eta_{\omega m}} = 0; \quad (12)$$

$$n = n_{\omega} = \frac{1 + \eta_{\omega m}^2}{1 - \eta_{\omega m}^2}. \quad (13)$$

Показатель степени n_{ω} зависит от геометрических характеристик циклонной камеры и особенностей течения в приосевой (внутренней) области потока.

Анализ и обобщение экспериментальных данных по $\bar{r}_{\omega m} = r_{\omega m} / R_k$ при различных значениях $\bar{d}_{\text{вых}}$ и безразмерного геометрического параметра, характеризующего соотношение площадей входа и выхода потока $\bar{f} = \bar{f}_{\text{вх}} / \bar{f}_{\text{вых}} = \bar{f}_{\text{вх}} / \bar{d}_{\text{вых}}^2$, в незагруженных циклонных камерах позволили рекомендовать (рис. 3) расчетную зависимость вида

$$\bar{r}_{\omega m} = \bar{r}_{\text{вых}} \left[k \exp(-\bar{f}/m) + l \right], \quad (14)$$

где $\bar{r}_{\text{вых}} = \bar{d}_{\text{вых}}$; $k = 1,136$; $m = 0,22$; $l = 0,002$.

Расчетная формула (11) справедлива при $0 \leq \bar{r} \leq \bar{r}_{\text{со}}$, где $\bar{r}_{\text{со}}$ — безразмерный радиус, соответствующий точке сопряжения профиля \bar{w}_{ϕ} (см. рис. 1) с кривой распределения $\bar{w}(r)$ в зоне ква-

зипотенциального вращения (8):

$$\eta_{\text{со}} = \bar{r}_{\text{со}} / \bar{r}_{\phi m} = 2,04 - 1,07 \exp(-\bar{f}). \quad (15)$$

В результате обобщения экспериментальных данных получена также зависимость, связывающая тангенциальную скорость в точке сопряжения $\bar{w}_{\text{со}}$ и $\bar{w}_{\phi m}$:

$$\bar{w}_{\text{со}} = \bar{w}_{\phi \text{со}} / \bar{w}_{\phi m} = 0,8 + 0,2 \exp(-\bar{f}/1,8). \quad (16)$$

На рис. 1 приведено сопоставление (8), (11) с экспериментальными профилями $\bar{w}_{\phi} = \bar{w}_{\phi}(r)$, полученными при различных значениях $\bar{d}_{\text{вых}}$. Как видно из представленных данных, зависимость (11) фактически отражает предельное распределение тангенциальной скорости потока в зоне квазипотенциального вращения как при одностороннем, так и двустороннем вводе газов в циклонную камеру. С уменьшением безразмерной площади входа $\bar{f}_{\text{вх}}$ и увеличением диаметра выходного отверстия степень соответствия закону закрутки (8) (заполненности профиля $\bar{w}_{\phi} = \bar{w}_{\phi}(r)$) снижается, причем наиболее значительно при $\bar{f}_{\text{вх}} < 0,02$. Влияние $\bar{f}_{\text{вх}}$ на распределение \bar{w}_{ϕ} в этой области течения можно учесть обобщающей зависимостью для $\bar{w}_{\phi k}$

$$\bar{w}_{\phi k} = \frac{1}{1,1 + 0,00035 / \bar{f}_{\text{вх}}^2}. \quad (17)$$

Сравнение расчетных кривых $\bar{w}_{\phi} = \bar{w}_{\phi}(\bar{r})$ с опытными данными других авторов при резко различных (близких к предельным) значениях $\bar{f}_{\text{вх}}$ приведено на рис. 4.

К основным аэродинамическим характеристикам циклонных камер относятся также безразмерное статическое давление на стенке рабочего объема $\bar{p}_{\text{с.к}} = 2p_{\text{с.к}} / (\rho_{\text{вх}} v_{\text{вх}}^2)$ ($\rho_{\text{вх}}$ — плотность потока во входных каналах), коэффициенты аэродинамического сопротивления $\zeta_{\text{вх}} = 2\Delta p_{\text{п}} / (\rho_{\text{вх}} v_{\text{вх}}^2)$ ($\Delta p_{\text{п}}$ — перепад полного давления в циклонной камере) и аэродинамической эффективности $\zeta_{\phi m} = 2\Delta p_{\text{п}} / (\rho_{\phi m} w_{\phi m}^2)$, где $\rho_{\phi m}$ — плотность потока на радиусе $r_{\phi m}$ [1]–[4].

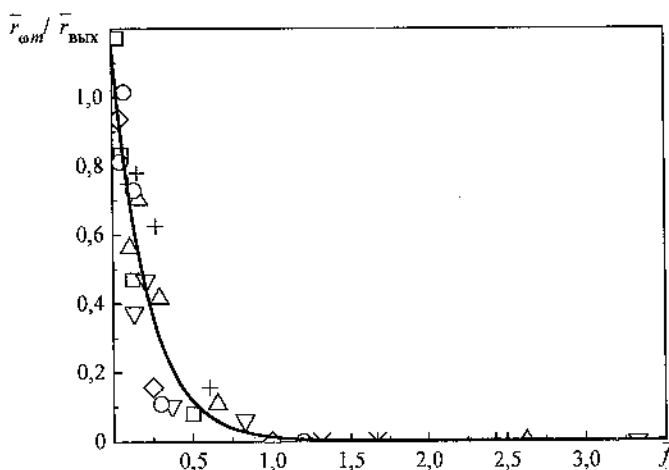


Рис. 3. Обобщение экспериментальных данных по отношению $\bar{r}_{\omega m} / \bar{r}_{\text{вых}}$: \square — $\bar{f}_{\text{вх}} = 0,02$; \circ — 0,048; \triangle — 0,105; ∇ — 0,133; $+$ — 0,04; \times — 0,210; $*$ — 0,267. Линия — расчет по уравнению (14)

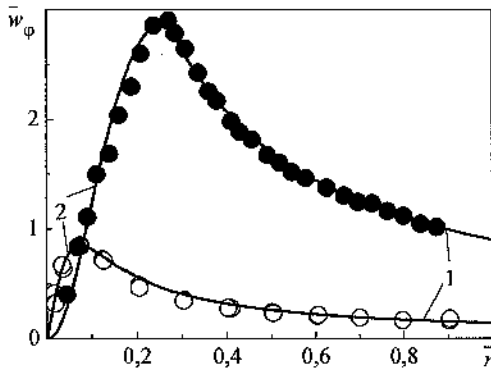


Рис. 4. Сопоставление опытных и расчетных распределений \bar{w}_ϕ при различных значениях $f_{вк}$. Опытные точки: $\circ - f_{вк} = 0,0076$ [9]; $\bullet - 0,716$ [10]. Линии: 1 – расчет по (8), (17); 2 – расчет по (11)–(14)

Распределения безразмерных статического $\bar{p}_c = 2p_c / (\rho_{вк} v_{вк}^2)$ и полного $\bar{p}_n = 2p_n / (\rho_{вк} v_{вк}^2)$ давлений определяются профилем тангенциальных скоростей в потоке. Расчетные зависимости для \bar{p}_c можно получить [1]–[4], используя распределения \bar{w}_ϕ (8), (11), и дифференциальное уравнение радиального равновесия плоского вращающегося течения

$$\frac{d\bar{p}_c}{d\bar{r}} = 2 \frac{\bar{w}_\phi^2}{\bar{r}} \quad (18)$$

При $0 \leq \bar{r} \leq \bar{r}_{co}$

$$\bar{p}_c = \bar{p}_{c_{rco}} -$$

$$- 2\bar{w}_{\phi m}^2 \int_0^{\bar{r}_{co}} \frac{1}{\bar{r}/\bar{r}_{\phi m}} \left(\frac{2\bar{r}/\bar{r}_{\phi m}}{1 + \bar{r}/\bar{r}_{\phi m}} \right)^{2n_{\phi}} ; \quad (19)$$

при $\bar{r}_{co} \leq \bar{r} \leq 1$

$$\bar{p}_c = \bar{p}_{c,k} + 473,38 \times \left(\frac{13}{13 + 210\bar{r}} + \ln \frac{\bar{r}}{13 + 210\bar{r}} + 5,35 \right). \quad (20)$$

Некоторые из результатов числен-

ных расчетов \bar{p}_c для двух значительно отличающихся друг от друга и близких к предельным значений $\bar{d}_{вкx}$ и их сравнение с опытными радиальными распределениями безразмерного статического давления показаны на рис. 5. Как следует из представленных данных, расчетные и опытные кривые \bar{p}_c хорошо согласуются между собой практически во всем диапазоне изменения \bar{r} .

На рис. 6 показана полученная авторами экспериментальная связь $\bar{p}_{c,k}$ с безразмерной скоростью $\bar{w}_{\phi m}$ в широком диапазоне изменения $\bar{d}_{вкx}$ и $f_{вк}$. В отличие от ранее выполненных исследований [1]–[4] установлено существование предельного значения безразмерного статического давления $\bar{p}_{c,k} = \bar{p}_{c,k}^{пред} \approx 200$, при котором достигается максимальная крутка потока $\bar{w}_{\phi m} = \bar{w}_{\phi m}^{max} \approx 8$. Дальнейшее увеличение давления на боковой поверхности камеры, например за счет уменьшения $\bar{d}_{вкx}$, приводит к весьма заметному затуханию вращательного движения как в приосевой зоне, так и в пристенной области. Можно предполо-

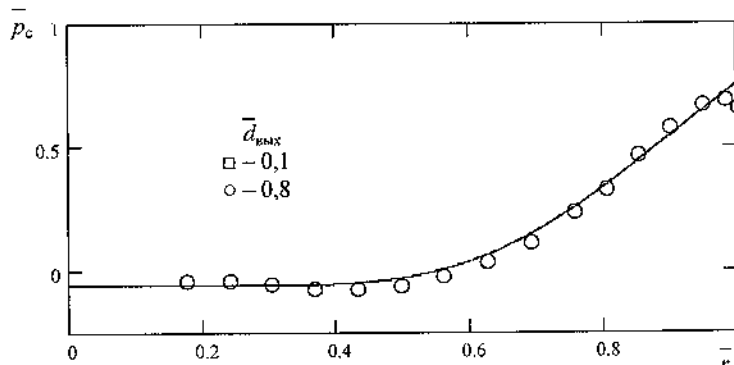
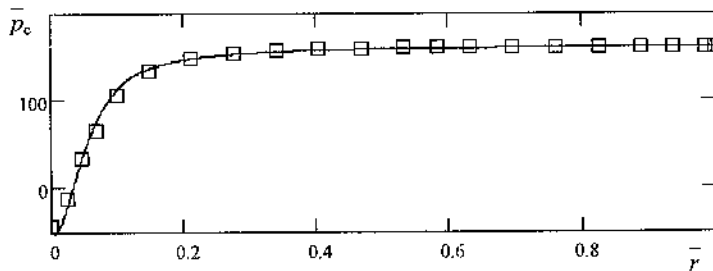


Рис. 5. Сопоставление расчетных и опытных распределений \bar{p}_c при различных значениях $\bar{d}_{вкx}$. Обозначения: линии – расчетные кривые; точки – экспериментальные данные

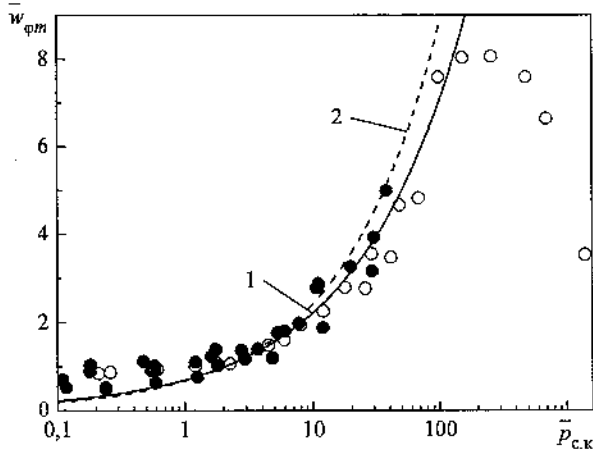


Рис. 6. Связь между безразмерными максимальной тангенциальной скоростью и статическим давлением на боковой поверхности циклонной камеры: линия 1 – расчет по уравнению (21), 2 – по (22); точки – опытные данные: ● – [5], [7]; ○ – [8]

жить, что при $\bar{p}_{c.k} \rightarrow \infty$ $\bar{w}_{fm} \rightarrow 0$. В диапазоне $\bar{p}_{c.k} = 0,1 \dots 150$ зависимость $\bar{w}_{fm} = \bar{w}_{fm}(\bar{p}_{c.k})$ удовлетворительно описывается квадратичной функцией

$$\bar{p}_{c.k} = 2\bar{w}_{fm}^2 \quad (21)$$

Ранее [1]–[4] аналогичная зависимость

$$\bar{p}_{c.k} = 2\bar{w}_{fm}^{1,8} \quad (22)$$

была получена при обобщении эксперименталь-

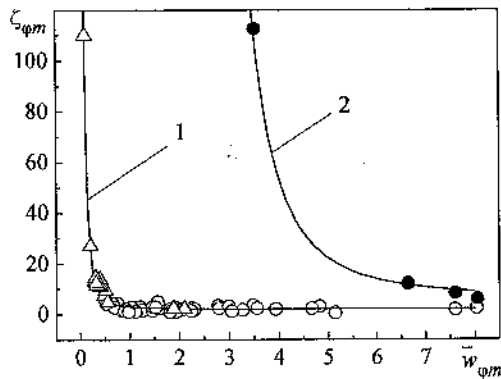


Рис. 7. Сопоставление зависимостей (25), (26) с опытными данными по коэффициенту ζ_{fm} . Линии: 1 – расчет по (25), 2 – расчет по (26); точки – опытные данные: Δ – [1]–[4]; ○, ● – [5]–[8]

ных данных многих исследователей в существенно меньшем диапазоне изменения $\bar{p}_{c.k}$.

Суммарный коэффициент аэродинамического сопротивления циклонной камеры при истечении потока в окружающую среду [1]–[4]

$$\zeta_{вх} = \bar{p}_{c.вх} + 1 = \bar{p}_{c.к} (p_{c.к} / p_{c.вх}) + 1, \quad (23)$$

где $\bar{p}_{c.вх}$ – безразмерное статическое давление во входных каналах; $p_{c.к} / p_{c.вх}$ – отношение статических давлений на боковой поверхности камеры и во входных каналах, характеризующее относительное уменьшение запаса потенциальной энергии потока на входе в циклонную камеру.

Учитывая, что при предельных и близких к предельным условиях ввода и вывода газов (больших значениях $\bar{f}_{вх}$ и $\bar{d}_{вых} < 0,2$) коэффициент $p_{c.к} / p_{c.вх}$ близок к 1, $\zeta_{вх}$ с учетом (21) можно представить так [4]:

$$\zeta_{вх} = 2\bar{w}_{fm}^2 + 1, \quad (24)$$

а коэффициент аэродинамической эффективности ζ_{fm} описать приближенной зависимостью

$$\zeta_{fm} \approx \frac{\zeta_{вх}}{\bar{w}_{fm}^2} = 2 + \frac{1}{\bar{w}_{fm}^2}. \quad (25)$$

Как следует из (25), чем меньше ζ_{fm} (т.е. чем меньше аэродинамическое сопротивление $\zeta_{вх}$ и чем больше относительная максимальная скорость \bar{w}_{fm}), тем выше аэродинамическое качество (совершенство) циклонной камеры. При значительной крутке потока ($\bar{w}_{fm} \approx 4 \dots 8$) предельно минимальное значение ζ_{fm} близко к 2 (рис. 7). Снижение $\bar{w}_{fm} < 1$ приводит к ухудшению аэродинамической эффективности камеры, причем особенно резко при $\bar{w}_{fm} < 0,5$. Из рис. 7 также видно, что экспериментальные данные вполне удовлетворительно согласуются с расчетной кривой (25) при увеличении \bar{w}_{fm} вплоть до 8. Уменьшение $\bar{d}_{вых}$ в области значений, близких к предельным, приводит к возникновению своеобразного гистерезиса зависимости $\zeta_{fm} = \zeta_{fm}(\bar{w}_{fm})$ (показано зачерненными точками). В этом случае опытные данные по коэффициенту ζ_{fm} описываются формулой

$$\zeta_{\text{фм}} = 6 \left[1 + \frac{1}{2 \left(\bar{w}_{\text{фм}} / 8 \right)^2} \right]^{\frac{8}{\bar{w}_{\text{фм}}}} \quad (26)$$

Полученные в работе зависимости для $\bar{w}_{\text{фм}}$, $P_{\text{с.к}}$, $\zeta_{\text{вх}}$ и $\zeta_{\text{фм}}$ могут быть использованы при разработке рекомендаций по расчету и выбору оптимальных конструктивных и режимных параметров высокоэффективных циклонных камер с различными, в том числе предельными и близкими к предельным конструктивными характеристиками.

Список литературы

1. Сабуров Э.Н., Карнов С.В., Остаев С.И. Теплообмен и аэродинамика закрученного потока в циклонных устройствах / Под ред. Э.Н. Сабурова. – Л.: Изд-во ЛГУ, 1989. – 276 с.
2. Сабуров Э.Н., Карнов С.В. Теория и практика циклонных сепараторов, топок и печей / Под ред. Э.Н. Сабурова. – Архангельск: Изд-во АГТУ, 2000. – 568 с.
3. Сабуров Э.Н., Карнов С.В. Циклонные устройства в деревообрабатывающем и целлюлозно-бумажном производстве / Под ред. Э.Н. Сабурова. – М.: Экология, 1993. – 368 с.
4. Карнов С.В., Сабуров Э.Н. Высокоэффективные циклонные устройства для очистки и теплового использования газовых выбросов / Под ред. Э.Н. Сабурова. – Архангельск: Изд-во АГТУ, 2002. – 504 с.

5. Карнов С.В., Сабуров Э.Н., Быков А.В. Аэродинамика и конвективный теплообмен в циклонной камере при близких к предельным условиям ввода и вывода газов // Вестник Череповецкого государственного университета. – 2007. – № 3. – С. 127–134.

6. Карнов С.В., Сабуров Э.Н., Быков А.В. Аэродинамика циклонных устройств при близких к предельным условиям ввода и вывода газов // Труды IV Российской национальной конференции по теплообмену: В 8 т. 23–27 окт. 2006 г. Москва. Т. 2. Вынужденная конвекция однофазной жидкости. – М.: Изд. дом МЭИ, 2006. – С. 141–144.

7. Карнов С.В., Сабуров Э.Н., Быков А.В. Особенности аэродинамики потока на входе в циклонное устройство // Современная наука и образование в решении проблем экономики Европейского Севера: Материалы Междунар. науч.-техн. конф., посв. 75-летию АЛТИ – АГТУ. Т. 1. – Архангельск: Изд-во АГТУ, 2004. – С. 339–342.

8. Карнов С.В., Сабуров Э.Н., Быков А.В. Аэродинамика циклонных устройств при предельных условиях вывода газов // Вузовская наука – региону. – II Всерос. науч.-техн. конф., 27 февраля 2004 г. – Вологда, 2004. – С. 38–41.

9. Михайленко А.А., Космодемьянский Ю.В. Аэродинамика и оптимизация вихревых камер распылительных сушилок // Пром. энергетика. – 1977. – № 8. – С. 34–38.

10. Escudier M.P., Bornstein J., Zehnder N. Observations and LDA measurements of confined turbulent vortex flow // J. Fluid Mech. – 1980. – Vol. 98, pt 1. – P. 49–63.

УДК 533.601.1: 536.244

Ю.Л. Леухин, Э.Н. Сабуров, И. А. Усачев
 ГОУ ВПО «Архангельский государственный технический университет»
 В. Гарен
 Университет прикладных наук, г. Эмден (Германия)

ОБТЕКАНИЕ И ТЕПЛОТДАЧА ЦИЛИНДРА И ГРУППЫ ЦИЛИНДРОВ В ЦИКЛОННОМ ПОТОКЕ

С точки зрения повышения производительности и экономичности работы промышленных циклонных печей, групповой способ нагрева изделий (заготовок) малого относительного диаметра является наиболее рациональным. Однако закономерности обтекания заготовок при различных вариантах формирования садки и связанные с ними особенности распределения коэффициента теплоотдачи в настоящее время практически не изучены [1]. Рассматриваемая задача представляет интерес с точки зрения дальнейшего изучения аэродина-

мики и конвективного теплообмена в сильно закрученном потоке греющих газов циклонных нагревательных устройств, совершенствования методик их теплового и аэродинамического расчетов.

Опыты выполнены на стенде и по методике, подробное описание которых приведено в работе [2]. Циклонная камера 1 (рис. 1) стенда имела диаметр $D_k = 2R_k = 179$ мм и длину $L_k = 272$ мм. Воздух в камеру подводили тангенциально внутренней поверхности с двух диаметрально противополож-

ных сторон через каналы с высотой $h_{\text{вх}} = 13$ мм и длиной (размер по образующей) $l_{\text{вх}} = 40$ мм. Безразмерная суммарная площадь входа потока $\bar{f}_{\text{вх}} = 4f_{\text{вх}}/\pi D_k^2$ равнялась $4,13 \cdot 10^{-2}$. Отвод воздуха из циклонной камеры производили через осесимметричное с рабочим объемом отверстие в верхнем торце с относительным диаметром $\bar{d}_{\text{вых}} = d_{\text{вых}}/D_k$, равным 0,4.

Цилиндры, имитировавшие заготовки, паровые калориметры 2 [3] имели длину 231,5 мм и диаметр $d = 31$ мм, что соответствовало параметру $\bar{d} = d/D_k = 0,173$. Торцы цилиндров отстояли от торцов камеры на расстоянии 23 мм. Величина относительного смещения $\bar{e} = e/R_k$ равнялась 0,190 и 0,324 (17 и 29 мм). Число цилиндров n изменялось от 1 до 4.

Распределения осредненных и пульсационных значений тангенциальной и осевой составляющих вектора скорости исследовались двухлучевым лазерным доплеровским анемометром (ЛДА) в среднем поперечном сечении циклонной камеры при $\bar{z} = 0,670$ ($\bar{z} = z/D_k$ – безразмерная координата, совпадающая с осью камеры и отсчитываемая

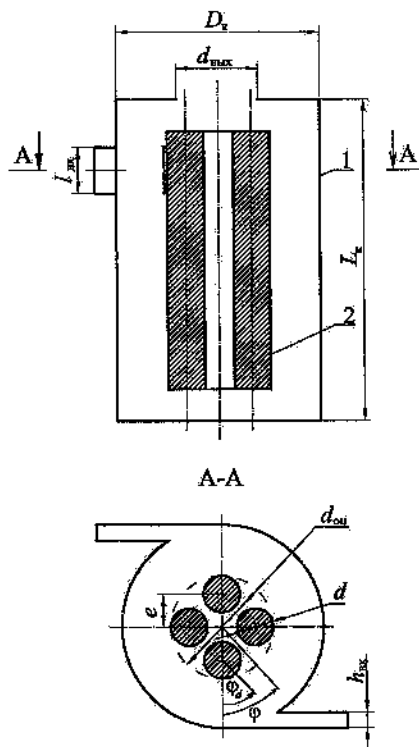


Рис. 1. Схема циклонной камеры, нагруженной группой из четырех цилиндров

от ее глухого торца). Избыточное давление p на поверхности цилиндра замерялось в том же сечении по его периметру через 10° с помощью отверстий диаметром 0,5 мм.

Измерение местной плотности теплового потока по периметру цилиндра осуществлялось градиентным датчиком теплового потока фирмы «Сартес» (Франция) с размерами сторон 5×5 мм и толщиной 0,450 мм. Время реакции датчика составляет 150 мс, вольт-ваттная чувствительность – 0,136 мВ/(Вт/м²). На цилиндре датчик закреплялся заподлицо с поверхностью в среднем сечении. Показания датчика снимались через 10° при вращении цилиндра вокруг его оси. Температура поверхности теплоотдачи контролировалась с помощью хромель-алюмелевой термопары.

Опыты производились при значениях числа Рейнольдса $Re_{\text{вх}} = (3,02 \dots 25,8) \cdot 10^4$ ($Re_{\text{вх}} = V_{\text{вх}} D_k / \nu_{\text{вх}}$, $V_{\text{вх}}$ и $\nu_{\text{вх}}$ – средняя скорость воздуха и кинематический коэффициент вязкости во входном канале).

При обтекании цилиндра, смещенного с оси рабочего объема циклонной камеры, наблюдается двустороннее отрывное его обтекание (рис. 2;

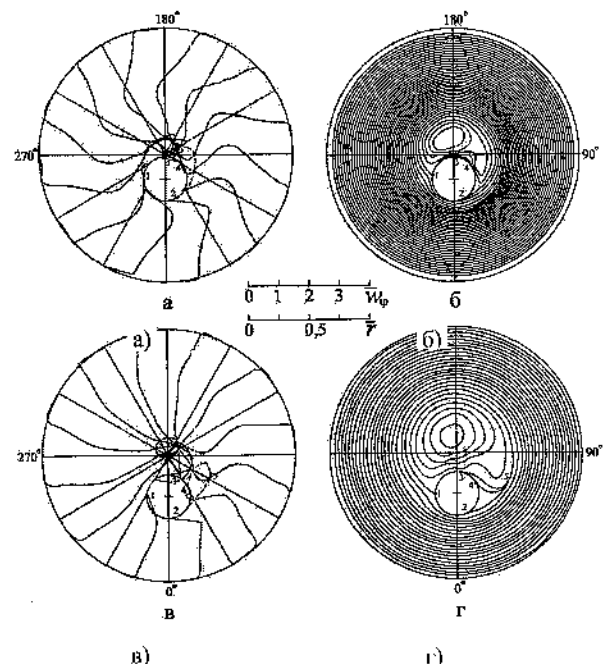


Рис. 2. Распределения тангенциальной скорости (а, в) и линий тока (б, г) при обтекании одиночного смещенного цилиндра: а, б – $\bar{e} = 0,190$; в, г – $0,324$

$\bar{r} = r/R_k$ – безразмерный радиус, $\bar{w}_\phi = w_\phi/V_{\text{вх}}$ –

безразмерная тангенциальная скорость) [4]. В конфузорной части течения при приближении к наиболее стесненному проходному сечению $\varphi = 0^\circ$ (φ – центральный угол (см. рис. 1) отсчитывается в поперечном сечении камеры в направлении движения потока от радиуса, по которому смещается цилиндр) поток перемещается под влиянием отрицательного градиента давления, способствующего его разгону.

При большем смещении цилиндра вихрь увеличивается в размерах и занимает приосевую область рабочего объема (рис. 2). Уровень тангенциальных скоростей в нем становится соизмеримым по величине с их значениями во внешнем потоке. Лобовая точка 1 перемещается по периметру цилиндра от $\varphi_d \approx 260^\circ$ (при $\bar{e} = 0,190$) к $\varphi_d \approx 270^\circ$ (при $\bar{e} = 0,324$), а точка 3 от $\varphi_d \approx 180^\circ$ к $\varphi_d \approx 170^\circ$. Положение точки отрыва потока с поверхности цилиндра 2 при исследованных смещениях практически не зависит от e ($\varphi_d \approx 30^\circ$). За цилиндром между точками отрыва потока 2 и 3 при $\bar{e} = 0,324$ происходит формирование двух вращающихся в противоположные стороны вихревых структур, разделенных линией, соединяющей точки 4 и 5 (см. рис. 2).

С введением в рабочий объем циклонной камеры второго цилиндра, расположенного симметрично относительно оси камеры, характер обтекания цилиндров начинает существенно зависеть и от расстояния между ними (рис. 3).

При близком расположении цилиндров ($\bar{e} = 0,190$) в узком зазоре между ними отсутствует упорядоченное вращательное движение и имеется лишь слабоинтенсивное осевое течение в направлении выходного отверстия. В направлении, перпендикулярном радиальной линии смещения цилиндров, образуются два вихря, которые отрываются от поверхности одного цилиндра в точке 3 ($\varphi_d \approx 210^\circ$) и затем присоединяются к поверхности другого в точке 4 ($\varphi_d \approx 150^\circ$). Каждый цилиндр омывается двумя вихрями, которые оттесняют внешний циклонный поток, перемещая лобовую точку 1 к $\varphi_d \approx 290^\circ$. При этом в вихрях наблюдается наибольший уровень осевых скоростей в направлении выходного отверстия. Положение точки отрыва 2, как показали опыты, практически не зависит от количества цилиндров в группе. Нулевая линия тока замыкается между критическими точками 1 и 2 соседних цилиндров.

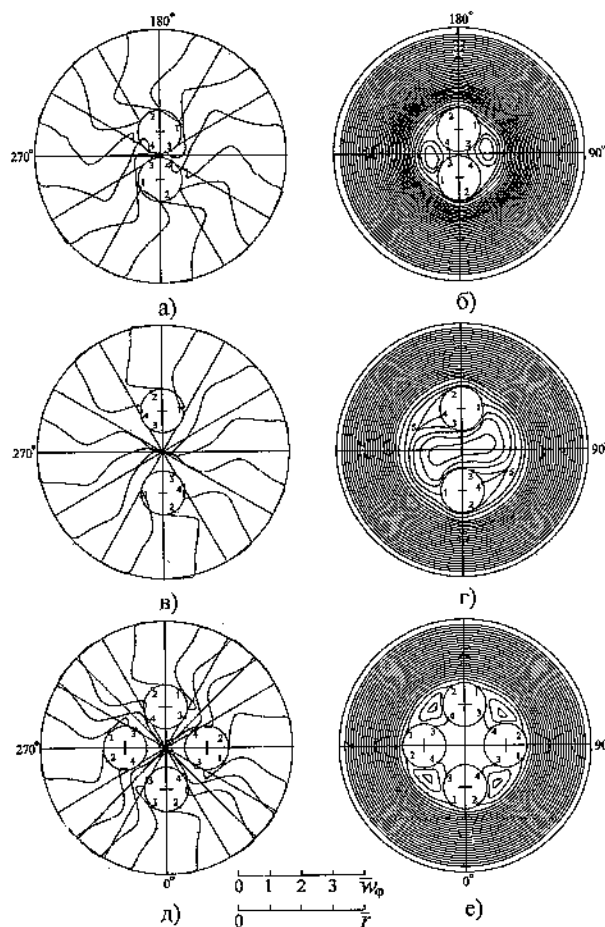


Рис. 3. Распределения тангенциальной скорости (а, в, д) и линий тока (б, г, е): а, б – $\bar{e} = 0,190, n = 2$; в, г – $\bar{e} = 0,324, n = 2$; д, е – $\bar{e} = 0,324, n = 4$

С увеличением расстояния между цилиндрами до $0,87 \bar{d}$ ($\bar{e} = 0,324$; рис. 3) повышается проточность приосевой области циклонной камеры. Вторичные вихри между ними объединяются, образуя один вихрь деформированной формы. В рассматриваемой области тангенциальные и осевые скорости близки по величине. Лобовая точка 1 перемещается по периметру к значению угла $\varphi_d \approx 280^\circ$, а точки 3 и 4 сдвигаются в сторону меньших углов φ_d , равных 150° и 110° соответственно. Как и при обтекании одиночного цилиндра при этом смещении, между точками отрыва потока 2 и 3 происходит формирование вращающихся в противоположные стороны вихревых структур, условно разделенных линией 4 – 5 (рис. 3).

При обтекании четырех цилиндров поток вне описанной окружности с $d_{от}$ становится еще более

равномерным и осесимметричным, чем при обтекании двух при той же величине их смещения $\bar{e} = 0,324$.

Между нулевой линией тока и цилиндрами наблюдаются четыре вихря, которые смещают лобовую точку 1 в сторону большего угла φ_d ($\varphi_d \approx 320^\circ$). Как и при обтекании двух цилиндров при $\bar{e} = 0,190$ (см. рис. 3, б), в рассматриваемом случае происходит соединение нулевой линией тока точек отрыва основного потока 2 ($\varphi_d \approx 30^\circ$) и лобовых точек 1, а также характерных кормовых точек 3 ($\varphi_d \approx 240^\circ$) и 4 ($\varphi_d \approx 130^\circ$) рядом расположенных цилиндров, расстояние между которыми составляет $0,32 \bar{d}$. Однако из-за увеличения расстояния между соседними цилиндрами повышается проточность между ними, а интенсивность вихревого движения, напротив, уменьшается. В приосевой области циклонного устройства отсутствует упорядоченное вращательное движение. Она является зоной стока газа – движения в направлении выходного отверстия циклонного устройства.

На рис. 4 приведены распределения безразмерного избыточного давления $\bar{p} = 2p / \rho V_{вх}^2$ по периметру цилиндра при различных \bar{e} и n . Максимальное по периметру одиночного цилиндра значение \bar{p} наблюдается в лобовой точке, а минимальное – в области зажатого сечения (при угле $\varphi_d \approx 0^\circ$). В конфузурной части поперечного сечения от лобовой точки 1 по мере продвижения потока и увеличения его скорости давление снижается, в диффузорной же сначала растет, а за точкой отрыва 2 постепенно выравнивается. Аналогичное изменение \bar{p} происходит в вихре до точки 3 его отрыва, причем с увеличением \bar{e} минимум давления в вихре смещается к лобовой точке. В кормовой области течения небольшой максимум \bar{p} наблюдается вблизи точки 4 при $\varphi_d \approx 120^\circ$.

Анализ распределения \bar{p} при $n = 2$ и $\bar{e} = 0,190$ показывает наличие максимумов давления в точках набегания циклонного потока 1 и присоединения заднего вихря 4, сформированного в результате обтекания соседнего цилиндра. По существу, в рассматриваемом случае точки 1 и 4 можно считать лобовыми (рис. 4). При большем расстоянии между цилиндрами ($n = 2$ и $\bar{e} = 0,324$) распределение \bar{p} по периметру практически соответствует его изменению для одиночного цилиндра при том

же значении \bar{e} . С увеличением n до четырех при $\bar{e} = 0,324$ вблизи точки присоединения вихря 4 с увеличением φ_d не наблюдается максимума давления, а имеет место лишь незначительное (на 15 %) повышение \bar{p} .

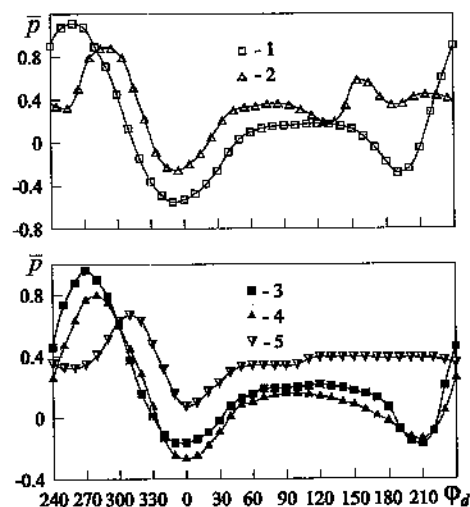


Рис. 4. Распределения \bar{p} по периметру цилиндров при различном их смещении и количестве: 1 – $n = 1$, 2 – $n = 2$ при $\bar{e} = 0,190$; 3 – $n = 1$, 4 – $n = 2$, 5 – $n = 4$ при $\bar{e} = 0,324$

Следует отметить, что при увеличении количества симметрично расположенных цилиндров в рабочем объеме камеры повышается уровень и осесимметричность распределения скоростей вращательного движения во внешнем потоке (при $\bar{r} > \bar{d}_{он}$). Увеличивается значение максимума тангенциальной составляющей скорости циклонного потока $\bar{w}_{\varphi m} = w_{\varphi m} / V_{вх}$ и уменьшается интенсивность его зависимости от угла φ (рис. 5). Так, при обтекании группы из четырех цилиндров отклонение $\bar{w}_{\varphi m}$ от среднего по периметру значения при различных φ не превышает $\pm 3\%$. Осредненные по углу в поперечном сечении камеры значения максимума \bar{w}_{φ} и безразмерного радиуса, характеризующего его положение $\bar{r}_{\varphi m} = r_{\varphi m} / R_c$, вполне удовлетворительно соответствуют их значениям, рассчитанным по методике аэродинамического расчета циклонных нагревательных устройств [3] при загрузке их осесимметричной заготовкой с \bar{d} , равным диаметру окружности $\bar{d}_{он}$, описывающей садку из центра рабочего объема (см. рис. 1).

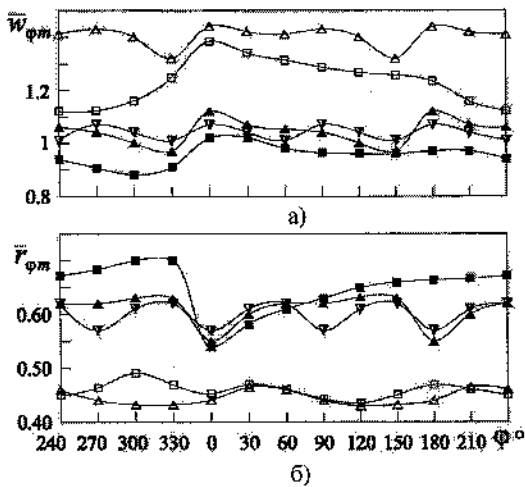


Рис. 5. Изменения $\bar{w}_{\phi m}$ и $\bar{r}_{\phi m}$ в зависимости от угла ϕ в поперечном сечении циклонной камеры при различном смещении цилиндров и их количестве. Обозначения приведены на рис. 4

Большое значение, с точки зрения исследования особенностей и закономерностей аэродинамики и конвективного теплообмена в циклонных нагревательных устройствах, имеет микроструктура циклонного потока.

Распределения в рабочем объеме интенсивности пульсаций тангенциальной $\epsilon_{\phi} = \sqrt{w_{\phi}^2} / V$ и осевой $\epsilon_z = \sqrt{w_z^2} / V$ (V — осредненное значение полной скорости в данной точке) составляющих скорости при обтекании циклонным потоком группы цилиндров определяются влиянием на турбулентность потока не только массовых сил, пограничных слоев, их срывами с поверхности цилиндров, но также в значительной степени их взаимным расположением (рис. 6).

В циклонном потоке, обтекающем группу цилиндров при \bar{e} , равных 0,190 и 0,324, интенсивности пульсаций скорости, как и для одиночного цилиндра этого же диаметра, не превышают 10 %, причем изолинии 10 % представляют собой практически концентрические окружности с центром на оси циклонной камеры.

При $\bar{e} = 0,190$ минимальные значения ϵ_{ϕ} и ϵ_z , равные 4...5 %, наблюдаются на кольцевом участке, который соответствует диапазону изменения безразмерного радиуса r

от 0,5 до 0,85. С увеличением смещения ($\bar{e} = 0,324$) наименьшие ϵ_{ϕ} и ϵ_z несколько повышаются (до 5...6,5 %) и смещаются к боковой поверхности на $r = 0,7...0,9$. Следует отметить, что размещение второго цилиндра не только концентрирует циклонный поток, но и снижает минимальные значения интенсивности пульсаций скорости в нем на 1-2 %. При всех вариантах формирования группы цилиндров наблюдается небольшая анизотропия распределений ϵ_{ϕ} и ϵ_z , причем ϵ_z на 0,5...1,5 % больше, чем ϵ_{ϕ} .

Распределения ϵ_{ϕ} и ϵ_z около поверхности цилиндров качественно тождественны во всех рассмотренных вариантах формирования группы, а

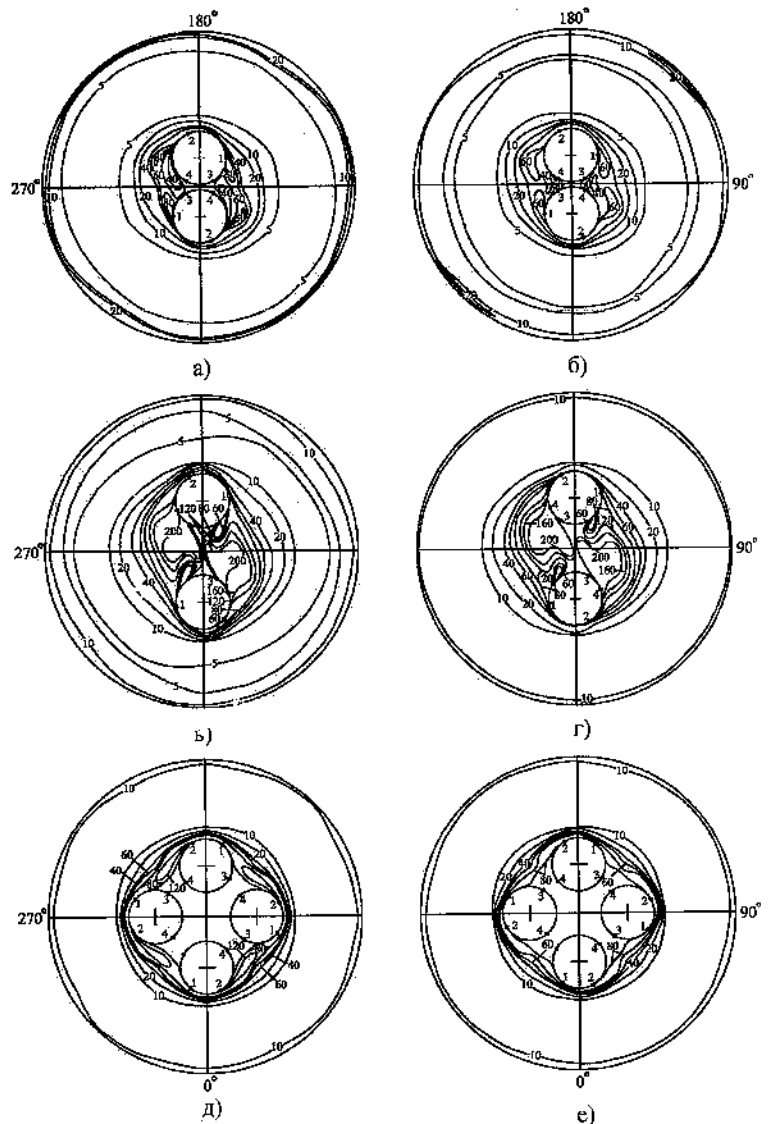


Рис. 6. Распределения ϵ_{ϕ} (а, в, д) и ϵ_z (б, г, е) в поперечном сечении циклонной камеры

количественные их значения зависят от расстояния между цилиндрами. Так, с увеличением этого расстояния от $0,10 \bar{d}$ ($n_3 = 2$ и $\bar{e} = 0,190$) до $0,32 \bar{d}$ ($n_3 = 4$ и $\bar{e} = 0,324$) ε_ϕ и ε_z на изотахе нулевого значения тангенциальной скорости и за точками отрыва потока 2 и 3 увеличиваются с 60 ... 80 % до 100 ... 120 %.

Наиболее высокая интенсивность пульсаций составляющих скорости (свыше 200 %) наблюдается при расстоянии между цилиндрами $0,87 \bar{d}$ ($n_3 = 2$ и $\bar{e} = 0,324$) в области вращения деформированного вихря и за точками 2 и 3, где происходит образование пары противоположно вращающихся вихрей.

На рис. 7 приведены распределения по периметру цилиндра местного коэффициента теплоотдачи α_ϕ , отнесенного к среднему его значению α при максимальном исследованном в работе значении $Re_{\phi m} = 62,4 \cdot 10^3$.

Высокая интенсивность турбулентности потока, обтекающего одиночный цилиндр, неравномерное распределение ее, а также тангенциальной скорости по периметру и радиусу циклонного устройства приводят к смещению максимума коэффициента теплоотдачи от лобовой точки. При обтекании же группы цилиндров максимальные значения α_ϕ наблюдаются в лобовой критической точке. В конфузورной части поперечного сечения рабочего объема по мере продвижения потока от точки 1, а также в его диффузорной части вплоть до угла $\phi_d \approx 90^\circ$ характер изменения α_ϕ не зависит от количества цилиндров в группе. С увеличением толщины теплового пограничного слоя до точки отрыва потока 2 (при угле $\phi_d \approx 30^\circ$) происходит снижение коэффициента теплоотдачи. Аналогичное снижение α_ϕ происходит в вихре до его отрыва в точке 3.

При расположении цилиндров в группе распределение коэффициента теплоотдачи в кормовой области (как и давления, см. рис. 4) в значительной степени определяется расстоянием между ними. Высокая интенсивность турбулентных пульсаций, образование вторичных течений и осевой сток газа в направлении выходного отверстия приводят к тому, что в точке 4 присоединения вихря, оторвавшегося от поверхности соседнего цилиндра, может наблюдаться как снижение, так и повышение теплоотдачи. Так, при обтекании потоком группы из четырех цилиндров ($n_3 = 4$ и $\bar{e} =$

$= 0,324$) в точке 4 теплоотдача на 22 % выше средней по периметру. В этом варианте наблюдается наиболее высокая неравномерность распределения α_ϕ (в лобовой точке коэффициент теплоотдачи на 37 % выше, а в точке отрыва вихря 3 на 32 % ниже среднего его значения). Следует отметить, что с изменением числа Рейнольдса в исследованном диапазоне $Re_{\phi m} = (3,5 \dots 62,4) \cdot 10^3$ во всех рассмотренных вариантах наблюдается перераспределение α_ϕ по периметру. Так, при $n = 1$ и $\bar{e} = 0,324$ коэффициент теплоотдачи в лобовой критической точке выше среднего значения на 22–63 %, при этом наибольшее различие наблюдается при минимальных $Re_{\phi m}$. Сама же лобовая точка с уменьшением $Re_{\phi m}$ смещается в область больших значений угла ϕ_d .

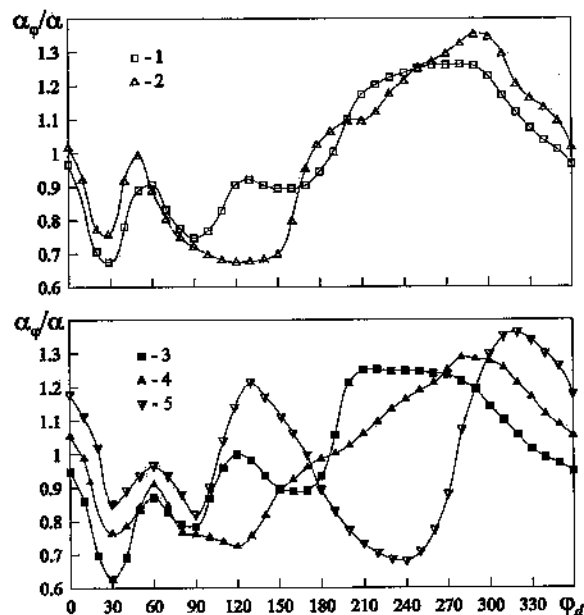


Рис. 7. Распределения α_ϕ / α по периметру цилиндров при различном их количестве и смещении с оси циклонной камеры. Обозначения приведены на рис. 4

Обобщение опытных данных по теплоотдаче в лобовой точке представлено на рис. 8. (На рис. 8 использованы следующие обозначения: $Nu_\phi = \alpha_\phi d / \lambda$ – число Нуссельта, $Re_{\phi m} = w_{\phi m} d / \nu$ – число Рейнольдса, λ и ν – коэффициент теплопроводности и кинематический коэффициент вязкости при средней температуре потока). В качестве характерной скорости при анализе и обобщении опытных данных по теплоотдаче использовано значение максимальной тангенциальной скорости $w_{\phi m}$ в наиболее стеснен-

ном поперечном сечении камеры (при $\varphi = 0^\circ$), которое может быть определено по методике их аэродинамического расчета [3].

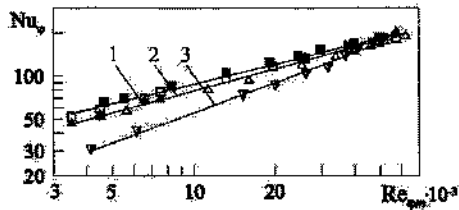


Рис. 8. Зависимости $Nu_\varphi = f(Re_{\varphi m})$ для лобовой точки (линии 1 – 3) при различном количестве цилиндров. Обозначения приведены на рис. 4

Величина коэффициента теплоотдачи в лобовой точке в значительной степени определяется количеством цилиндров в группе и числом $Re_{\varphi m}$ (особенно при его уменьшении). Так, при минимальных $Re_{\varphi m}$ и $n = 2$ теплоотдача на 17 % ниже, а при $n = 4$ – на 35 %, по сравнению с одиночным смещенным цилиндром. Показатель степени при $Re_{\varphi m}$ с увеличением n растет от 0,46 до 0,60, что, вероятно, можно объяснить перестройкой профиля тангенциальной скорости и изменением характера обтекания цилиндра при уменьшении $Re_{\varphi m}$ [5]. Коэффициент теплоотдачи в лобовой точке (рис. 8) может быть рассчитан по уравнению

$$Nu_\varphi = 1,285 k_1 Re_{\varphi m}^{0,46 k_2},$$

где k_1 и k_2 – коэффициенты, учитывающие влияние на теплоотдачу в лобовой точке количества цилиндров: $k_1 = 1,58/n^{0,5} - 0,58$, $k_2 = 0,9 + 0,1n$.

При расположении группы цилиндров симметрично относительно оси рабочего объема циклонной камеры, особенности обтекания характерных участков их поверхности и распределения интенсивности турбулентных пульсаций скорости определяют различную интенсивность зависимости коэффициента теплоотдачи от числа Рейнольдса.

Для лобовой части цилиндра, омываемой циклонным потоком, среднее значение коэффициента теплоотдачи между точками 1 и 2 практически не зависит от количества цилиндров и расстояния между ними и может быть рассчитано по уравнению (рис. 9, линия 1)

$$Nu = 0,43 Re_{\varphi m}^{0,54}, \tag{1}$$

где $Nu = \alpha d/\lambda$, α – средний коэффициент теплоотдачи на характерном участке поверхности.

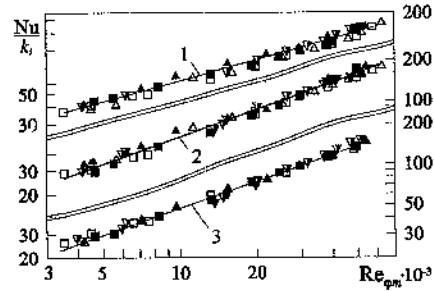


Рис. 9. Зависимости $Nu = f(Re_{\varphi m})$ для различных участков поверхности цилиндров. Обозначения приведены на рис. 4

Уровень средней теплоотдачи на поверхности между точками 1 и 3 зависит от размеров и интенсивности вихрей, генерируемых между соседними цилиндрами, и уменьшается с увеличением n . Поскольку эта область течения имеет более высокую турбулентность, чем лобовая часть, омываемая циклонным потоком, показатель степени при числе Рейнольдса здесь выше и среднее его значение равняется 0,67. Коэффициент теплоотдачи может быть определен по уравнению (линия 2)

$$Nu = 0,112 Re_{\varphi m}^{0,67} k_3, \tag{2}$$

где k_3 – коэффициент, учитывающий влияние на теплоотдачу поверхности, омываемой вихрем, количества цилиндров; $k_3 = 1,004 - 0,004n^3$.

Сопоставление уравнений (1) и (2) показывает, что с увеличением количества цилиндров уровень теплоотдачи в их лобовой части, омываемой вихрем, снижается по сравнению с частью, обтекаемой циклонным потоком. Так, при $n = 4$ ($\bar{e} = 0,324$) и наибольших исследованных значениях числа $Re_{\varphi m}$ теплоотдача в вихре ниже примерно на 19 %, а при наименьших $Re_{\varphi m}$ – на 44 %.

Теплоотдача кормовой поверхности, между точками 2 и 3, в значительной степени определяется относительным шагом расположения цилиндров в группе $\bar{s} = s/d$ (s – расстояние между осями соседних цилиндров). При этом, чем меньше \bar{s} , тем больше размер кормовой области и ниже на ней средний коэффициент теплоотдачи. Например, введение второго цилиндра при $\bar{e} = 0,190$ ($s = 1,1$) уменьшает средний коэффициент теплоотдачи кормовой части на 28 %. Расчет теплоотда-

чи в этой области можно выполнить по уравнению (рис. 9, линия 3)

$$Nu = 0,107 Re_{\varphi m}^{0,66} k_4,$$

где k_4 – коэффициент, учитывающий влияние \bar{s} на теплоотдачу кормовой части; $k_4 = 1 - 0,85 \exp(-\bar{s})$.

Различная интенсивность и уровень теплоотдачи на характерных участках, уменьшение размеров лобовой части, омываемой циклонным потоком, и увеличение кормовой при увеличении количества цилиндров в группе позволяют объяснить причину повышения показателя степени при числе Рейнольдса и снижения среднего по поверхности коэффициента теплоотдачи [3].

Выводы.

1. Выявлены особенности и закономерности обтекания цилиндра и группы цилиндров, расположенных параллельно и симметрично относительно оси циклонного потока.

2. Распределения местных коэффициентов теплоотдачи по периметру цилиндров хорошо согласуются с установленными в работе особенностями их обтекания.

3. Уравнения, предложенные для вычисления коэффициента теплоотдачи на характерных участках поверхности цилиндров, могут быть использованы для оценки неравномерности группового нагрева заготовок в циклонных нагревательных устройствах.

Список литературы

1. Пуговкин А.У. Рециркуляционные пламенные печи в машиностроении. – 3-е изд., перераб. и доп. – Л.: Машиностроение, 1987. – 158 с.
2. Леухин Ю.Л., Сабуров Э.Н., Гарен В. Влияние числа Рейнольдса на осредненные и турбулентные характеристики закрученного потока в кольцевом канале // Проблемы энергетики (Изв. высш. учеб. заведений). – 2007. – № 3–4. – С. 3–12.
3. Сабуров Э.Н. Циклонные нагревательные устройства с интенсифицированным конвективным теплообменом / Э.Н. Сабуров. – Архангельск: Сев.-Зап. кн. изд-во, 1995. – 341 с.
4. Леухин Ю.Л., Сабуров Э.Н., Васильев Д.В. Особенности обтекания цилиндра, смещенного с аэродинамической оси циклонного потока // Энергетика (Изв. высш. учеб. заведений). – 1999. – № 3. – С. 56–62.
5. Леухин Ю.Л., Сабуров Э.Н., Усачев И.А., Гарен В. Влияние числа Рейнольдса на аэродинамику циклонной загруженной камеры // Лесной журнал (Изв. высш. учеб. заведений). – 2007. – № 6. – С. 120–128.

УДК 621.182.94

В.К. Любов

ГОУ ВПО «Архангельский государственный технический университет»

УМЕНЬШЕНИЕ ЗАГРЯЗНЕНИЯ ОКРУЖАЮЩЕЙ СРЕДЫ ПУТЕМ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ РАБОТЫ ЗОЛОУЛОВИТЕЛЕЙ

В настоящее время с предприятиями энергетики связаны наибольшие выбросы вредных веществ в атмосферу, что приводит к возникновению экологических проблем: локального, континентального и глобального масштаба. В соответствии с законами об охране окружающей среды многие страны значительно снизили выбросы вредных веществ в атмосферу. Однако валовые выбросы в атмосферу оксидов серы и азота, а также твердых частиц достаточно велики, и большую лепту в них вносит РФ [1], [8], [13], поэтому разработка методов снижения выбросов данных веществ является актуальной задачей нашего времени. В стационарной энергетике средний КПД золоулавливающих установок составляет 92 ... 95 %, и это, безусловно, низкий уровень.

В суммарное загрязнение атмосферного воздуха Архангельской области основной вклад вносят предприятия лесопромышленного комплекса (ЛПК) (более 37 %) и электроэнергетики (более 32 %), при этом в структуре выбросов загрязняющих веществ доминируют SO₂ (40,6 %), твердые частицы (25,7 %), CO (17 %) и NO_x (9,4 %) [9].

Малая энергетика потребляет свыше 1/4 топлива, и в ее обслуживании занято больше людей, чем в стационарной, поэтому в устранении недостатков малой энергетики заложен мощный резерв экономии топлива, трудовых резервов и охраны окружающей среды. Проведение энергоаудитов и режимно-наладочных работ позволяет выявить основные недостатки в работе котлов и в ряде слу-

чаев обеспечивает повышение КПД брутто на 10 ... 20 % [3], [4], [8].

При сжигании твердого топлива важной проблемой является снижение выбросов твердых частиц в окружающую среду. Анализ валовых выбросов вредных веществ в атмосферу объектами малой энергетики области показал, что они занимают ведущее место (42,5 %), далее следуют SO_2 (34,6 %) и CO (21,6 %). Это объясняется низкой степенью очистки (5 ... 83 %) продуктов сгорания в применяемых золоуловителях, а также отсутствием газоочистных установок (ГОУ) на многих котлах, работающих на каменных углях и биотопливе. Поскольку показатели работы большинства действующих ГОУ не отвечают современному уровню развития техники и требованиям Закона РФ «Об охране атмосферного воздуха», важной задачей развития ЛПК и топливно-энергетического комплекса (ТЭК) является поэтапная модернизация и во многих случаях замена устаревшего оборудования на современное высокоэффективное. Внедрение высокоэффективных золоуловителей, особенно на котлах, сжигающих биотопливо, является важным шагом в реализации концепции экологически чистой ТЭС (котельной) [8], [13].

В настоящее время большинство пылеугольных энергоблоков оснащаются электрофильтрами, широкое применение которых обусловлено их универсальностью, высокой степенью очистки газов (98 ... 99 %) при сравнительно низких энергозатратах, а также способностью обеспечить очистку больших объемов газов с концентрацией твердых частиц до 50 г/м^3 и выше и возможностью полной автоматизации. На энергетических объектах Архангельской области электрофильтры нашли ограниченное применение и используются только для очистки дымовых газов содорегенерационных котлов и вновь установленных утилизационно-энергетических котлоагрегатов, сжигающих биотопливо в топках с кипящим слоем.

Анализ факторов, влияющих на эффективность очистки газов в электрофильтрах, приведен в [1], [5], [12]. Результаты испытаний котлоагрегатов ПК-10 ТЭЦ «Явожно-2» и ОР-215 ТЭЦ «АЗ Пулавы» показали, что модернизация котлов на низкоэмиссионную вихревую технологию (ВИР-технология) сжигания позволила снизить выбросы оксидов азота и серы, повысить КПД брутто котло-

агрегатов на 1 ... 2 % и КПД электрофильтров на 0,7 ... 1,5 % [5]. Эффект повышения степени очистки газов в электрофильтрах без их модернизации связан с увеличением удельной площади поверхности летучей золы за счет меньшей степени оплавленности золовых частиц, большей полифракционности и тонкости ее гранулометрического состава. Данные явления объясняются особенностями аэродинамики топочной камеры с ВИР-технологией сжигания, обеспечившей снижение уровня максимальных температур в топке на $150 \dots 200^\circ$. Повышение адсорбционной способности золовых частиц за счет увеличения удельной площади поверхности позволило им воспринимать больший электрический заряд. Кроме того, снижение температуры уходящих газов усилило адсорбцию поверхностью частиц компонент с низким удельным сопротивлением (паров H_2O и SO_x) и обеспечило уменьшение удельного электрического сопротивления золы. Данные факторы увеличили скорость дрейфа частиц к осадительным электродам и степень очистки продуктов сгорания [5]. Снижение температуры уходящих газов и организация эффективного сгорания топлива при сверхмалом избытке воздуха позволили уменьшить скорость газов в активной зоне электрофильтров, что также оказало влияние на повышение их КПД [5], [12].

Перевод котлов на ВИР-технологию сжигания позволил также повысить долю улавливания мелких фракций золы. Так, содержание частиц размером менее 50 мкм в золе, отобранной из-под электрофильтров модернизированного котла, увеличилось на 18,6 % [5]. Учитывая, что наиболее вредными для органов дыхания человека являются мелкие фракции ($d_p \leq 10 \text{ мкм}$), а также то, что в них преимущественно «концентрируются» радионуклиды и отмечено повышенное содержание свинца, можно утверждать, что низкотемпературная вихревая (НТВ) и ВИР-технологии сжигания позволяют уменьшить вредное воздействие летучей золы на окружающую среду.

Результаты анализов летучей золы котлов с НТВ-технологией на содержание бенз(а)пирена показали, что оно ниже, чем у золы котлоагрегатов с прямооточным пылеугольным факелом, а также намного ниже, чем ПДК для почвы и фоновые концентрации в почве [13]. Исследование

удельной активности образцов летучей золы котлов с НТВ-технологией сжигания дробленых углей показало, что содержание естественных радионуклидов близко к среднему в земной коре, в 4 ... 5 раз ниже существующих нормативов для строительных материалов и в 20 ... 25 раз ниже допустимых для минеральных удобрений [13]. Полученные результаты позволили рекомендовать золу НТВ-котлов, работающих на дробленых углях, к использованию в сельском хозяйстве, а также в дорожном, промышленном и гражданском строительстве [13].

Рукавные фильтры позволяют обеспечить более устойчивую и эффективную очистку газов (до 99,9 %), чем электрофильтры при одинаковых параметрах улавливаемой твердой фазы, однако они дороже и занимают, как правило, больше места. Основной причиной, сдерживающей их распространение, является также высокое гидравлическое сопротивление (до 1,5 кПа) и невысокая температуростойкость тканей [1], [12]. По имеющимся данным, рукавные фильтры были установлены в ОАО «Савинский цементный завод», однако в результате пожара они были выведены из строя, поэтому отсутствует возможность оценки эффективности их работы на предприятиях нашего региона. Опыт внедрения рукавных фильтров за рубежом показал, что они позволяют снизить концентрацию золовых частиц в уходящих газах котельных установок до 35 ... 50 мг/м³, что соответствует показателям экологически безопасных ТЭС [1].

Большой комплекс работ по уменьшению выбросов вредных веществ в окружающую среду был выполнен в ОАО «Соломбальский ЦБК». Наиболее крупным из реализованных проектов является модернизация мазутного котлоагрегата КМ-75-40 ст. № 5 на сжигание кородреvesных отходов в предтопке с «кипящим слоем» конструкции ООО «ИНЭКО». Для мокрой очистки продуктов сгорания от твердых частиц в газовом тракте перед дымососом были установлены два каскадных эмульгатора, с проектной степенью очистки газов 99 %. Опыт эксплуатации модернизированного котлоагрегата КМ-75-40 ст. № 5, оснащенного предтопком «кипящего слоя», показал, что котел стабильно работает при паропроизводительности до 65 т/ч, при повышении нагрузки появляется каплеунос из эмульгаторов. Данное явление вызы-

вает налипание золовых частиц на лопатки рабочего колеса дымососа и нарастание вибрации, снижает экономичность работы, вызывает незапланированные остановки котлоагрегата на чистку, сверхплановый перерасход мазута и дополнительные затраты на ремонт. Степень очистки дымовых газов, достигнутая в эмульгаторах, составила 93 ... 96 %.

Для устранения явления каплеуноса из эмульгаторов при нагрузках котлоагрегата более 65 т/ч и улучшения условий работы газового тракта и дымососа ООО «ИНЭКО» был разработан проект модернизации ГОУ, в котором был предусмотрен монтаж дополнительного двухкорпусного батарейного циклона (БЦУ 200/176) с разделительной перегородкой. БЦУ 200/176 был смонтирован в газовом тракте котлоагрегата параллельно с существующими эмульгаторами. Анализ результатов, полученных в ходе испытаний реконструированной золоулавливающей установки котлоагрегата ст. № 5, позволил сделать следующие выводы.

1. Комбинированная ГОУ, состоящая из эмульгаторов и параллельно включенной батарейной циклонной установки, позволила: а) повысить КПД нетто котла за счет уменьшения доли горячего воздуха, направляемого в газовый тракт за ГОУ, и увеличения температуры горячего воздуха, подаваемого для организации топочного процесса; б) повысить надежность работы дымососа за счет уменьшения налипания золовых частиц на его рабочие органы; в) снизить температуру сернокислотной точки росы и уменьшить последствия низкотемпературной сернокислотной коррозии.

2. Установка БЦУ 200/176 облегчила условия работы эмульгаторов и обеспечила повышение степени очистки газов в них. Суммарная степень очистки продуктов сгорания в комбинированной ГОУ составила 89 ... 92 % и в значительной степени определяется эффективностью работы эмульгаторов, которые в настоящее время имеют КПД ниже проектного. Следует предполагать, что пуск в эксплуатацию системы короподготовки повысит полноту выгорания горючих компонент топлива и позволит обеспечить дальнейшее повышение эффективности работы котла и его ГОУ.

3. В батарейную циклонную установку с потоком дымовых газов поступают преимущественно мелкие твердые фракции ($d_{\text{г}} < 250$ мкм), имеющие

повышенное содержание горючих веществ и низкую кажущуюся плотность, что в комплексе с небольшой начальной концентрацией твердых частиц усложняет условия работы БЦУ 200/176 и снижает степень очистки газов в ней до 50...53%. Включение в работу батарейной циклонной установки необходимо производить только при повышенных нагрузках котлоагрегата, при этом следует ограничивать степень открытия клапанов на газоходах к БЦУ до $УП_{\text{лев/прав}} = 60/60\%$. При регулировании степени открытия данных клапанов к числу определяющих параметров следует относить сопротивление корпусов БЦУ и температуру газов перед дымососом.

4. Для обеспечения нормальных условий эксплуатации ГОУ необходимо обеспечить: а) периодический контроль за плотностью ее элементов; б) установку штатных систем контроля за сопротивлением корпусов БЦУ; в) оптимизацию распределения газа по циклонным элементам.

Другим крупным проектом, реализованным в ОАО «СЦБК», является модернизация ГОУ угольного котлоагрегата ЦКТИ-40-34 ст. № 2 для повышения его энергоэкологоэкономических показателей. В ходе проведения модернизации был установлен батарейный золоуловитель БЦ-512-(12×6), разработанный ОАО «НПО ЦКТИ». Смонтированная ГОУ оборудована 72 циклонными элементами, каждый из которых оснащен четырьмя тангенциально расположенными входными устройствами, обеспечивающими закрутку запыленного потока дымовых газов. Циклонные элементы скомпонованы в четыре секции (по 18 элементов в каждой), каждая секция оборудована индивидуальным бункером, для сбора и вывода уловленной золы. Продукты сгорания после конвективной шахты котла по двум газоходам подводятся к золоуловителю, после которого поступают к дымососу двухстороннего всасывания и далее по газоходу направляются в дымовую трубу.

Испытания золоулавливающей установки при работе котлоагрегата ст. № 2 на длиннопламенных углях Хакасии показали, что установленный батарейный золоуловитель имеет «азродинамическую плотность», соответствующую требованию норм [10], и обеспечивает степень очистки продуктов сгорания в диапазоне 89,3...92,5%. Повышение полноты выгорания горючих компонент в летучей золе до $C_{\text{ун}}^r \leq 6,5\%$ позволит повысить степень очистки газов до 93...94%. Для обеспечения нор-

мальных условий эксплуатации ГОУ необходимо обеспечить периодический контроль за плотностью ее элементов, привести в рабочее состояние системы КИПиА котла.

Объекты малой энергетики Архангельской области в основном оборудованы котлами со слоевыми топками для сжигания каменных углей, а также топками скоростного горения и с наклонными колосниковыми решетками для сжигания древесных отходов. Кроме этого, в котельных широко используются котлы малой мощности, работающие на мазуте [3], [4], [8].

Топки с наклонной колосниковой решеткой установлены на многих предприятиях ЛПК и позволяют сжигать топливную смесь, состоящую из опилок, щепы и стружки. Для повышения эффективности работы котлоагрегатов с данными топками они часто оборудуются дымососами – золоуловителями [3], [12]. Исследования показывают, что удлинение вала дымососа для установки улитки-концентратора и дополнительной крыльчатки вызывает увеличение параметров вибрации и уменьшение его межремонтной компании. Кроме этого, применение золоуловителей данного типа вызывает необходимость перехода на менее эффективный метод регулирования производительности дымососа, так как взамен осевого направляющего аппарата устанавливается языковая заслонка на входе газов в улитку-концентратор. Работа данных золоуловителей характеризуется также повышенным абразивным износом выносного циклона и газохода, подводящего газовый поток с высокой концентрацией твердой фазы к циклону, при номинальной нагрузке котла и близких к ней.

На многих котлах малой энергетики и утилизационно-энергетических котлоагрегатах предприятий ЛПК золоулавливающие установки отсутствуют. Выброс золы с дымовыми газами неблагоприятно сказывается на состоянии окружающей среды и здоровье людей, наносит вред готовой продукции предприятий, складываемой на открытом воздухе, и может явиться причиной пожара. Для устранения данных негативных явлений, учитывая тесную компоновку основного и вспомогательного оборудования котельной, была разработана объединенная ГОУ (на три котла), расположенная за пределами котельной перед дымовой трубой. Данная ГОУ состоит из пяти коаксиальных циклонных элементов, расположенных по ходу газов, каждый из которых имеет по четы-

ре «обратных» связи для повышения степени очистки, а также оснащена жалюзийным сепаратором для исключения вторичного уноса из сборного бункера [9]. Испытания ГОУ показали, что ее КПД составляет 79,6 ... 86,6 % при расходе дымовых газов 10,6 ... 11,8 $\text{м}^3/\text{с}$ (проектный $\geq 13,9 \text{ м}^3/\text{с}$), а сопротивление – 0,6 ... 0,72 кПа при работе двух котлов КЕ-10-14, сжигающих древесные отходы.

Исследования показали, что материал, уловленный в ГОУ, является полифракционным ($n = 1,67$) и крупнодисперсным ($b = 0,2 \cdot 10^{-4}$), при этом два первых по ходу газов циклона улавливают преимущественно крупную фракцию с $d_4 \geq 0,4 \text{ мм}$, которой содержится около 52 %. Содержание горючих веществ в данной фракции составляло 85 ... 92 %, а летучих веществ – 5 ... 10 % (от первоначального количества). Реконструкция зольного бункера с организацией отдельного сбора и вывода крупной фракции, уловленной в двух первых циклонах ГОУ, и мелкой позволит получать углеродный сорбент с насыпной плотностью 100 ... 170 $\text{кг}/\text{м}^3$ и удельной поверхностью 350 ... 500 $\text{м}^2/\text{г}$. Производительность установки по углеродному сорбенту составит 80 $\text{кг}/\text{сут}$ (при работе двух котлов на средних нагрузках), а максимальная – до 260 $\text{кг}/\text{сут}$. Данный сорбент имеет более низкие качественные показатели, чем активированные угли промышленного производства, но значительно дешевле. Мелкую фракцию ($d_4 < 0,4 \text{ мм}$) с повышенной зольностью следует использовать в сельском хозяйстве, так как она богата элементами, необходимыми для повышения плодородия почвы [8].

Данное направление по переводу котлов, сжигающих древесные отходы, в энерготехнологический режим работы является перспективным, так как наряду с уменьшением выбросов твердых частиц в атмосферу позволяет получить углеродный сорбент для очистки сточных вод и уходящих газов, а также мелкофракционную золу для повышения плодородия почвы.

При проведении промышленных испытаний данной золоулавливающей установки и других ГОУ запыленность дымовых газов определялась при изокINETических условиях с использованием метода внутренней фильтрации газов через фильтровальные патроны с объемной набивкой из стекловолокна, для регулирования расхода отбираемого газа использовалось ПУ-4Э [11]. Расчет концентраций твердой фазы в дымовых газах прово-

дился в соответствии с требованиями [11], [12]. При исследовании гранулометрического состава твердой фазы использовался ситовый метод [6], [7], реализуемый с помощью анализаторов «029» и воздушно-струйного ВС 1С-15-01, обработка полученных результатов выполнялась по методике [2].

На утилизационно-энергетических котлах с предтопками скоростного горения для очистки продуктов сгорания часто устанавливаются улиточные золоуловители различных модификаций. Результаты испытаний показали, что многие из них находятся в неудовлетворительном техническом состоянии, поэтому степень очистки дымовых газов на обследованных объектах находилась в диапазоне 5 ... 42 % при сжигании древесных отходов, в которых доминировали опилки ($W^t_i = 47 \dots 49 \%$). ОАО «НПО ЦКТИ» и фирмой «Лес-энерго» была разработана усовершенствованная модель улиточного золоуловителя [8]. На котлах КЕ-10-14МТ ЗАО «Лесозавод 25» фирмой «Лес-энерго» были смонтированы золоуловители данной конструкции с выносными циклонами ЦН-24. ГОУ данного типа имеют небольшую металлоемкость, габариты и умеренное аэродинамическое сопротивление:

Комплексные исследования, выполненные на данных котлах, показали, что смонтированные золоуловители имеют КПД 77,5 ... 81,0 % (при режимных параметрах приемлемых для котлов) и позволяют снизить выбросы твердых частиц в окружающую среду до 142 $\text{мг}/\text{м}^3$, обеспечивают возврат уноса ($C^t = 89 \dots 96 \%$) на дожигание в топочную камеру, стабилизируя уровень эмиссии NO_x до значений, не превышающих 80 $\text{мг}/\text{МДж}$ за счет эффекта ступенчатого сжигания и дополнительного разложения NO_x на поверхности коксовых частиц, циркулирующих в вихревых потоках, даже при повышении производительности котлов на 30 % выше номинальной [8]. Исследования показали, что возврат очищенных продуктов сгорания из ЦН-24 должен проводиться в газоход до воздухоподогревателя (экономайзера). Учитывая, что степень очистки газов в выносном циклоне больше, чем в улитке-концентраторе, необходимо конструктивными методами обеспечить повышение ее сепарационной способности [14]. Это дает возможность повышения КПД золоуловителя до 82 ... 84 % и обеспечивает концентрацию твердой фазы в удаляемых газах до 120 $\text{мг}/\text{м}^3$. Выполнен-

ный комплекс работ позволил повысить технико-экономические и экологические показатели работы котлов малой и стационарной энергетики даже при сжигании непроектного топлива.

Список литературы

1. Абрамов А.И., Елизаров Д.П., Ремезов А.Н. и др. Повышение экологической безопасности тепловых электростанций: Учеб. пособие для вузов / Под ред. А.С. Седлова. – М.: Изд-во МЭИ, 2001. – 378 с.
2. Любов В.К., Дьячков В.А. Программно-методический комплекс для обработки результатов испытаний теплоэнергетического оборудования и расчета вредных выбросов // Тр. II Рос. нац. конф. по теплообмену. Т. 3. Свободная конвекция. Теплообмен при химических превращениях. – М.: Изд-во МЭИ, 1998. – С. 225–228.
3. Любов В.К., Дьячков В.А. Резервы энергосбережения в малой энергетике // Проблемы экономии топливно-энергетических ресурсов на промпредприятиях и ТЭС: Межвуз. сб. науч. тр. – СПб.: СПб ГТУ РП, 2002. – С. 138–147.
4. Любов В.К., Дьячков В.А., Ефимов Р.А. Анализ схем сжигания отходов переработки древесной биомассы // Тр. III Рос. нац. конф. по теплообмену. Т. 1. Пленарные и общие проблемные доклады. Доклады на круглых столах. – М.: Изд-во МЭИ, 2002. – С. 228–231.
5. Любов В.К., Дьячков В.А., Финкер Ф.З., Кубышкин И.Б. Влияние схемы организации топочного процесса на степень очистки газов в электрофильтрах // Повышение эффективности энергетических систем и оборудования: Сб. науч. тр. к 70-летию АГТУ. – Архангельск: АГТУ, 1999. – С. 100–105.

6. Любов В.К., Онякин Ю.К. Испытания твердых топлив // Метод. указания. – Архангельск: РИО АЛТИ, 1988. – 24 с.

7. Любов В.К. Определение гранулометрического состава производственной пыли методом ситового воздушно-струйного сортирования // Метод. указания. – Архангельск: РИО АГТУ, 1996. – 13 с.

8. Любов В.К. Уменьшение загрязнения окружающей среды // Изв. вузов. Лесн. журнал. – 2007. – № 2. – С. 135–142.

9. Любов В.К. Совершенствование энергохозяйств предприятий лесопромышленного комплекса // Изв. вузов. Лесн. журнал. – 2006. – № 4. – С. 135–142.

10. Правила устройства и безопасной эксплуатации паровых и водогрейных котлов. – М.: ПИО ОБТ, 1996. – 215 с.

11. Сборник методик по определению концентраций загрязняющих веществ в промышленных выбросах. – Л.: Гидрометеоиздат, 1987. – 275 с.

12. Справочник по пыле- и золоулавливанию / Под общ. ред. А.А. Русанова. – М.: Энергия, 1975. – 296 с.

13. Шестаков С.М. Низкотемпературная вихревая технология сжигания дробленого топлива в котлах как метод защиты окружающей среды: Автореф. дис. ... на соиск. учен. степ. д-ра техн. наук: 05.14.16. – СПб.: СПбГТУ, 1999. – 39 с.

14. Пат. 2309786 Российская Федерация, МПК С2. Пылеулавливающее устройство / Любов В.К., патентообладатель Архангельский гос. техн. ун-т. – Заявка № 2005138190/15; Заявл. 08.12.05; Оpubл. 10.11.07, Бюл. № 31. – 5 с.: ил.

УДК 533.6: 621.65.01

А.Н. Орехов, Э.Н. Сабуров, И.А. Горяшин

ГОУ ВПО «Архангельский государственный технический университет»

АЭРОДИНАМИКА НЕДИАФРАГМИРОВАННОЙ ЦИКЛОННОЙ КАМЕРЫ БОЛЬШОЙ ОТНОСИТЕЛЬНОЙ ДЛИНЫ

Настоящая работа является продолжением и развитием ранее выполненных исследований [1], [2].

Опыты выполнены на циклонных камерах, изготовленных из бесшовных пластиковых труб с внутренним диаметром $D_k = 2R_k = 152$ мм. У глубокого торца камеры находился тангенциальный закручиватель. Оси тангенциальных шлицев находились с диаметрально противоположных сторон на расстоянии 80 мм от торца и имели размеры $22,5 \times 84$ мм. Относительная площадь входа пото-

ка $\bar{f}_{вх} = 4f_{вх} / \pi D_k^2 = 0,21$ при относительной высоте входных шлицев $\bar{h}_{вх} = h_{вх} / D_k = 0,148$. В работе исследовались камеры с относительной длиной $\bar{L}_k = L_k / D_k = 2,25; 3,25; 6,25; 12,25; 18,25$ и $32,75$.

Поля скоростей и давлений в камере снимались трехканальным пневматическим зондом с диаметром насадка 2,6 мм. Перемещение зонда осуществляли координатником, имеющим погрешность в определении угла вектора полной скорости $\pm 0,5^\circ$ и радиального перемещения $\pm 0,025$ мм. Для креп-

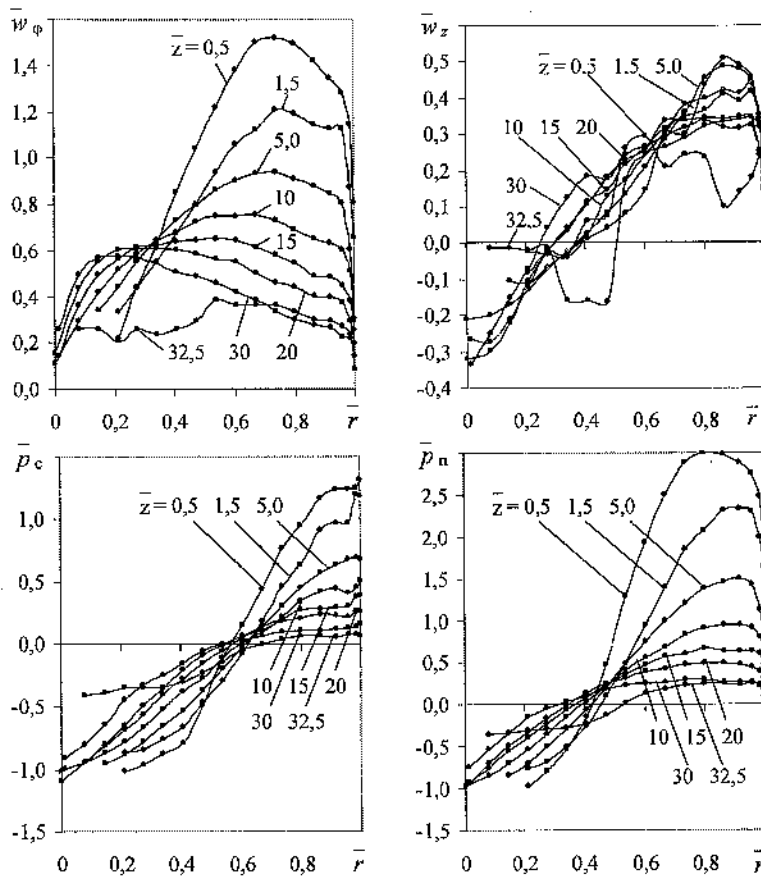


Рис. 1. Распределения \bar{w}_ϕ , \bar{w}_z и \bar{p}_c , \bar{p}_n в циклонной камере при различных \bar{z}

ления координатника зонда в нужном сечении камеры использовалось передвижное приспособление из металлической обечайки с резьбовым штуцером. Основные сечения замеров имели координаты $\bar{z} = z / D_k$ (z – расстояние от глухого торца камеры вдоль ее оси), равные 0,5; 1,5; 5; 10; 15; 20; 30 D_k . Последнее сечение при всех \bar{L}_k находилось на расстоянии 0,25 D_k от выходного торца камеры.

Воздух к камере подавали воздуходувкой В10/1250 номинальной производительностью 10 000 м³/ч и располагаемым напором 12,5 кПа. Расход определяли по перепаду давления на диафрагме. Измерение статических давлений на диафрагме, во входных каналах и на боковой поверхности камеры при малых напорах производили микроманометрами ММН-250, а при больших – водяными U-образными. Температуру воз-

духа перед диафрагмой и на входе в циклонную камеру определяли ртутными лабораторными термометрами ТЛ-4.

На рис. 1 показаны полученные в работе распределения по относительному радиусу камеры $\bar{r} = r / R_k$ безразмерной вращательной $\bar{w}_\phi = w_\phi / v_{вх}$ ($v_{вх}$ – средняя скорость потока в шлицах) и осевой $\bar{w}_z = w_z / v_{вх}$ составляющих полной скорости потока, безразмерных статического $\bar{p}_c = 2p_c / \rho_{вх} v_{вх}^2$ ($\rho_{вх}$ – плотность потока во входных шлицах) и полного $\bar{p}_n = 2p_n / \rho_{вх} v_{вх}^2$ давлений в циклонной камере с $\bar{L}_k = 32,75$ и $\bar{f}_{вх} = 0,21$.

Для большинства сечений в распределении относительной тангенциальной скорости можно выделить два характерных значения: величину максимума тангенциальной скорости $\bar{w}_{\phi m}$ при $\bar{r} = \bar{r}_{\phi m}$ и условной тангенциальной скорости на внешней границе рабочего объема камеры $\bar{w}_{\phi k}$. Величина $\bar{w}_{\phi k}$ является значением функции $\bar{w}_\phi(\bar{r})$ при $\bar{r} = 1$ или $r = R_k$ и примерно равна $\bar{w}_{\phi 0}$ – безразмер-

ной тангенциальной скорости потока на границе динамического пограничного слоя, сформировавшегося на боковой поверхности рабочего объема.

Из распределений \bar{w}_ϕ (рис. 1, 2) видно, что по

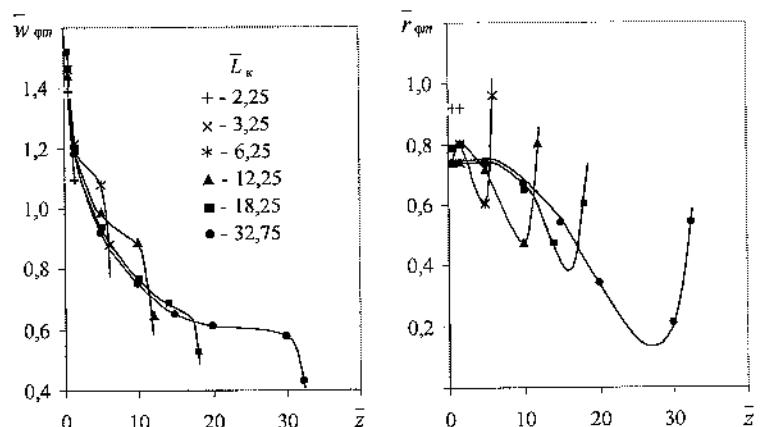


Рис. 2. Изменение $\bar{w}_{\phi m}$ и $\bar{r}_{\phi m}$ по длине циклонных камер различной относительной длины

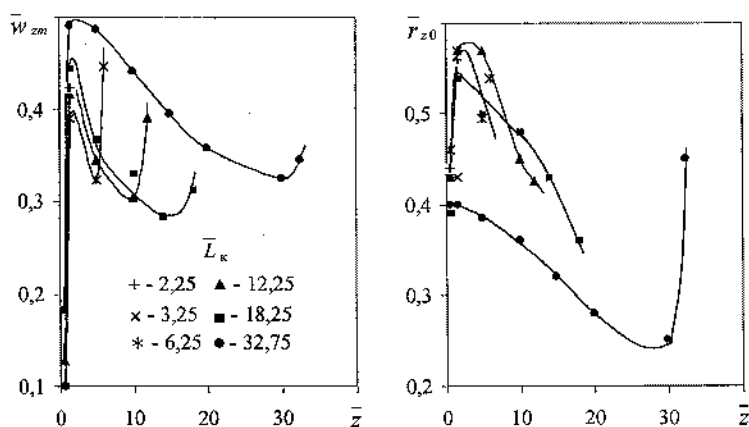


Рис. 3. Изменение \bar{w}_{zm} и \bar{r}_{z0} по длине циклонной камеры при различных \bar{L}_k

направлению движения потока следует различать входной, основной и выходной участки. Наибольшее значение максимума тангенциальной скорости $\bar{w}_{\phi m}$ наблюдается в сечении ввода потока. По мере его продвижения к выходному сечению камеры в пределах основного участка $\bar{w}_{\phi m}$ снижается. Аналогично изменяется на основном участке и радиус, характеризующий положение максимума тангенциальной скорости $\bar{r}_{\phi m}$. На выходном участке течения $\bar{w}_{\phi m}$ резко снижается, а $\bar{r}_{\phi m}$, наоборот, возрастает. Основной и выходной участки разделены небольшой ($\bar{z} = 0,5 \dots 1,5$) по протяженности переходной зоной, в центре которой $r_{\phi m}$ имеет минимальное значение. (Обозначения, приведенные на рис. 2, использованы и на других рисунках в дальнейшем).

Изменения максимальной скорости на границе пристеночного пограничного слоя $\bar{w}_{\phi \delta}$ и условной тангенциальной скорости $\bar{w}_{\phi k}$ на основном участке течения при всех \bar{L}_k описываются уравнениями

$$\bar{w}_{\phi \delta} = 1,18 - 0,247 \ln \bar{z};$$

$$\bar{w}_{\phi k} = 1,16 - 0,24 \ln \bar{z}.$$

Распределения осевых скоростей (рис. 1, 3) отражают наличие в рабочем объеме двух противоположно направленных потоков (вихрей): пристеночного выходного и приосевого обратного. В первом максимальные значения $\bar{w}_{zm} \approx 0,3 \dots 0,5$ и достигаются на радиусе $\bar{r}_{zm} \approx 0,9$. Во втором (об-

ратном) $\bar{w}_{zm} \approx -0,1 \dots -0,3$ при $\bar{r}_{zm} \approx 0 \dots 0,2$. Вихри в общем случае разделяются цилиндрической поверхностью радиуса \bar{r}_{z0} (рис. 3). Радиус этой поверхности уменьшается по мере продвижения потока к выходному торцу камеры. Пристеночный выходной поток можно представить и как струйное течение, являющееся результатом взаимодействия и сложения струй газа, выходящих из шлицев, и набегающих на них уже закрученных ранее введенных в рабочий объем камеры газов. Распределения осевой скорости

в проточной зоне рабочего объема камеры аналогичны профилям полуограниченной струи.

Анализ полей осевых скоростей свидетельствует о значительном преобладании пристеночного кольцевого выходного течения (вихря) над приосевым обратным. Уровень скоростей в возвратном течении примерно в 2...2,5 раза ниже, чем в выходном. По сравнению с \bar{w}_{ϕ} осевые скорости меньше в среднем примерно в четыре раза.

Распределение по радиусу камеры полного и статического давлений определяется удаленностью рассматриваемого сечения от входных шлицев. Чем ближе сечение расположено к входным шлицам, тем большее значение имеет градиент давления по радиусу, во многом определяющий формирование осевых, тангенциальных и радиальных течений. Профили давлений носят нарастающий по радиальной координате характер. При всех рассмотренных \bar{z} как полное, так и статическое давления отрицательны в приосевой области течения и положительны в пристеночной.

На рис. 4 показано изменение радиусов нулевого значения статического $\bar{r}_{p_{c0}}$ и полного $\bar{r}_{p_{п0}}$ давлений по длине циклонной камеры. Значения $\bar{r}_{p_{c0}}$ и $\bar{r}_{p_{п0}}$ максимальны вблизи входного сечения камеры и снижаются вдоль оси \bar{z} до выходного участка рабочего объема камеры по линейной зависимости:

$$\bar{r}_{p_{c0}} = 0,66 - 0,0064 \bar{z};$$

$$\bar{r}_{p_{п0}} = 0,46 - 0,0064 \bar{z}.$$

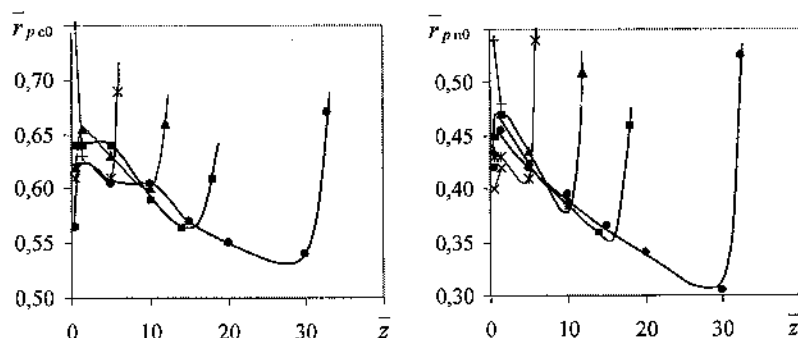


Рис. 4. Изменение безразмерных радиусов $\bar{r}_{pс0}$ и $\bar{r}_{pп0}$ по длине циклонной камеры при различных $\bar{L}_к$. Обозначения приведены на рис. 3

На рис. 5 показано изменение безразмерного статического давления на боковой поверхности циклонной камеры $\bar{p}_{с.к} = 2p_{с.к} / \rho_{вх} v_{вх}^2$ вдоль оси \bar{z} рабочего объема рассматриваемых камер. На представленных зависимостях $\bar{p}_{с.к}(\bar{z})$ для циклонных камер большой относительной длины ($\bar{L}_к > 6$) можно выделить три характерных участка. При $\bar{z} \approx \bar{z}_{вх} \dots 2,5$ интенсивность снижения $\bar{p}_{с.к}$ максимальна. При $\bar{z} \approx 2,5 \dots (\bar{z}_{вых} - 1)$ давления снижаются по логарифмическим зависимостям. На участке вблизи выходного торца циклонной камеры ($\bar{z} \geq \bar{z}_{вых} - 1$) $\bar{p}_{с.к}$ резко падает. Изменение $\bar{p}_{с.к}$ от шлица в направлении глухого торца происходит по зависимости, характерной для первого участка.

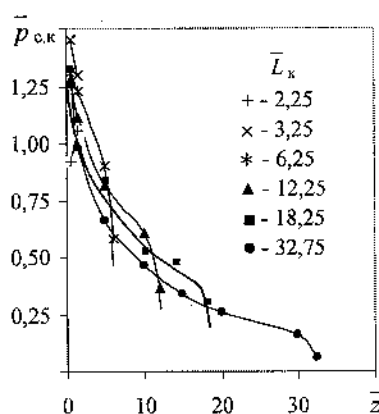


Рис. 5. Изменение $\bar{p}_{с.к}$ по длине рабочего объема рассмотренных циклонных камер

Связь между безразмерными максимальной тангенциальной скоростью $\bar{w}_{фм}$ и статическим давлением на боковой поверхности рабочего объема в рассмотренных циклонных камерах определяется эмпирической зависимостью

$$\bar{w}_{фм} = 0,772 \bar{p}_{с.к} + 0,375.$$

Уравнение, связывающее условную тангенциальную скорость $\bar{w}_{фк}$ с $\bar{p}_{с.к}$, имеет вид

$$\bar{w}_{фк} = 0,786 \bar{p}_{с.к} + 0,213.$$

Суммарный коэффициент сопротивления недиафрагмированной циклонной камеры $\zeta_{вх} = 2\Delta p_{п} / \rho_{вх} v_{вх}^2$ ($p_{п}$ – полное избыточное давление, $\rho_{вх}$ – плотность потока во входных каналах) в автомодельной области течения с величиной достоверности аппроксимации $R^2 = 0,93$ описывается уравнением

$$\zeta_{вх} = 3,247 \bar{L}_к^{-0,048}.$$

Полученные формулы позволяют рассчитывать основные аэродинамические характеристики недиафрагмированных циклонных камер большой относительной длины.

Список литературы

1. Орехов А.Н., Сабуров Э.Н. Некоторые особенности аэродинамики недиафрагмированной циклонной камеры // Известия вузов и энергетических объединений СНГ. Энергетика. – 2007. – № 3. – С. 70–77.
2. Орехов А.Н., Сабуров Э.Н. Исследование течения газа в недиафрагмированной циклонной камере большой относительной длины // Вестник АГТУ. Сер. Энергетика. – 2006. – Вып. 63. – С. 34–43.

ПРОТЯЖНЫЕ ПЕЧИ ОТКРЫТОГО МАЛООКИСЛИТЕЛЬНОГО НАГРЕВА ПРОВОЛОКИ И АЛГОРИТМ ИХ РАСЧЕТА

В метизном производстве металлургической промышленности широкое распространение получили протяжные печи рекристаллизационного отжига низкоуглеродистой и патентирования высокоуглеродистой проволоки. Ранее для этих технологических операций использовали муфельные печи, содержащие трубы (муфели), изготовленные из нержавеющей стали, например 15Х25Т. Для защиты проволоки от окисления в муфели подавали защитный газ, состоящий из 96 % азота и 4 % водорода с температурой точки росы -40 °С. Количество муфельей, как правило, должно соответствовать количеству протягиваемых ниток проволоки. Муфельные печи позволяли обеспечить качественную термохимическую обработку проволоки при минимальном окислении ее поверхности (1–2 кг/т). Однако из-за малого срока службы муфельей (0,5–1 год) печи часто работали при неполной загрузке. В муфеле вместо одной протягивали две-три нитки проволоки, так как до ремонтов не всегда удавалось получить полный комплект муфельей. Это приводило к ухудшению механических свойств и качества поверхности проволоки, а также к повышенным материальным и энергетическим затратам.

С другой стороны, в машиностроении, а впоследствии в прокатном и метизном производствах также стали применять печи открытого малоокислительного нагрева, работе которых посвящены многочисленные исследования, например [1]–[3]. В машиностроении такие печи принято называть безокислительными, так как термообрабатываемая в них металлопродукция удовлетворяет целям точной штамповки, а в черной металлургии – малоокислительными, так как, несмотря на то что для таких метизов, как проволока, уровень окисления поверхности измеряется в ангстремах, технологические линии дополнительно содержат травильные ванны.

Работа этих печей основана на двухстадийном

сжигании природного газа. Ранее применяли печи с последовательно расположенными противоток к протягиваемой проволоке зонами неполного сжигания топлива с коэффициентами расхода первичного воздуха 0,5–0,6 и дожиганием продуктов неполного сгорания с коэффициентами расхода вторичного воздуха 0,50–0,55. Таким образом, обеспечивали полноту сжигания топлива при суммарном пропорционировании, близком к стехиометрическим значениям: 1,05–1,10.

В этих печах не используются дорогостоящие муфели и защитный газ. Они имеют более высокий коэффициент полезного действия, но окисление в них проволоки все же выше, чем в муфельных печах, поэтому актуальной являлась задача дальнейшего их совершенствования. Такие печи разработаны и внедрены на Череповецком заводе ОАО «Северсталь-метиз» [4]–[5]. Это печи с параллельными зонами сжигания и дожигания топлива, их принципиальная схема представлена на рис. 1.

По всей длине по ходу движения проволоки печь разделена промежуточным секционным подом, выполненным из высокотеплопроводных материалов, на три камеры: методическую (утилизационную), сжигания природного газа и выдержки при заданных температурах. Камера сжигания состоит из двух зон: верхней и нижней. В верхней зоне природный газ сжигают над промежуточным подом при существенных недостатках воздуха. Коэффициент расхода первичного воздуха составляет 0,35–0,40, а в нижней – дожигают продукты неполного сгорания с коэффициентами расхода вторичного воздуха 0,65–0,70, обеспечивая суммарное соотношение близким к стехиометрическим значениям: 1,05–1,10, поэтому секции промежуточного пода в камере сжигания печи установлены с зазорами. В рабочем пространстве верхней зоны камеры сжигания в шахматном порядке по ее ширине установлены газовые горелки

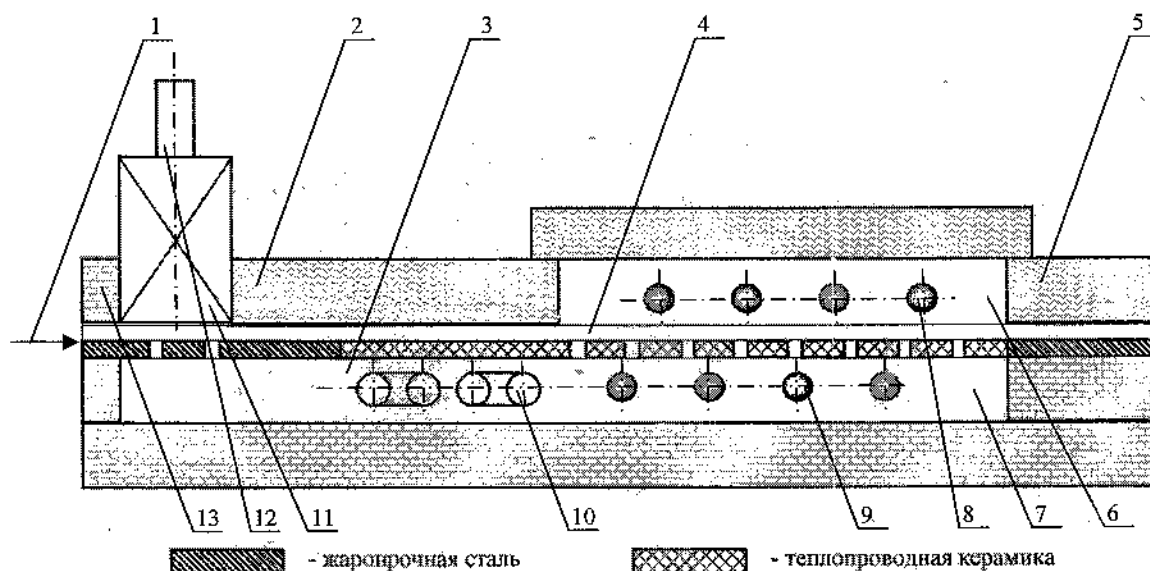


Рис. 1. Печь с параллельными зонами сжигания и дожига топлива: 1 – проволока, 2 – промежуточный под, 3 – методическая камера, 4 – камера сжигания, 5 – камера выдержки, 6 – зона неполного сжигания, 7 – зона дожига, 8 – горелки, 9 – сопла дожига, 10 – рекуператор нагрева первичного воздуха, 11 – рекуператор нагрева вторичного воздуха, 12 – дымовая труба, 13 – съемный свод

неполного предварительного смешения конструкции института «Теплопроект» (г. Москва), а в нижней зоне камеры сжигания в шахматном порядке относительно горелок установлены сопла дожига. Две другие камеры печи не содержат, по существу, верхних зон, а верхние их части представляют теплоизолированные каналы для протяжки проволоки. Причем камера выдержки не содержит и нижнего рабочего пространства, а полностью теплоизолирована и представляет из себя идеальный термостат, предназначенный для выравнивания температуры нагрева проволоки по ширине печи и выдержки при этой температуре. Секции промежуточного пода в этой камере установлены практически вплотную. Минимальные зазоры заданы исключительно для компенсации термомеханических напряжений, возникающих в секциях. В методической камере секции промежуточного пода установлены с зазорами только на участке непосредственно перед дымовой трубой.

На конечном участке нижней зоны методической камеры по ходу проволоки установлен трубчатый конвективно-радиационный рекуператор перекрестного тока, предназначенный для нагрева первичного воздуха, подаваемого на горение в

верхнюю зону камеры сжигания природного газа, а на начальном – струйный конвективный рекуператор конструкции института ВНИИПромгаз (г. Москва), предназначенный для нагрева вторичного воздуха, подаваемого на дожигание продуктов неполного сгорания природного газа, поступающих из верхней зоны камеры сжигания через межсекционные зазоры в нижнюю зону. Непосредственно за ним установлена дымовая труба. Секции промежуточного пода выполняют из жаростойких сталей или карбида кремния, возможна их комбинация, например, как на рис. 1. Печь установлена на ножках (на рис. 1 не показаны) и содержит съемный секционный свод, выполненный из шамото-волокнистых материалов марки ШВП.

Следует отметить, что до последнего времени алгоритма расчета таких печей не существовало, а рекомендации по расчету печей, содержащих такие компоненты, как промежуточный под, в технической литературе отсутствовали, поэтому разработка алгоритма расчета печей открытого малоокислительного нагрева с параллельными зонами сжигания и дожига являлась актуальной задачей, без решения которой невозможно эффективное проектирование современных печей.

В работах [6]–[7] представлены результаты разработки алгоритма расчета печи открытого малоокислительного нагрева проволоки с последовательными и параллельными зонами сжигания и дожигания. Структура этого алгоритма, показанная на рис. 2, является, по существу, детерминированной математической моделью печи, включающей 22 блока.

ных данных и результатов, полученных в блоках 5–6, рассчитывают степень черноты запыленного сажистым углеродом продуктов сгорания. В блоке 8 рассчитывают угловой коэффициент излучения кладки на металл. Для нижней зоны камеры сжигания протяжной печи этот коэффициент равен отношению площади поверхности промежуточно-

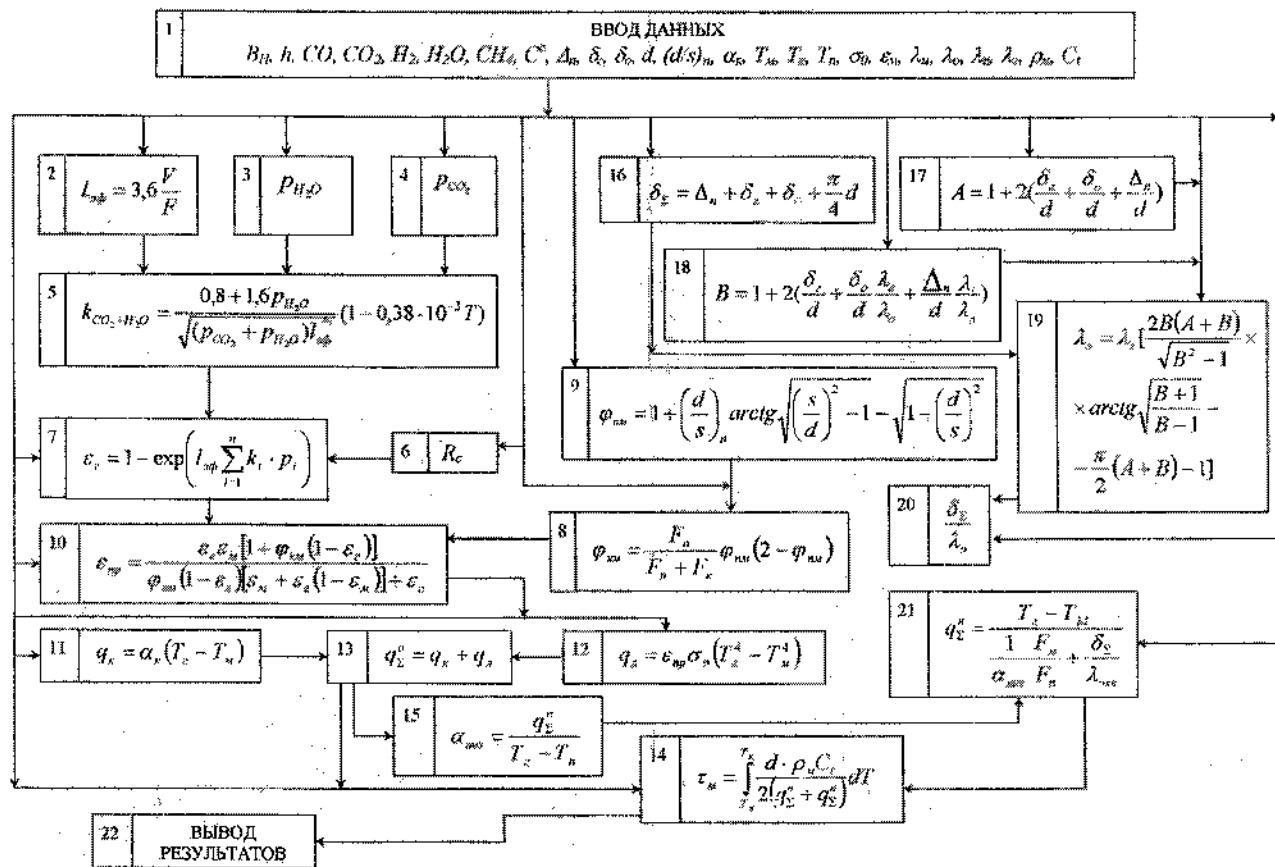


Рис. 2. Алгоритм расчета протяжной печи открытого малоокислительного нагрева проволоки

В блок 1 вводят исходные данные. Далее по представленной в блоке 2 формуле А.С. Невского рассчитывают эффективную длину лучей продуктов сгорания, а в блоках 3–4 соответственно парциальные давления водяных паров и диоксида углерода. Затем по формуле Гурвича – Митора, представленной в блоке 5, рассчитывают коэффициент излучения смеси диоксида углерода и водяных паров, а в блоке 6 рассчитывают поправку к этому коэффициенту по формулам А.Г. Блоха, учитывающую содержание в продуктах сгорания сажистого углерода. Далее по представленному в блоке 7 закону Бугера-Бэра на основании исход-

го пода к ее сумме с площадью поверхности кладки выше основного пода, что соответствует первому множителю формулы блока 8. По этой же формуле рассчитывают угловой коэффициент излучения с кладки на металл в верхней части камеры сжигания с учетом переотражений лучистых потоков от промежуточного пода. Здесь угловой коэффициент излучения с последнего на проволоку определяют по известной формуле поточной алгебры, представленной в блоке 9.

При канальной форме внешней поверхности промежуточного пода расчет этого углового коэффициента проводят, используя промежуточную

условную поверхность, с учетом рекомендаций Г.М. Иванцова по методике Ивановского энергетического университета. На основании исходных данных блока 1 и расчетов в блоках 7–9 в блоке 10 по формуле Тимофеева – Невского определяют приведенную степень черноты для верхней и нижней зон камеры сжигания. Далее по формуле блока 11 на основании исходных данных рассчитывают плотность теплового потока, переданного от продуктов сгорания к проволоке конвекцией, а в блоке 12 – плотность лучистого потока с использованием результатов расчета в блоке 10. В блоке 13 суммируют результаты расчетов в блоках 11 и 12, получая общую плотность теплового потока.

Для пламенных печей без параллельной зоны дожигания после расчетов тепловых потоков переходят непосредственно к расчету времени нагрева проволоки, который целесообразно осуществлять численным интегрированием выражения, представленного в блоке 14. Однако для печей малоокислительного нагрева с последовательными зонами сжигания и дожигания расчеты проводят отдельно для каждой зоны, а знаменатель интегрального выражения формулы блока 14 содержит только первый член, поэтому после выполнения этих расчетов их сразу можно выводить в блок 22. Для печей с параллельной зоной дожигания расчет времени нагрева требует предварительного расчета плотности теплового потока, передаваемого через промежуточный под к проволоке.

В связи с этим для печи с параллельной зоной дожигания после выполнения расчетов в блоках 2–13 по формуле блока 15 рассчитывают общий коэффициент теплоотдачи к нижней поверхности промежуточного пода. Затем в блоке 16 определяют толщину расчетной ячейки, суммируя толщину промежуточного пода, газового зазора, оксидной пленки и характерного размера проволоки. Далее по формуле блока 17 рассчитывают безразмерный комплекс А. Здесь три члена в скобках формулы являются соответственно отношением толщины газового зазора, оксидной пленки и промежуточного пода к диаметру проволоки. Затем по формуле блока 18 рассчитывают безразмерный комплекс В. Здесь второй член в скобках формулы является произведением отношений толщины оксидной пленки к диаметру проволоки и коэффициентов теплопроводности продуктов сгорания и

оксидной пленки, а третий член – произведением отношений толщины промежуточного пода к диаметру проволоки и коэффициентов теплопроводности продуктов сгорания и промежуточного пода. Затем по формуле блока 19, полученной Р.А. Юдиным в работах [6]–[8], определяют коэффициент эффективной теплопроводности расчетной ячейки, который является произведением коэффициента теплопроводности продуктов сгорания и сложной функции безразмерных комплексов А и В. Далее по результатам расчетов в блоках 16 и 19 в блоке 20 определяют термическое сопротивление промежуточного пода, а в блоке 21 по известной формуле, трансформированной для расчетной ячейки с использованием результатов расчета в блоке 15, определяют общую плотность теплового потока, переданного через промежуточный под к проволоке из нижней зоны камеры сжигания. Затем по формуле блока 14 путем численного интегрирования рассчитывают время нагрева проволоки в печи с параллельными зонами сжигания и дожигания, а результаты расчетов выводят в блок 22. Здесь уместно отметить, что в отличие от печей с последовательными зонами сжигания и дожигания знаменатель интегрального выражения формулы блока 14 является удвоенной суммой общих плотностей тепловых потоков, передаваемых проволоке из верхней и нижней зон камеры сжигания печи открытого малоокислительного нагрева с параллельными зонами сжигания и дожигания.

Список литературы

1. Ващенко А.И., Зеньковский А.Г., Лившиц А.Е., Шульц Л.А. Окисление и обезуглероживание стали. – М.: Металлургия, 1973. – 336 с.
2. Никифоров В.П., Куроедов В.А. Теплопередача в рабочем пространстве регенеративной печи безокислительного нагрева // Кузнечно-штамповочное производство. – 1963. – № 7. – С. 26–30.
3. Эстрин Б.М. Производство и применение контролируемых атмосфер. – М.: Металлургия, 1963. – 343 с.
4. Юдин Р.А., Петровский В.М., Ианин Е.И. Повышение эффективности конструирования и работы протяжных печей мстизных производств // Сталь. – 1991. – № 1. – С. 62–64.
5. Юдин Р.А. Повышение эффективности использования природного газа в протяжных печах мстизного производства // Промышленная энергетика. – 1997. – № 2. – С. 19–21.

6. Юдин Р.А. Алгоритм расчета времени открытого малоокислительного нагрева проволоки в протяжной печи с параллельной зоной дожигания // Сталь. – 1998. – № 1. – С. 53–58.

7. Юдин Р.А. Повышение эффективности работы тер-

мических печей метизного производства // Производство проката. – 1998. – № 5. – С. 36–46.

8. Юдин Р.А. Совершенствование тепловой работы и конструкций печей метизного производства // Бюл. науч.-техн. инф. Черная металлургия. – 2000. – № 3–4. – С. 46–49.

УДК 621.187

А.В. Гамзин, И.В. Дорошенко, Н.Н. Сеницын, А.Е. Клинова
ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕПЛООВОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ ТОНКИХ ПОКРЫТИЙ

На интенсивность теплообмена в конденсационном отделении паротурбинной установки существенное влияние могут оказывать различные загрязнения в виде накипи, окислов, биологических обрастаний и т.д. Толщина слоев загрязнений может быть неравномерной, а структура слоя – неоднородной. В этом случае удобнее определять не величины коэффициента теплопроводности, а значение теплового сопротивления слоя.

Из теплового баланса между количеством тепла, отданным ядром бикалориметра и воспринимаемым окружающей средой термостата, можно получить зависимость:

$$\frac{1}{\alpha} = \frac{F' \cdot \psi}{C' m'} \quad (1)$$

где F' – площадь поверхности ядра; $\psi = \vartheta_F / \vartheta_V$ – коэффициент неравномерности распределения температуры; ϑ_F, ϑ_V – средние температуры на поверхности и по объему ядра, °С; C' – теплоемкость образца; m' – темп охлаждения ядра; $1/\alpha$ – тепловое сопротивление теплоотдачи поверхности ядра.

Если металлическое ядро окружено тонким слоем какого-либо материала с относительно малой величиной коэффициента теплопроводности λ , то тепловое сопротивление теплообмена его с окружающей средой увеличится и будет иметь значение (при $Bi \leq 0,1, \psi = 1$):

$$R_n = \frac{1}{\alpha} + \frac{\delta}{\lambda},$$

где Bi – критерий Био; δ – толщина пленки.

При этом изменится и темп охлаждения. Тогда, используя уравнение (1), можно получить окончательную зависимость для определения теплового сопротивления покрытия:

$$R_\lambda = \frac{\delta}{\lambda} = \frac{F'}{C' \cdot m'} - \frac{1}{\alpha} \quad (2)$$

Если $\frac{1}{\alpha} \ll \frac{\delta}{\lambda}$, то уравнение (2) упрощается и принимает вид:

$$R_\lambda = \frac{F'}{C' \cdot m'}$$

где m – темп охлаждения бикалориметра.

Таким образом, для определения теплового сопротивления покрытия необходимо экспериментально найти темп охлаждения бикалориметра и коэффициент теплоотдачи.

Экспериментальная установка для исследования термического сопротивления состоит из сушильного шкафа СНОЛ-3,5 (ТУ 16-681.032-84), переносного цифрового мультиметра DT838L, штатива, ртутного термометра (ГОСТ 2045-43) и термопары (К-типе). Образцы-свидетели (см. таблицу) представляют собой латунные (Л0-70-1) пластинки (сектор трубок конденсатора) различных размеров. Образцы-свидетели изготовлены из существующих труб конденсатора. В течение разного периода времени образцы № 1–4 прошли обработку новым раствором КОР-5, № 5–30 взяты из исходной системы без обработки КОР-5, а образцы № 31, 32 представляют собой сектор чистой латунной трубки - эталон.

Номер образца	Темп охлаждения t, c^{-1}	Площадь поверхности образца $F, м^2$	Вес образца $G, кг$	Теплоемкость образца $C, Дж/К$	Термическое сопротивление пленки $R_n, м^2 \cdot К/Вт$
1	0,00377	0,00126	0,0123	4,8462	0,00337
2	0,00367	0,00117	0,01033	4,07002	0,00254
3	0,003202	0,00133	0,01245	4,9053	0,00242
4	0,003741	0,0013	0,01112	4,38128	0,00225
5	0,003648	0,0013	0,01063	4,18822	0,00449
6	0,002628	0,00101	0,01282	5,05108	0,02431
7	0,002737	0,00085	0,00862	3,39628	0,02635
8	0,00311	0,00113	0,0104	4,0976	0,02758
9	0,002756	0,00104	0,00945	3,7233	0,02873
10	0,002792	0,00113	0,0107	3,96758	0,02801
11	0,002888	0,00102	0,01063	4,18822	0,021009
12	0,002836	0,001107	0,00947	3,73118	0,027561
13	0,002786	0,001093	0,0104	4,9076	0,026476
14	0,002798	0,001049	0,00941	3,70754	0,027666
15	0,002824	0,001115	0,00989	3,89666	0,027001
16	0,002838	0,001115	0,00917	3,61298	0,028379
17	0,002792	0,001137	0,01023	4,03062	0,027779
18	0,002928	0,001425	0,01079	4,25126	0,027426
19	0,0027795	0,001454	0,01242	4,89348	0,029744
20	0,002938	0,001741	0,01282	5,05108	0,027807
21	0,00286	0,001772	0,01383	5,44902	0,029259
22	0,00289	0,001323	0,0113	4,4522	0,025721
23	0,001329	0,00084	0,00955	3,7627	0,110033
24	0,001527	0,00106	0,00935	3,6839	0,113759
25	0,001505	0,00124	0,01113	4,38522	0,114401
26	0,001497	0,00133	0,01242	4,89348	0,111396
27	0,001469	0,001473	0,01375	5,4175	0,114552
28	0,001501	0,001586	0,01427	5,62238	0,114667
29	0,001444	0,001199	0,01184	4,66496	0,111287
30	0,001238	0,001199	0,01497	5,89818	0,111485
31	0,003817	0,000952	0,00817	3,21898	→ 0
32	0,003851	0,00102	0,00839	3,30566	→ 0

Термопара закрепляется в образцах, которые затем помещаются в сушильный шкаф и нагреваются до определенной температуры. После этого образцы вынимаются и подвешиваются на штативе для охлаждения на воздухе. Через одну минуту снимаются показания с цифрового мультиметра DT838L.

Так как ядро выполняется из материала, для которого известны теплофизические свойства

(медь, латунь и т.д.), то его теплоемкость обычно известна. Применение металлов позволяет легко осуществить выполнение условия $\psi = 1$, если $Bi \leq 0,1$, что имеет место при использовании охлаждающей газовой среды.

Первоначально опыты проводятся с ядром без покрытия. Затем проводятся опыты с бикалориметром (см. рисунок) для исследования λ тонких покрытий. В зависимости от условий опыты проводятся в сушильном шкафу последовательно при одних и тех же условиях.

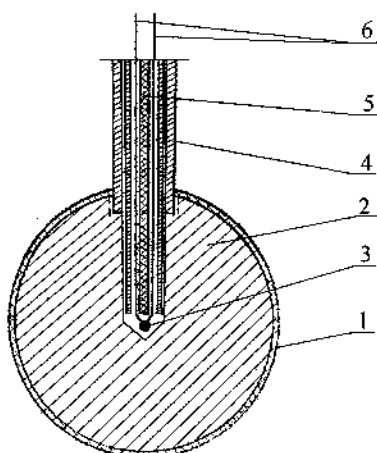
По темпу охлаждения ядра вычисляется коэффициент теплоотдачи из уравнения (1). Затем по величине этого коэффициента и по найденному темпу охлаждения бикалориметра определяется тепловое сопротивление исследуемого покрытия по уравнению (2).

При определении коэффициента теплоотдачи по формуле (1) методом регулярного режима экспериментально измеряется лишь одна величина – темп охлаждения. Некоторые ограничения на применимость метода регулярного режима для исследования коэффициента теплоотдачи накладывают асимптотический характер зависимости темпа охлаждения от коэффициента теплоотдачи, в которой темп охлаждения стремится к постоянной величине.

При $Bi \leq 15$ применять регулярный режим целесообразно. Соответствующее значение коэффициента теплоотдачи определяется из зависимости:

$$\alpha \leq \frac{15V\lambda}{Fk},$$

где k и V – коэффициент формы и объем тела соответственно.



Бикалориметр: 1 – исследуемое покрытие, 2 – металлическое ядро, 3 – спай термопары, 4 – защитный чехол, 5 – двухканальная соломка диаметром 1–1,5 мм, 6 – электроды термопары

Для значений α , определяемых по формуле, приведенной выше, опыт дает достаточно надежные результаты. Коэффициент теплоотдачи α рассчитывается после предварительного определения площадей F и объемов V всех образцов и расчета коэффициентов формы k по таблицам. После этого определяется тепловое сопротивление пленки R_λ .

Теплоемкость образца определяется по формуле:

$$C = C_p \cdot G,$$

УДК 536.3

где C_p – средняя удельная теплоемкость латуни ЛО-70-1 ($C_p = 394$ Дж/(кг/К); G – масса образца, кг.

За темп охлаждения ядра m' для всей серии опытов принимаем темп охлаждения образца № 32.

Рассчитываем темп охлаждения ядра:

$$m' = \frac{\ln \vartheta_1 - \ln \vartheta_2}{\tau_2 - \tau_1},$$

где ϑ_1, ϑ_2 – избыточные температуры в момент времени τ_1 и τ_2 соответственно.

Из таблицы видно, что темп охлаждения образцов, обработанных новым реагентом, выше, чем у необработанных. При этом термическое сопротивление пленки, образовавшейся на образце-свидетеле № 1, в 1,5 раза меньше термического сопротивления слоя накипи на образце-свидетеле № 5, в среднем в 8 раз меньше, чем на образцах-свидетелях № 6–22, в среднем в 33 раза меньше, чем на образцах-свидетелях № 23–30. Для образцов-свидетелей № 2–4: в среднем в 2,5 раза меньше термического сопротивления слоя накипи на образцах-свидетелях № 5–22 и в среднем в 10 раз меньше, чем на образцах-свидетелях № 23–30.

Из полученных данных следует, что существенно улучшается состояние поверхностей теплообмена, а следовательно, и условия их работы.

Е.В. Голицына

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

ЛОКАЛЬНЫЕ УГЛОВЫЕ КОЭФФИЦИЕНТЫ ТЕПЛООБМЕНА ИЗЛУЧЕНИЕМ МЕЖДУ РОЛИКОМ МАШИНЫ НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ ЗАГОТОВОК И УЗКОЙ ГРАНЬЮ СЛЯБА

Вдоль технологической оси машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) расположены ролики различных диаметров. При определении их температурных полей необходимо учитывать влияние лучистого теплообмена между боковой поверхностью ролика и слябом. Для этого нужно

знать локальные угловые коэффициенты теплообмена излучением. Как известно, они определяются по формуле [например, 1]:

$$\psi = \frac{1}{\pi(\sigma)} \iint \frac{\cos \theta_1 \cos \theta_2}{R_{12}^2} d\sigma, \quad (1)$$

где (σ) – поверхность сляба; R_{12} – длина отрезка M_1M_2 , соединяющего произвольные точки на поверхности сляба и на поверхности ролика; θ_1 и θ_2 – углы между отрезком M_1M_2 и нормальными к поверхности ролика и к (σ) .

В работе [2] приведен угловой коэффициент теплообмена излучением между роликом и широкой гранью сляба. В данной работе рассматривается угловой коэффициент теплообмена излучением между роликом и узкой гранью сляба.

Обозначим произвольную точку, находящуюся на узкой грани сляба, через M_1 , а точку, находящуюся на боковой поверхности ролика, – через M_2 (рис. 1). Эти точки в системе (x', y', z') имеют координаты $M_1(x', y', 0)$, $M_2(0, 0, z')$.

Находим подынтегральную функцию в (1):

$$\frac{\cos \theta_1 \cos \theta_2}{R_{12}^2} = z' \frac{x' \sin \varphi + y' \cos \varphi}{(x'^2 + y'^2 + z'^2)^2}.$$

На точку M_2 попадает излучение с участка узкой грани сляба, находящегося между касатель-

ными плоскостями к соседним роликам, проходящими через точку M_2 :

$$(\sigma) = \{(x', y') : y_2 \leq y' \leq y_2 + b; a_1 y' \leq x' \leq a_2 y'\},$$

где $a_1 = -\text{ctg } \varphi$, $a_2 = x_2 / y_2$, $y_2 = R_1(1 - \cos \varphi)$,

$$x_2 = \begin{cases} \frac{c_1 c_2 + R_2 \sqrt{c_1^2 + c_2^2 - R_2^2}}{R_2 + c_2}, & \text{если } y_2 \neq 2R_2, \\ c_1 - 2R_2^2 / c_1, & \text{если } y_2 = 2R_2, \end{cases}$$

$$c_1 = S - R_1 \sin \varphi, \quad c_2 = R_2 - y_2.$$

Таким образом, локальный угловой коэффициент излучения определяется по формулам:

$$\psi(\varphi, z') = \begin{cases} \frac{z'}{\pi} \int_{y_2}^{y_2+b} dy' \int_{a_1 y'}^{a_2 y'} \frac{x' \sin \varphi + y' \cos \varphi}{(x'^2 + y'^2 + z'^2)^2} dx', & \text{если } \varphi \neq 0, \\ \frac{z'}{\pi} \int_0^b dy' \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{y'}{(x'^2 + y'^2 + z'^2)^2} dx', & \text{если } \varphi = 0. \end{cases} \quad (2)$$

Вычисляя первый интеграл в (2) с помощью

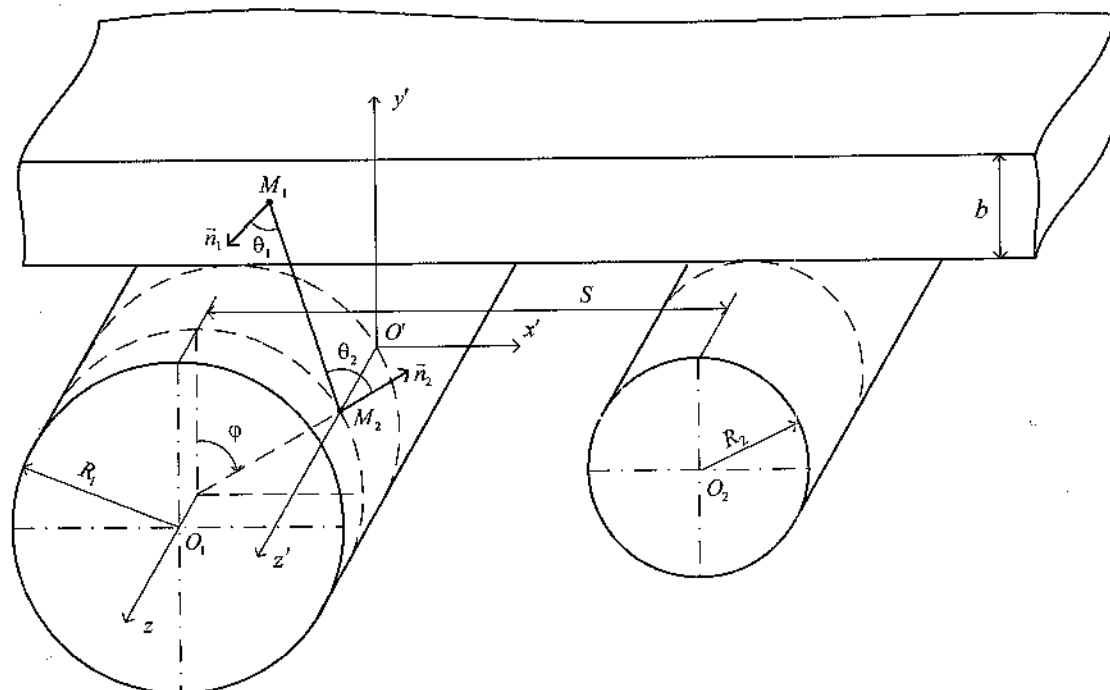


Рис. 1. Схема к расчету угловых коэффициентов

интегрирования по частям и ряда замен, находим:

$$\psi(\varphi, z) = \frac{1}{2\pi} \times \left\{ \frac{a_2 \cos \varphi - \sin \varphi}{\sqrt{a_2^2 + 1}} \operatorname{arctg} \frac{b z' \sqrt{a_2^2 + 1}}{z'^2 + y_2 (y_2 + b)(a_2^2 + 1)} + \operatorname{arctg} \frac{b z' \sin \varphi}{z'^2 \sin^2 \varphi + y_2 (y_2 + b)} + h_1(\varphi, z') - h_2(\varphi, z') \right\},$$

$$\varphi \in (0, \varphi_2], \quad z' \in [0, \bar{z}_1], \quad z' \in [\bar{z}_2, L],$$

где $h_k(\varphi, z') = h_{k,1}(\varphi, z') - h_{k,0}(\varphi, z')$, $h_{k,j}(\varphi, z') = \frac{z' \cos \varphi}{\sqrt{t_j^2 + z'^2}} \operatorname{arctg} \frac{a_k t_j}{\sqrt{t_j^2 + z'^2}}$, $t_j = b j + y_2$,

$$z' = \begin{cases} \bar{z}_1 - z, & \text{если } z \in [0, \bar{z}_1], \\ z - \bar{z}_2, & \text{если } z \in (\bar{z}_2, L], \end{cases} \quad \bar{z}_1 = (L - l)/2,$$

$\bar{z}_2 = (L + l)/2$, L – длина ролика, l – ширина сля-

ба, $\varphi_2 = 2 \operatorname{arctg} \frac{S + \sqrt{S^2 - 4 R_1 R_2}}{2 R_1}$ – угол, на кото-

ром происходит лучистый теплообмен со слябом.

Вычисляя второй интеграл в (2), получаем:

$$\psi(0, z') = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{z'}{\sqrt{b^2 + z'^2}} \right).$$

По полученным формулам проведены расчеты локального коэффициента излучения для ролика радиусом $R_1 = 0,135$ м; длиной $L = 2,1$ м. Вычисления проводились при следующих данных: шаг роликов $S = 0,356$ м; ширина сляба $l = 1,2$ м; радиус соседнего ролика $R_2 = 0,165$ м.

С удалением от узкой грани максимум функции ψ уменьшается, и точка максимума сдвигается вправо (рис. 2). Чем ближе поперечное сечение ролика к слябу, тем быстрее с возрастанием координаты φ убывает ψ (рис. 3).

Проведено исследование влияния толщины сляба, радиусов и шага роликов на функцию ψ . Анализ результатов вычислений локального углового коэффициента показывает, что изменение

радиуса R_2 соседнего ролика и шаг роликов S мало влияют на ψ . С увеличением шага S функция ψ убывает несколько медленнее и по координате φ , и по координате z' .

Намного существеннее влияние на поведение углового коэффициента толщины b слитка и дли-

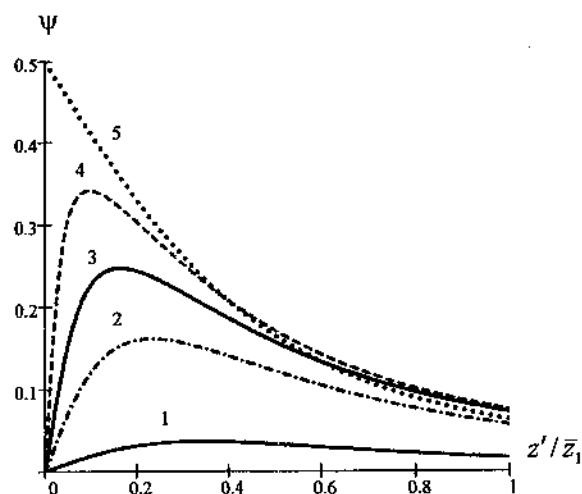


Рис. 2. Зависимость коэффициента излучения от осевой координаты: 1 – $\varphi = \pi/2$; 2 – $\varphi = \pi/3$; 3 – $\varphi = \pi/4$; 4 – $\varphi = \pi/6$; 5 – $\varphi = 0$

ны $(L - l)/2$ выступающей части ролика. Чем больше $(L - l)/2$ по сравнению с b , тем быстрее убывает функция ψ при удалении от поверхности сляба и тем больше максимум функции по угловой

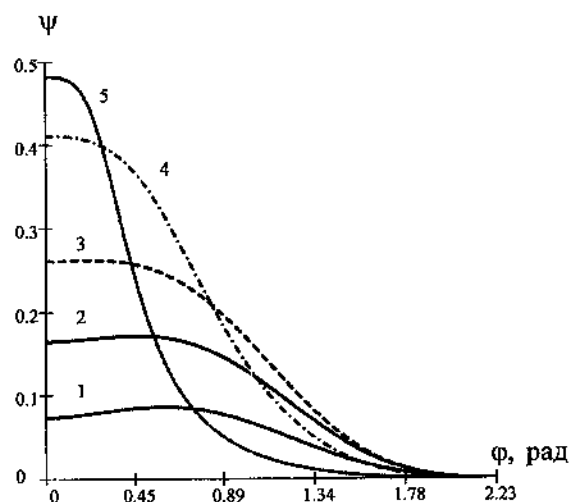


Рис. 3. Зависимость коэффициента излучения от угловой координаты: 1 – $z' = 0,9 \cdot \bar{z}_1$; 2 – $z' = 0,5 \cdot \bar{z}_1$; 3 – $z' = 0,3 \cdot \bar{z}_1$; 4 – $z' = 0,1 \cdot \bar{z}_1$; 5 – $z' = 0,02 \cdot \bar{z}_1$

координате при фиксированном значении z' .

Выводы. Получена аналитическая зависимость от двух координат локального углового коэффициента теплообмена излучением между концами ролика и узкой гранью сляба, учитывающая различные размеры роликовой секции. Проведены расчеты на примере роликовой секции МНЛЗ НЛМК. Установлено, что нельзя пренебрегать зависимостью углового коэффициента от осевой координаты.

УДК 44.31

Список литературы

1. Михеев М.А., Михеева И.М. Основы теплопередачи. – М.: Энергия, 1977. – 344 с.
2. Голицына Е.В. Теплообмен излучением между роликом и широкой гранью слитка // Автоматизация и энергосбережение машиностроительного производства, технология и надежность машин, приборов и оборудования: Материалы 3-й Междунар. науч.-техн. конф. Т. 1. – Вологда: ВоГТУ, 2007. – С. 83 – 88.

Н.В. Запатрина

Череповецкий военный инженерный институт радиоэлектроники
Г.Н. Шестаков, С.В. Лукин, С.В. Сорокин
ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

ТЕПЛООБМЕН В РАБОЧЕЙ СТЕНКЕ ЩЕЛЕВОГО КРИСТАЛЛИЗАТОРА

Известные расчетные зависимости [1]–[6] можно использовать лишь для вычисления термического сопротивления рабочей стенки кристаллизатора, оснащенной водоохлаждаемыми каналами, выполненными непосредственно внутри стенки. Современные машины непрерывного литья заготовок часто оборудуют щелевыми кристаллизаторами, в которых охлаждающая вода циркулирует в пазах, расположенных между медной стенкой и чугунным корпусом. В [7]–[11] получены расчетные зависимости, с помощью которых можно определять термическое сопротивление таких стенок, но для расчета температурного поля они не применимы. Целью настоящей работы является нахождение расчетных зависимостей, пригодных для расчета как температурного поля, так и для определения величины термического сопротивления рабочей стенки щелевого кристаллизатора.

Поскольку высота рабочей стенки значительно больше ее толщины, то, как правило, рассматривают теплообмен в поперечном сечении стенки. Фрагмент поперечного сечения рабочей стенки щелевого кристаллизатора показан на рис. 1.

Поверхностью 1 медная рабочая стенка контактирует с отливаемым слитком, а поверхно-

стью 3 и 4 – с охлаждающей водой. Поверхность 5 соприкасается с чугунным корпусом. На поверхностях 2 и 6 выполняется условие геометрической и тепловой симметрии, поэтому здесь теплообмен отсутствует (адиабатические поверхности). Размеры ребра: $h \times s$. Размеры основания стенки: $\delta \times (s + l)$.

Теплообмен в ребрах теплообменников, как правило, рассматривают на основе решения одномерной задачи о распространении теплоты вдоль ребра, при этом в каждом сечении ребра температура считается постоянной [12]. Однако в щелевых кристаллизаторах ребра имеют достаточно

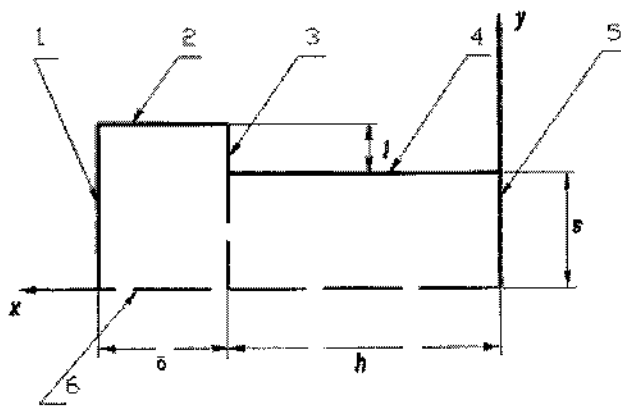


Рис. 1. Расчетная схема

большую толщину, поэтому решение одномерной задачи здесь неприменимо.

Обозначим:

$$\vartheta = T - T_{\text{в}},$$

где T – текущая температура; $T_{\text{в}}$ – температура охлаждающей воды, выбранной за начало отсчета. Температурное поле стенки опишется уравнением Лапласа:

$$\frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} = 0. \quad (1)$$

Рабочую стенку можно представить состоящей из двух элементов: основания стенки толщиной δ и ребра. Ввиду малой толщины задачу расчета теплообмена в основании стенки считаем одномерной. Расчет температурного поля и термического сопротивления здесь не вызывает затруднений. Остановимся на расчете теплообмена в ребре длиной h и толщиной $2s$.

Граничные условия:

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial x} \Big|_{x=0} = 0; \quad (2)$$

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial y} \Big|_{y=0} = 0; \quad (3)$$

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial y} \Big|_{y=s} = -\frac{\alpha}{\lambda} \vartheta \Big|_{y=s}; \quad (4)$$

$$\vartheta(x, y) \Big|_{x=h} = \vartheta_0, \quad (5)$$

где x, y – текущие координаты; α – коэффициент теплоотдачи от поверхности 4 к охлаждающей воде; λ – коэффициент теплопроводности материала стенки.

Уравнения (2) и (3) следуют из условия геометрической и тепловой симметрии. Уравнение (5) записано из допущения об отсутствии теплообмена между медной стенкой и чугунным корпусом. Данное допущение оправдано тем, что теплопроводность чугуна значительно меньше теплопроводности меди.

Решение уравнения (1) ищем в виде произведения двух функций, из которых одна является функцией только x , а другая – только y (метод Фурье разделения переменных). Пусть

$$\vartheta(x, y) = \varphi(x) \psi(y). \quad (6)$$

После подстановки (6) в (1) получим

$$\varphi''(x) \psi(y) + \psi''(y) \varphi(x) = 0.$$

Откуда после разделения переменных найдем:

$$\varphi''(x) / \varphi(x) = -\psi''(y) / \psi(y). \quad (7)$$

Левая часть уравнения (7) есть функция только x , а правая – функция только y . Если зафиксировать аргумент x и менять только y , то при любом его значении правая часть уравнения (7) равна постоянной величине, стоящей в левой части, т.е. $\varphi''(x) / \varphi(x) = \text{const}$. Аналогично при фиксации y и изменении x левая часть уравнения (7) для любого значения y должна равняться постоянной правой части, которая зависит только от x , т.е. $\psi''(y) / \psi(y) = \text{const}$. Так как равенство (7) должно иметь место при любых значениях x и y , то обе его части должны быть равны одной и той же постоянной величине. Обозначим последнюю через ε^2 . Тогда

$$\varphi''(x) / \varphi(x) = -\psi''(y) / \psi(y) = \varepsilon^2.$$

Отсюда получим систему обыкновенных дифференциальных уравнений второго порядка с постоянными коэффициентами:

$$\varphi''(x) - \varepsilon^2 \varphi(x) = 0; \quad (9)$$

$$\psi''(y) + \varepsilon^2 \psi(y) = 0. \quad (10)$$

Решения уравнений (9) и (10) имеют вид:

$$\varphi(x) = C_1 e^{\varepsilon x} + C_2 e^{-\varepsilon x}; \quad (11)$$

$$\psi(y) = C_3 \cos(\varepsilon y) + C_4 \sin(\varepsilon y). \quad (12)$$

С учетом (6) общее решение уравнения (1) примет вид:

$$\vartheta(x, y) = (C_1 e^{\varepsilon x} + C_2 e^{-\varepsilon x})(C_3 \cos(\varepsilon y) + C_4 \sin(\varepsilon y)). \quad (13)$$

Решение (13) подчиним граничному условию (3):

$$\begin{aligned} \vartheta'_y &= \varepsilon (C_1 e^{\varepsilon x} + C_2 e^{-\varepsilon x})(-C_3 \sin(\varepsilon y) + \\ &+ C_4 \cos(\varepsilon y)), \\ \vartheta'_y \Big|_{y=0} &= 0. \end{aligned}$$

Отсюда следует $C_4 = 0$. Это значит, что частное решение $\psi(y) = C_4 \sin(\varepsilon y)$ должно быть отброшено как не удовлетворяющее заданным граничным условиям.

Тогда решение (13) примет вид:

$$\vartheta(x, y) = C_3 \cos(\varepsilon y) (C_1 e^{\varepsilon x} + C_2 e^{-\varepsilon x}). \quad (14)$$

Теперь найденное промежуточное решение (14) подчиним граничному условию (2):

$$\vartheta'_x = \varepsilon C_3 (C_1 e^{\varepsilon x} - C_2 e^{-\varepsilon x}) \cos(\varepsilon y);$$

$$\vartheta'_x \Big|_{x=0} = 0.$$

Отсюда следует $C_1 = C_2$.

Тогда

$$\vartheta(x, y) = C \cos(\varepsilon y) \operatorname{ch}(\varepsilon x), \quad (15)$$

где $2C_1 C_3 = C$; $\operatorname{ch}(\varepsilon x) = \frac{e^{\varepsilon x} + e^{-\varepsilon x}}{2}$ — гиперболический косинус.

Решение (15) подчиним граничному условию (4):

$$\begin{aligned} \vartheta'_y \Big|_{y=s} &= -\frac{\alpha}{\lambda} \vartheta \Big|_{y=s}; \\ -\varepsilon C \sin(\varepsilon s) \operatorname{ch}(\varepsilon x) &= -\frac{\alpha}{\lambda} C \cos(\varepsilon s) \operatorname{ch}(\varepsilon x); \end{aligned}$$

$$\varepsilon \sin(\varepsilon s) = \frac{\alpha}{\lambda} \cos(\varepsilon s).$$

Отсюда:

$$\frac{\sin \varepsilon s}{\cos \varepsilon s} = \frac{\alpha}{\lambda \varepsilon} \cdot \frac{s}{s} = \frac{\operatorname{Bi}}{\varepsilon s},$$

где $\frac{\alpha s}{\lambda} = \operatorname{Bi}$ — критерий Био.

Параметр ε найдется из характеристического уравнения:

$$\operatorname{tg} \mu = \frac{\operatorname{Bi}}{\mu}, \quad (16)$$

где $\mu = \varepsilon s$.

Уравнение (16) при каждом фиксированном значении Bi имеет бесчисленное множество решений.

Таким образом, общее решение уравнения (1) будет равно сумме всех частных решений.

$$\vartheta(x, y) = \sum_{k=1}^{\infty} C_k \cos\left(\mu_k \frac{y}{s}\right) \operatorname{ch}\left(\mu_k \frac{x}{s}\right). \quad (17)$$

Для нахождения коэффициентов C_k воспользуемся граничным условием (5):

$$\vartheta_0 = \sum_{k=1}^{\infty} C_k \operatorname{ch}\left(\mu_k \frac{h}{s}\right) \cos\left(\mu_k \frac{x}{s}\right). \quad (18)$$

Поскольку функция $\vartheta_0 = \operatorname{const}$, то она удовлетворяет условиям Дирихле и ее можно разложить в ряд Фурье. Умножим обе части равенства (18) на $\cos\left(\mu_n \frac{y}{s}\right)$ и проинтегрируем в пределах от $-s$ до s :

$$\begin{aligned} \vartheta_0 \int_{-s}^s \cos\left(\mu_n \frac{y}{s}\right) dy &= \\ &= \sum_{k=1}^{\infty} C_k \operatorname{ch}\left(\mu_k \frac{h}{s}\right) \int_{-s}^s \cos\left(\mu_k \frac{y}{s}\right) \cos\left(\mu_n \frac{y}{s}\right) dy. \end{aligned} \quad (19)$$

При значении k , не равном n , интеграл в правой части уравнения (19) будет равен 0. Тогда:

$$2 \vartheta_0 \int_0^s \cos \left(\mu_k \frac{y}{s} \right) dy =$$

$$= 2 C_k \cdot \operatorname{ch} \left(\mu_k \frac{h}{s} \right) \int_0^s \cos^2 \left(\mu_k \frac{y}{s} \right) dy. \quad (20)$$

Найдем интегралы в левой и правой частях уравнения (20):

$$I_1 = \int_0^s \cos \left(\mu_k \frac{y}{s} \right) dy = \frac{s}{\mu_k} \cdot \sin \mu_k;$$

$$I_2 = \int_0^s \cos^2 \left(\mu_k \frac{y}{s} \right) dy = \frac{1}{2} \int_0^s \left(1 + \cos \left(2 \mu_k \frac{y}{s} \right) \right) dy =$$

$$= \frac{1}{2} \left(s + \frac{s}{2 \mu_k} \cdot \sin (2 \mu_k) \right) = \frac{s}{2} \left(1 + \frac{\sin \mu_k \cos \mu_k}{\mu_k} \right) =$$

$$= \frac{s}{2} \cdot \frac{\mu_k + \sin \mu_k \cdot \cos \mu_k}{\mu_k}.$$

Подставим I_1 и I_2 в равенство (20):

$$\vartheta_0 \cdot \frac{s}{\mu_k} \cdot \sin \mu_k = C_k \cdot \operatorname{ch} \left(\mu_k \frac{h}{s} \right) \times$$

$$\times \frac{s}{2} \cdot \frac{\mu_k + \sin \mu_k \cdot \cos \mu_k}{\mu_k};$$

$$C_k = \frac{2 \vartheta_0}{\operatorname{ch} \left(\mu_k \frac{h}{s} \right)} \cdot \frac{\sin \mu_k}{\mu_k + \sin \mu_k \cdot \cos \mu_k}.$$

Подставляя C_k в формулу (17), получим окончательную расчетную зависимость, описывающую температурное поле в ребре рабочей стенки щелевого кристаллизатора:

$$\vartheta(x, y) =$$

$$2 \vartheta_0 \sum_{k=1}^{\infty} \frac{D_k}{\operatorname{ch} \left(\mu_k \frac{h}{s} \right)} \operatorname{ch} \left(\mu_k \frac{x}{s} \right) \cdot \cos \left(\mu_k \frac{y}{s} \right), \quad (21)$$

где

$$D_k = \sin \mu_k / (\mu_k + \sin \mu_k \cos \mu_k).$$

Коэффициенты μ_k в (21) найдутся из характеристического уравнения (16).

Из (21), в частности, получим:

– температура в середине ребра:

$$\vartheta(x, y) = 2 \vartheta_0 \sum_{k=1}^{\infty} \frac{D_k}{\operatorname{ch} \left(\mu_k \frac{h}{s} \right)} \operatorname{ch} \left(\mu_k \frac{x}{s} \right), \quad (22)$$

– температура на поверхности канала:

$$\vartheta(x, y) = 2 \vartheta_0 \sum_{k=1}^{\infty} \frac{D_k}{\operatorname{ch} \left(\mu_k \frac{h}{s} \right)} \operatorname{ch} \left(\mu_k \frac{x}{s} \right) \cdot \cos(\mu_k), \quad (23)$$

– температура в зоне контакта медной стенки с чугунным корпусом:

$$\vartheta(x, y) = 2 \vartheta_0 \sum_{k=1}^{\infty} \frac{D_k}{\operatorname{ch} \left(\mu_k \frac{h}{s} \right)} \cos \left(\mu_k \frac{y}{s} \right). \quad (24)$$

Полученные расчетные зависимости (21)–(24) позволяют определять температуру в любой точке ребра рабочей стенки щелевого кристаллизатора.

Плотность теплового потока определяется законом Фурье:

$$q = -\lambda \frac{\partial \vartheta}{\partial n},$$

где n – текущая координата.

Из (21) получим:

– плотность теплового потока в ребре рабочей стенки кристаллизатора в направлении x :

$$q(x, y) = -2\lambda \vartheta_0 \sum_{k=1}^{\infty} \frac{D_k \mu_k / s}{\operatorname{ch}\left(\mu_k \frac{h}{s}\right)} \operatorname{sh}\left(\mu_k \frac{x}{s}\right) \cdot \cos\left(\mu_k \frac{y}{s}\right), \quad (25)$$

в частности, плотность теплового потока в основании ребра:

$$q(h, y) = -2\lambda \vartheta_0 \sum_{k=1}^{\infty} \frac{D_k \mu_k / s}{\operatorname{ch}\left(\mu_k \frac{h}{s}\right)} \operatorname{sh}\left(\mu_k \frac{h}{s}\right) \cdot \cos\left(\mu_k \frac{y}{s}\right); \quad (26)$$

— плотность теплового потока в направлении y :

$$q(x, y) = 2\lambda \vartheta_0 \sum_{k=1}^{\infty} \frac{D_k \mu_k / s}{\operatorname{ch}\left(\mu_k \frac{h}{s}\right)} \operatorname{ch}\left(\mu_k \frac{x}{s}\right) \cdot \sin\left(\mu_k \frac{y}{s}\right), \quad (27)$$

в частности, плотность теплового потока на поверхности канала:

$$q(x, s) = 2\lambda \vartheta_0 \sum_{k=1}^{\infty} \frac{D_k \mu_k / s}{\operatorname{ch}\left(\mu_k \frac{h}{s}\right)} \operatorname{ch}\left(\mu_k \frac{x}{s}\right) \cdot \sin(\mu_k). \quad (28)$$

Максимального значения тепловой поток достигает у основания стенки:

$$q(h, s) = 2\lambda \vartheta_0 \sum_{k=1}^{\infty} \frac{D_k \mu_k}{s} \cdot \sin(\mu_k). \quad (29)$$

Полученные расчетные зависимости (25)–(29) позволяют определять величины плотностей тепловых потоков в любой точке ребра рабочей стенки щелевого кристаллизатора.

Для определения средней плотности теплового потока в основании ребра функцию (26) необходимо проинтегрировать на отрезке от 0 до s и разделить на длину этого отрезка s :

$$q_c(h) = -2\lambda \vartheta_0 \sum_{k=1}^{\infty} \frac{D_k / s}{\operatorname{ch}\left(\mu_k \frac{h}{s}\right)} \operatorname{sh}\left(\mu_k \frac{h}{s}\right) \cdot \sin \mu_k. \quad (30)$$

Линейная плотность теплового потока в основании ребра (Вт/м) определится выражением, полученным из (30):

$$q_{lp}(h) = -2\lambda \vartheta_0 \sum_{k=1}^{\infty} \frac{D_k}{\operatorname{ch}\left(\mu_k \frac{h}{s}\right)} \operatorname{sh}\left(\mu_k \frac{h}{s}\right) \cdot \sin \mu_k. \quad (31)$$

Из (31) получим формулу для расчета линейного термического сопротивления ребра рабочей стенки кристаллизатора:

$$R_{lp} = -1/2\lambda \sum_{k=1}^{\infty} \frac{D_k}{\operatorname{ch}\left(\mu_k \frac{h}{s}\right)} \operatorname{sh}\left(\mu_k \frac{h}{s}\right) \cdot \sin \mu_k. \quad (32)$$

Суммарное линейное термическое сопротивление рабочей стенки в зоне ребра с учетом (32) составит:

$$R_{lp} = \delta / \lambda \cdot s - 1/2\lambda \sum_{k=1}^{\infty} \frac{D_k}{\operatorname{ch}\left(\mu_k \frac{h}{s}\right)} \operatorname{sh}\left(\mu_k \frac{h}{s}\right) \cdot \sin \mu_k. \quad (33)$$

Тогда линейная плотность теплового потока в зоне ребра составит:

$$q_{lp} = \vartheta_{01} / R_{lp}, \quad (34)$$

где ϑ_{01} — разность температур рабочей поверхно-

сти стенки (поверхность 1) и охлаждающей воды:

$$\vartheta_{01} = T_1 - T_B.$$

Линейная плотность теплового потока в зоне за пределами ребра:

$$q_{10} = \vartheta_{01} \lambda \cdot l / \delta. \quad (35)$$

Линейная плотность теплового потока рабочей стенки с учетом (34) и (35):

$$q_1 = (q_{1p} + q_{10}) m, \quad (36)$$

где m – количество ребер в стенке.

Для определения суммарного теплового потока в рабочей стенке кристаллизатора уравнение (36) необходимо проинтегрировать по высоте кристаллизатора. Температура T_1 в зоне соприкосновения основания стенки с ребром может быть найдена путем совместного решения уравнений (26) и (34).

Таким образом, разработана методика расчета температурных полей, тепловых потоков и термических сопротивлений в рабочей стенке щелевого кристаллизатора.

Список литературы

1. Шестаков Н.И. Расчет термического сопротивления рабочей стенки кристаллизатора с цилиндрическими водоохлаждаемыми каналами // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 1990. – № 3. – С. 70–72.
2. Шестаков Н.И., Макаров А.П., Иванов Ю.И. Теплообмен в рабочей стенке кристаллизатора машины непрерывного литья заготовок // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1991. – № 11. – С. 27–29.
3. Шестаков Н.И., Егоров В.П., Летавин М.И. и др. Термическое сопротивление рабочей стенки кристаллизатора с водоохлаждаемыми каналами произвольной формы // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 1992. – № 1. – С. 66–70.
4. Шестаков Н.И., Запатрина Н.В., Сорокин А.М. и др. Термическое сопротивление рабочей стенки кристаллизатора с сегментными водоохлаждаемыми каналами // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 1992. – № 3. – С. 73–75.
5. Запатрина Н.В., Шестаков Н.И. Исследование влияния конструктивных параметров рабочей стенки кристаллизатора на ее термическое сопротивление // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 1996. – № 4. – С. 73–77.
6. Шестаков Н.И. Тепловые процессы при непрерывной разливке стали. – М.: Черметинформация, 1992. – 286 с.
7. Калягин Ю.А., Шестаков Н.И., Манько О.В., Луккин С.В. Расчет теплообмена в рабочей стенке щелевого кристаллизатора и оценка влияния его конструктивных параметров на величину термического сопротивления рабочей стенки // Заготовительные производства в машиностроении. – 2004. – № 2. – С. 38–40.
8. Шестаков Н.И., Калягин Ю.А., Манько О.В., Луккин С.В. Теплообмен в рабочей стенке щелевого кристаллизатора машины непрерывного литья заготовок // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 2004. – № 3. – С. 78–81.
9. Калягин Ю.А., Шестаков Н.И., Манько О.В., Луккин С.В. Исследование теплообмена в кристаллизаторе МНЛЗ с круглыми щелевыми каналами // Заготовительные производства в машиностроении (кузнечно-штамповочное, литейное и другие производства). – 2004. – № 3. – С. 25–28.
10. Шестаков Н.И., Калягин Ю.А., Манько О.В. Математическое моделирование теплообмена в непрерывноотливаемом слитке. – Череповец: ЧГУ, 2003. – 131 с.
11. Шестаков Н.И., Луккин С.В., Аншелес В.Р. Совершенствование системы охлаждения машины непрерывной разливки стали. – Череповец: ЧГУ, 2003. – 100 с.
12. Исаченко В.П., Осипова В.А., Сукомел А.С. Теплопередача. – М.: Энергоиздат, 1981. – 416 с.

УДК 621.74.08

С.В. Сорокин, Н.И. Шестаков, С.В. Луккин
ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

КОНТРОЛЬ ТЕПЛОСЪЕМА В КРИСТАЛЛИЗАТОРЕ В СИСТЕМАХ УПРАВЛЕНИЯ МАШИНЫ НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ ЗАГОТОВОК

Процессы теплообмена в кристаллизаторе решающим образом влияют на начало формирования твердой оболочки непрерывного слитка в кристаллизаторе, на возможность возникновения различных дефектов и на получающуюся внутрен-

нюю структуру металла в зоне вторичного охлаждения.

Актуальной задачей является непрерывный контроль процесса охлаждения слитка в зоне кристаллизатора, направленный на обеспечение оп-

тимального теплоотвода при различных условиях разливки, а следовательно, и на повышение производительности МНЛЗ. Тепловой режим кристаллизатора организуется так, чтобы на выходе твердая оболочка слитка была достаточной по толщине и прочности для предотвращения прорыва металла. Распределение интенсивности теплоотвода по периметру и длине слитка должно обеспечивать отсутствие опасных напряжений, которые могли бы привести к появлению трещин.

В кристаллизаторе происходит процесс передачи тепла от жидкого металла к охлаждающей воде, протекающей в каналах рабочих стенок кристаллизатора. Получить информацию о распределении плотности теплового потока по высоте и периметру кристаллизатора можно, установив в рабочих стенках датчики температуры. Однако такой способ контроля является достаточно сложным и применяется только в экспериментальных исследованиях.

На практике для контроля теплового режима работы кристаллизатора ограничиваются замером расхода и нагрева охлаждающей воды в каналах рабочих стенок. При постоянной скорости вытягивания непрерывного слитка и неизменности других технологических параметров разливки во времени передачу тепла от жидкого металла к охлаждающей воде можно рассматривать как теплопередачу при стационарном режиме. Локальная плотность теплового потока на разных уровнях кристаллизатора рассчитывается на основе экспериментально установленных зависимостей по суммарному тепловому потоку.

Для анализа тепловой работы кристаллизатора при переменной скорости вытягивания слитка принимается, что плотность теплового потока от поверхности слитка к рабочей поверхности стенки является функцией времени пребывания данного сечения слитка в кристаллизаторе:

$$q(\tau) = a + b \cdot e^{-c\tau},$$

где a , b и c - константы, зависящие от типа кристаллизатора [1]

Однако даже при стационарном режиме зависимость плотности теплового потока от уровня металла в кристаллизаторе, а следовательно, и

функция $q(\tau)$ не является монотонной [2]. И если ошибка оценки суммарного теплосъема с каждого сечения слитка при прохождении всего кристаллизатора на постоянной скорости разливки может быть легко скорректирована по тепловому потоку от поверхности каналов к охлаждающей воде, то при переменной скорости разливки эта ошибка может быть весьма существенной.

Точность расчета локальных тепловых потоков можно значительно повысить, если учитывать время пребывания сечения в кристаллизаторе на каждом его уровне, так как условия теплообмена различны на разных уровнях кристаллизатора. Скорость движения расплава в жидкой фазе влияет на интенсивность теплообмена между жидкой и твердой фазами слитка. Она уменьшается к нижнему торцу кристаллизатора. Ферростатическое давление, прижимающее формирующуюся корку к рабочим стенкам, возрастает к нижнему торцу кристаллизатора и влияет на плотность контакта и интенсивность теплообмена между рабочей стенкой кристаллизатора и поверхностью слитка. Корка слитка вследствие усадки периодически отходит от стенки кристаллизатора, а затем снова прижимается ферростатическим давлением жидкого металла. При этом уровни наиболее плотного контакта в кристаллизаторе незначительно смещаются при изменении скорости разливки, но при этом соответствуют разному времени пребывания данного сечения слитка в кристаллизаторе. С увеличением скорости разливки амплитуда колебаний теплосъема по высоте кристаллизатора снижается.

В качестве примера рассмотрим разливку стали на криволинейной МНЛЗ в слитки сечением $0,25 \times 1,29 \text{ м}^2$. Распределение плотности теплового потока по высоте кристаллизатора при скоростях разливки 0,65 и 1,1 м/мин показано на рис. 1.

Из рис. 1 видно, что расположение зон повышенного и пониженного теплосъема приблизительно одинаково при различной скорости вытягивания слитка. На рис. 2 показано то же изменение плотности теплового потока в зависимости от времени пребывания слитка в кристаллизаторе. Там же приведена линия тренда, описываемая функцией:

$$q(\tau) = 0,55 + 3 \cdot e^{-3,58\tau}.$$

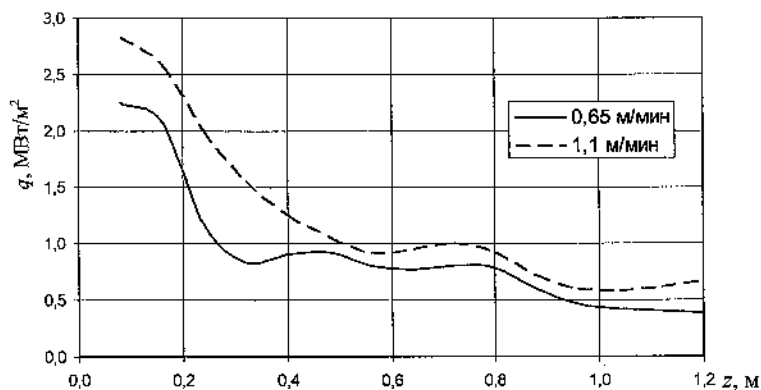


Рис. 1. Распределение плотности теплового потока по высоте кристаллизатора

Как видим, фактическое значение плотности теплового потока колеблется относительно линии тренда в стороны уменьшения или увеличения. На рис. 3 приведены графики усредненного в диапазоне скоростей 0,65–1,1 м/мин отклонения δ истинных значений плотности теплового потока от линии тренда на разных уровнях кристаллизатора.

Фактическое значение плотности теплового потока (MWt/m^2) от поверхности слитка к рабочим стенкам кристаллизатора в сечении на уровне z рассчитываем по формуле:

$$q(\tau) = (0,55 + 3 \cdot e^{-3,58\tau}) \cdot (1 + \delta(z)),$$

где

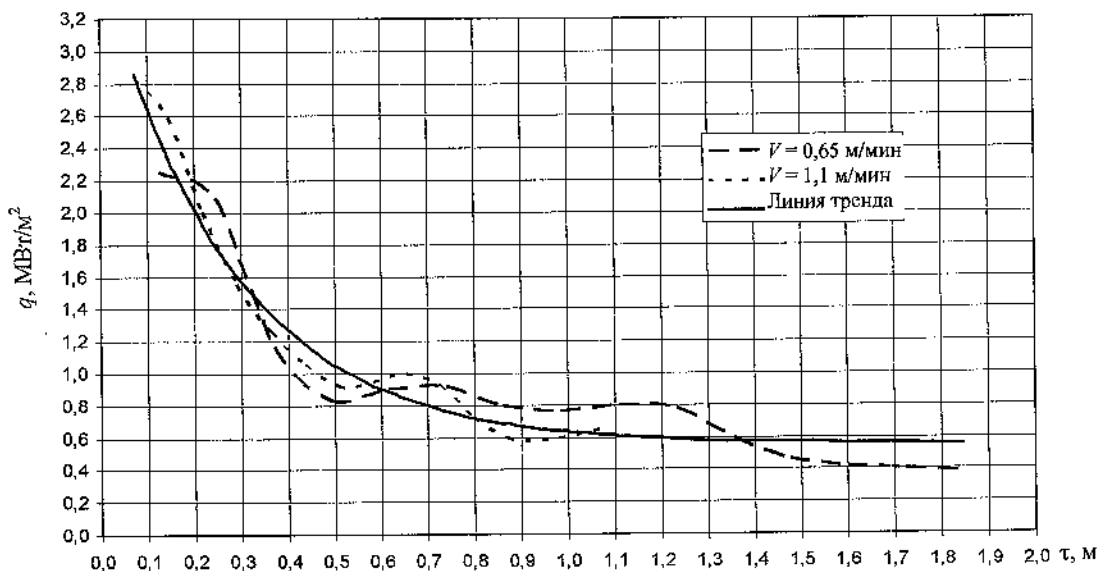


Рис. 2. Изменение плотности теплового потока от поверхности сечения слитка к рабочим стенкам в зависимости от времени пребывания в кристаллизаторе

$$z = \int_0^{\tau} \omega(\tau^*) d\tau^*,$$

где τ – время пребывания сечения в кристаллизаторе (мин); τ^* – текущее время от момента возникновения сечения слитка; ω – скорость вытягивания слитка, м/мин.

Для рассматриваемого кристаллизатора отклонение фактической плотности теплового потока от линии тренда в процентах может быть выражено полиномом

$$\begin{aligned} \delta(z) = & -54,282 z^6 + 232,96 z^5 - 380,17 z^4 + \\ & + 293,18 z^3 - 108,16 z^2 + 17,183 z - \\ & - 0,8605. \end{aligned}$$

В системах контроля процесса формирования слитка кристаллизатор может быть представлен также в виде нескольких зон охлаждения. При этом для расчета локальной плотности теплового потока в каждой зоне учитывается свой процент отклонения от функции тренда.

Таким образом, полученные результаты позволяют повысить точность расчета теплоотвода от

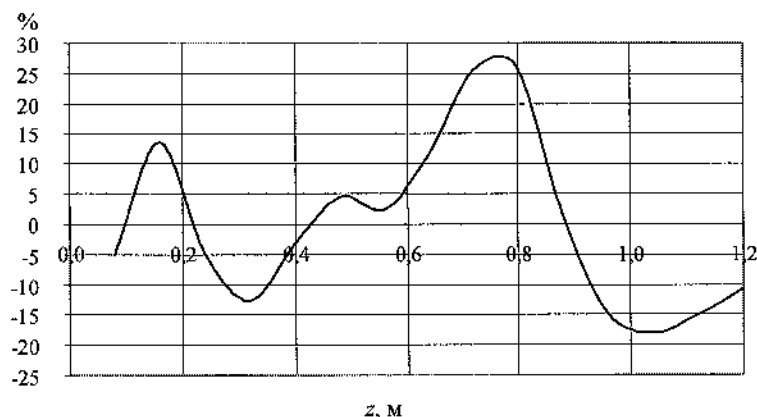


Рис. 3. Отклонение фактической плотности теплового потока от линии тренда

каждого сечения слитка при прохождении им кристаллизатора в системах контроля и управления охлаждением слитка при постоянной и переменной скорости разливки.

Список литературы

1. Краснов В.И. Оптимальное управление режимами непрерывной разливки стали. — М.: Metallurgia, 1975. — 312 с.
2. Калягин Ю.А., Сорокин С.В., Шестаков Н.И. Тепловые процессы в кристаллизаторе машины непрерывного литья заготовок. — Череповец: ЧГУ, 2004. — 293 с.

УДК 621.746.27

С.В. Лукин, Г.Н. Шестаков, С.А. Зимин

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛООБМЕНА В КРИСТАЛЛИЗАТОРЕ СОРТОВОЙ МАШИНЫ НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ ЗАГОТОВОК

На шестиручьевой сортовой машине непрерывного литья заготовок электросталеплавильного цеха (ЭСПЦ) ОАО «Северсталь» при использовании гильзового кристаллизатора длиной 1 м с параболической конусностью рабочих стенок разливают сталь в заготовки сечением 100 × 100 мм со скоростью 5 ÷ 5,5 м/мин и выше. При таких условиях исследование теплообмена в кристаллизаторах МНЛЗ практически не проводилось.

На хромированную криволинейную медную гильзу толщиной 11 мм надета рубашка из нержавеющей стали, повторяющая профиль гильзы. Зазор между гильзой и рубашкой составляет 5 мм. Охлаждающая вода движется в зазоре между рубашкой и гильзой снизу вверх со скоростью примерно 15 м/с. Расход воды на охлаждение гильзы составляет в среднем 120 м³/ч. Для смазки кристаллизатора используется рапсовое или синтетическое масло.

Уровень зеркала жидкого металла поддерживают в среднем на значении 71 %, что соответствует рабочей высоте кристаллизатора 0,71 м. Отклонение уровня жидкого металла от среднего

значения обычно составляет ± 5 %. Уровень металла в кристаллизаторе регулируют за счет изменения скорости разливки. Время пребывания слитка в кристаллизаторе при стационарных режимах разливки составляет от 5,5 до 13 с.

В АСУ МНЛЗ непрерывно регистрируются и заносятся в базу компьютера через каждые несколько секунд следующие данные по кристаллизатору: скорость разливки v , м/мин; объемный расход охлаждающей воды V , м³/ч; перепад температур охлаждающей воды в кристаллизаторе Δt_w , °С; уровень жидкого металла в кристаллизаторе ϕ , %. Измерение уровня жидкого металла производится радиоактивным датчиком с точностью ± 3,0 мм.

За основу исследования были выбраны экспериментальные данные, полученные на 6 ручьях МНЛЗ в период с 27. 10. 2007 г. по 30. 10. 2007 г. Расчет средней плотности теплового потока от слитка к кристаллизатору \bar{q} производится следующим образом. Скорость разливки v выражается в м/с; объемный расход охлаждающей воды V в м³/ч пересчитывается в массовый расход по фор-

мале $G = V/3,6$, кг/с; тепловой поток, уносимый охлаждающей водой, определяется выражением $Q = G \cdot c_w \cdot \Delta t_w$, кВт, где Δt_w – нагрев воды в кристаллизаторе, °С; $c_w = 4,19$ кДж/(кг · °С) – теплоемкость воды; рабочая высота кристаллизатора равна $H = (\phi/100) \cdot l$, м; время пребывания слитка в кристаллизаторе $\tau_{кр} = H/v$, с; площадь рабочей поверхности кристаллизатора, м²: $F = 2 \cdot (0,1 + 0,1) \cdot H$. Величину \bar{q} определяется выражением $\bar{q} = Q/F$, кВт/м².

Не все значения из массива данных, заносимых в базу компьютера, можно использовать для определения средней плотности теплового потока, что связано с тепловой инерцией рабочей стенки кристаллизатора. Из массива экспериментальных данных выбирались такие, когда уровень мениска и скорость разливки практически не изменялись в течение нескольких секунд.

На рис. 1 показана экспериментальная зависимость величины \bar{q} от времени пребывания слитка в кристаллизаторе $\tau_{кр}$ при $\tau_{кр} > 6,3$ с.

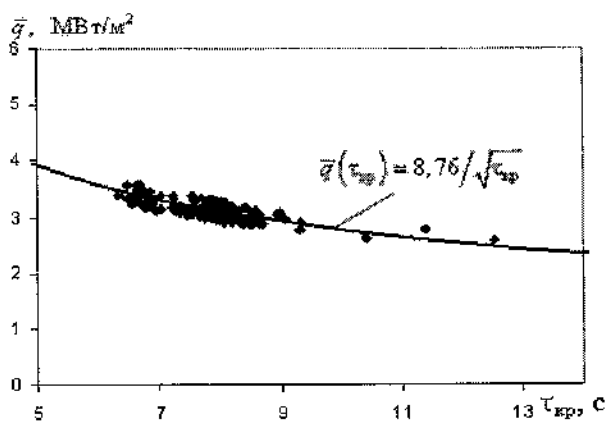


Рис. 1. Зависимость $\bar{q}(\tau_{кр})$ для сортового кристаллизатора

Экспериментально определенные значения плотности теплового потока, изображенные на рис. 1 в виде точек, с погрешностью не более 5 % описываются аппроксимирующей зависимостью

$$\bar{q}(\tau_{кр}) = 2 \cdot \sigma / \sqrt{\tau_{кр}} \text{ МВт/м}^2, \quad (1)$$

где $\sigma = 4,38$ МВт/(м² · с^{0,5}). Зависимость (1) получена для $\tau_{кр} > 6,3$ с.

На основе (1) получим зависимость плотности теплового потока q от слитка к кристаллизатору от времени пребывания элемента слитка в кристаллизаторе τ^* . Поскольку формирование твердой фазы слитка определяется в основном временем τ^* , то и величина q , усредненная по периметру кристаллизатора, зависит от этой величины [1]: $q = q[\tau^*]$. Величину \bar{q} при стационарной скорости можно рассчитать так:

$$\bar{q}(\tau_{кр}) = \frac{1}{\tau_{кр}} \cdot \int_0^{\tau_{кр}} q[\tau^*] \cdot d\tau^*. \quad (2)$$

Продифференцировав (2) по $\tau_{кр}$, получим:

$$\begin{aligned} \frac{d\bar{q}(\tau_{кр})}{d\tau_{кр}} &= -\frac{1}{\tau_{кр}^2} \cdot \int_0^{\tau_{кр}} q[\tau^*] \cdot d\tau^* + \frac{q[\tau_{кр}]}{\tau_{кр}} = \\ &= -\frac{\bar{q}(\tau_{кр})}{\tau_{кр}} + \frac{q[\tau_{кр}]}{\tau_{кр}}. \end{aligned}$$

Из последнего выражения найдем:

$$q[\tau_{кр}] = \bar{q}(\tau_{кр}) + \tau_{кр} \cdot d\bar{q}(\tau_{кр})/d\tau_{кр}. \quad (3)$$

Используя формулы (1) и (3), получим выражение для расчета q при временах τ^* , отличных от начальных моментов времени:

$$q[\tau^*] = \sigma / \sqrt{\tau^*}. \quad (4)$$

В работе [2] на основе математического моделирования теплообмена слитка с кристаллизатором показано, что за исключением начальных моментов времени величина q в зависимости от τ^* описывается выражением (4), где σ зависит от теплофизических свойств смазки и металла.

На шестом ручье сортовой МНЛЗ скорость достигает значения 6,5 м/мин. Например, при $v = 6,5$ м/мин и $H = 0,71$ м $\tau_{кр} = 6,5$ с. Величина q , рассчитанная по (4), где $\sigma = 4,38$ МВт/(м² · с^{0,5}), при $\tau^* = \tau_{кр} = 6,5$ с, равна 1,71 МВт/м². Величина \bar{q} , рассчитанная по выражению (1), равна

3,42 МВт/м². Максимальная плотность теплового потока в кристаллизаторе q_{\max} превышает величину \bar{q} , т.е. $q_{\max} \geq 3,4$ МВт/м².

При малых $\tau_{\text{кр}}$ зависимость (1) дает большие значения \bar{q} . В частности, при $\tau_{\text{кр}} = 0$ (что соответствует уровню мениска жидкого металла) величина \bar{q} формально обращается в бесконечность. В действительности величина \bar{q} ограничена максимальным значением \bar{q}_{\max} , равном максимальному значению q_{\max} . Это следует из того, что величина q_{\max} соответствует уровню мениска жидкого металла, т.е. моменту $\tau_{\text{кр}} = 0$, поэтому из (3) следует: $q_{\max} = q[0] = \bar{q}(0) = \bar{q}_{\max}$.

Величина q_{\max} является достаточно неопределенной, т.к. зависит от многих факторов, таких как теплофизические свойства смазки (ее теплопроводность, текучесть, температура затвердевания), от условий качания кристаллизатора, от колебаний свободной поверхности жидкого металла, обусловленных возмущающим действием струи жидкого металла, и т.п. Можно говорить лишь о среднестатистической максимальной плотности теплового потока q_{\max} . В кристаллизаторе сортовой МНЛЗ ЭСПЦ ОАО «Северсталь» в качестве смазки применяют рапсовое или синтетическое масло, обладающее хорошей текучестью и не образующее твердого гарнисажа на стенке на уровне мениска жидкого металла, поэтому в данном случае величина q_{\max} может достигать весьма больших значений по сравнению со слябовыми кристаллизаторами, где в качестве смазки применяются шлакообразующие смеси, затвердевающие при достаточно высокой температуре и образующие на уровне мениска твердый гарнисаж [2].

Анализ показывает, что величину \bar{q} в кристаллизаторе при $\tau_{\text{кр}} \geq 0$ удобно аппроксимировать в виде выражения:

$$\bar{q}(\tau_{\text{кр}}) = \frac{2 \cdot \sigma}{\left(\tau_{\text{кр}}^n + (2 \cdot \sigma / q_{\max})^{2n}\right)^{1/2n}}, \quad 0 \leq \tau_{\text{кр}}, \quad (5)$$

где q_{\max} – максимальное значение плотности теплового потока в начальный момент времени; $n \geq 1$ – постоянный коэффициент. Из формулы (5) следует, что при $\tau_{\text{кр}} = 0$ $\bar{q} = q_{\max}$; при $\tau_{\text{кр}} \gg 0$ фор-

мула (5) превращается в формулу (1). Коэффициент n и величина q_{\max} подбираются, исходя из опытных данных по величине \bar{q} при малых временах $\tau_{\text{кр}}$. При больших $\tau_{\text{кр}}$ коэффициент n и величина q_{\max} практически не влияют на значения \bar{q} .

Величина q в зависимости от τ^* рассчитывается по формуле, полученной на основе выражений (3) и (5):

$$q[\tau^*] = \frac{2 \cdot \sigma}{\left((\tau^*)^n + (2 \cdot \sigma / q_{\max})^{2n}\right)^{1/2n}} - \frac{\sigma \cdot (\tau^*)^n}{\left((\tau^*)^n + (2 \cdot \sigma / q_{\max})^{2n}\right)^{1+1/2n}}, \quad 0 \leq \tau^*. \quad (6)$$

Для сортового кристаллизатора получено $\sigma = 4,38$ МВт/(м² · с^{0,5}); кроме того, установлено, что $q_{\max} > 3,42$ МВт/м². Оценим величину q_{\max} значением 6 МВт/м². Значения q_{\max} и n влияют лишь на температурные условия в верхней части гильзы, а на теплообмен и затвердевание слитка в кристаллизаторе в целом практически не влияют. При толщине гильзы 11 мм, коэффициенте теплопроводности меди 385 Вт/(м · °С), коэффициенте теплоотдачи к воде 35 000 Вт/(м² · °С) и средней температуре воды 25 °С температура рабочей поверхности гильзы при $q_{\max} = 6$ МВт/м² составит около 350 °С, что при наличии никелевого покрытия является допустимым с точки зрения стойкости гильзы.

На рис. 2а и 2б показаны величины \bar{q} и q в зависимости от $\tau_{\text{кр}}$ или τ^* , рассчитанные по (5) и (6), где $n = 1; 2$; $q_{\max} = 6$ МВт/м². Также на рис. 2а и 2б показаны величины \bar{q} и q , рассчитанные по формулам (1) и (4).

В качестве аппроксимации q для сортового кристаллизатора предложено выражение, полученное на основе (6) при $q_{\max} = 6$ МВт/м² и $n = 2$:

$$q[\tau^*] = \frac{8,76}{\left((\tau^*)^2 + 4,54\right)^{1/4}} - \frac{4,38 \cdot (\tau^*)^2}{\left((\tau^*)^2 + 4,54\right)^{5/4}}, \quad \tau^* > 0, \quad (7)$$

где $q[\tau^*]$ измеряется в МВт/м².

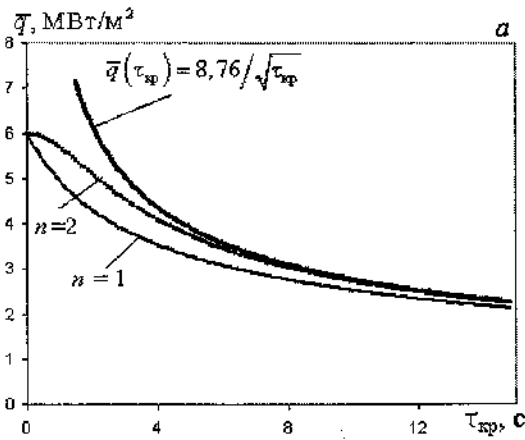


Рис. 2а. Зависимость $\bar{q}(\tau_{кр})$

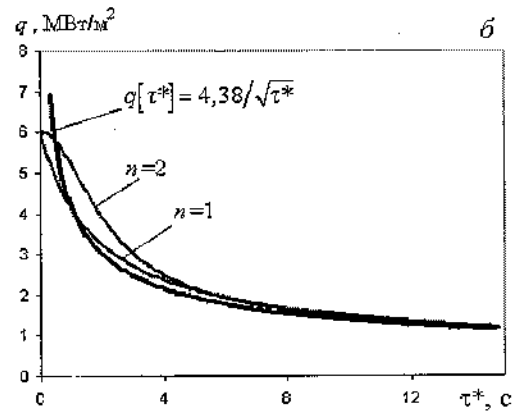


Рис. 2б. Зависимость $q[\tau^*]$

Выражение (7) может быть использовано при математическом моделировании процесса затвердевания слитка в кристаллизаторе сортовой МНЛЗ. При моделировании температурных условий в верхней части гильзы (7) не годится, поскольку точное значение величины q_{max} следует уточнять экспериментально.

Список литературы

1. Лукин С.В., Калягин Ю.А., Шестаков Н.И. Тепловые потоки в рабочей стенке кристаллизатора машин непрерывного литья заготовок при стационарных и нестационарных режимах разлива // Вестник Череповецкого государственного университета. – 2002. – № 1. – С. 53–55.
2. Лукин С.В., Шестаков Н.И., Страшко Т.И. Математическая модель теплообмена сляба с рабочей стенкой кристаллизатора машины непрерывного литья заготовок // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2007. – № 3. – С. 13–16.

УДК 674.8

М.Ю. Белозор, Т.Н. Меньшакова, Е.А. Шестакова, Н.Н. Синицын
ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ТЕПЛОМАССООБМЕНА ПРИ ТЕПЛОВЛАЖНОСТНОЙ ОБРАБОТКЕ СИЛИКАТНОГО КИРПИЧА С ДОБАВКАМИ ПЛАМА

Заготовка с размерами $2\delta_x \times 2\delta_y \times 2\delta_z$ помещена в среду, имеющую температуру $T_{ж}$ (рис. 1). Условия нагрева заготовки в первый период (до начала химических реакций) во всех направлениях одинаковые (коэффициент теплоотдачи $\alpha = const$).

Дифференциальное уравнение температурного поля при отсутствии внутренних источников теплоты (при $q_v = 0$) имеет вид [1]:

$$\frac{\partial T_1}{\partial \tau} = a \left(\frac{\partial^2 T_1}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_1}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T_1}{\partial z^2} \right), \quad (1)$$

где T_1 – температура заготовки в первом периоде обработки; τ – время; a – эквивалентный коэффициент температуропроводности материала заготовки; x, y, z – текущие координаты.

Считаем, что в начале процесса температура в заготовке распределена равномерно, тогда начальные условия:

$$T_1(x, y, z, \tau = 0) = T_0 = const. \quad (2)$$

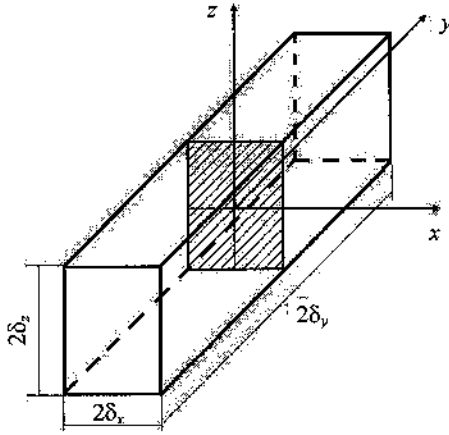


Рис. 1. Расчетная схема

Граничные условия.

Из условий геометрической и тепловой симметрии следует:

$$\frac{\partial T_1(0, y, z, \tau)}{\partial x} = 0; \quad (3)$$

$$\frac{\partial T_1(x, 0, z, \tau)}{\partial y} = 0; \quad (4)$$

$$\frac{\partial T_1(x, y, 0, \tau)}{\partial z} = 0. \quad (5)$$

Теплообмен на поверхности заготовки подчиняется закону Ньютона – Рихмана:

$$\mp \frac{\partial T_1(\pm \delta_x, y, z, \tau)}{\partial x} = \frac{\alpha}{\lambda} [T_1(\pm \delta_x, y, z, \tau) - T_{ж}]; \quad (6)$$

$$\mp \frac{\partial T_1(x, \pm \delta_y, z, \tau)}{\partial y} = \frac{\alpha}{\lambda} [T_1(x, \pm \delta_y, z, \tau) - T_{ж}]; \quad (7)$$

$$\mp \frac{\partial T_1(x, y, \pm \delta_z, \tau)}{\partial z} = \frac{\alpha}{\lambda} [T_1(x, y, \pm \delta_z, \tau) - T_{ж}]. \quad (8)$$

Решение системы (1)–(8) в безразмерном виде можно представить как произведение трех решений для неограниченной пластины, так как заготовка (параллелепипед) образована путем пересечения трех взаимноперпендикулярных неограниченных пластин:

$$\theta_1(x, y, z, \tau) = \theta_1(x, \tau)\theta_1(y, \tau)\theta_1(z, \tau), \quad (9)$$

где

$$\theta_1(x, y, z, \tau) = \frac{T_1(x, y, z, \tau) - T_{ж}}{T_0 - T_{ж}};$$

$$\theta_1(x, \tau) = \frac{T_1(x, \tau) - T_{ж}}{T_0 - T_{ж}};$$

$$\theta_1(y, \tau) = \frac{T_1(y, \tau) - T_{ж}}{T_0 - T_{ж}}; \quad \theta_1(z, \tau) = \frac{T_1(z, \tau) - T_{ж}}{T_0 - T_{ж}}.$$

Следовательно,

$$\theta_1(x, y, z, \tau) =$$

$$= \frac{[T(x, \tau) - T_{ж}][T_1(y, \tau) - T_{ж}][T_1(z, \tau) - T_{ж}]}{(T_0 - T_{ж})^3}.$$

Решение задачи о равномерном нагреве пластины известно [2]:

$$\theta_1(x, \tau) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2 \sin \mu_{nx}}{\mu_{nx} + \sin \mu_{nx} \cos \mu_{nx}} \cos \left(\mu_{nx} \frac{x}{\delta_x} \right) \times \exp \left(-\mu_{nx}^2 a \tau / \delta_x^2 \right); \quad (10)$$

$$\theta_1(y, \tau) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2 \sin \mu_{ny}}{\mu_{ny} + \sin \mu_{ny} \cos \mu_{ny}} \cos \left(\mu_{ny} \frac{y}{\delta_y} \right) \times \exp \left(-\mu_{ny}^2 a \tau / \delta_y^2 \right); \quad (11)$$

$$\theta_1(z, \tau) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2 \sin \mu_{nz}}{\mu_{nz} + \sin \mu_{nz} \cos \mu_{nz}} \cos \left(\mu_{nz} \frac{z}{\delta_z} \right) \times \exp \left(-\mu_{nz}^2 a \tau / \delta_z^2 \right). \quad (12)$$

Значения μ_{nx} , μ_{ny} , μ_{nz} определяются из характеристических уравнений:

$$\frac{M_{nx}}{Bi_x} = \text{ctg } M_{nx}; \quad \frac{M_{ny}}{Bi_y} = \text{ctg } M_{ny}; \quad \frac{M_{nz}}{Bi_z} = \text{ctg } M_{nz}.$$

Средняя температура заготовки (параллелепипеда) определяется так же, как произведение трех температур для бесконечной пластины:

$$\bar{\theta}_1(\tau) = \bar{\theta}_{1x}(\tau)\bar{\theta}_{1y}(\tau)\bar{\theta}_{1z}(\tau); \quad (13)$$

$$\bar{\theta}_{1x}(\tau) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2\sin^2 \mu_{nx}}{\mu_{nx}^2 + \mu_{nx} \sin \mu_{nx} \cos \mu_{nx}} \times \exp(-\mu_{nx}^2 a \tau / \delta_x^2); \quad (14)$$

$$\bar{\theta}_{1y}(\tau) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2\sin^2 \mu_{ny}}{\mu_{ny}^2 + \mu_{ny} \sin \mu_{ny} \cos \mu_{ny}} \times \exp(-\mu_{ny}^2 a \tau / \delta_y^2); \quad (15)$$

$$\bar{\theta}_{1z}(\tau) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2\sin^2 \mu_{nz}}{\mu_{nz}^2 + \mu_{nz} \sin \mu_{nz} \cos \mu_{nz}} \times \exp(-\mu_{nz}^2 a \tau / \delta_z^2); \quad (16)$$

$$\bar{\theta}_{1x}(\tau) = \frac{T_{12x}(\tau) - T_{ж}}{T_0 - T_{ж}}; \quad \bar{\theta}_{1y}(\tau) = \frac{T_{12y}(\tau) - T_{ж}}{T_0 - T_{ж}};$$

$$\bar{\theta}_{1z}(\tau) = \frac{T_{12z}(\tau) - T_{ж}}{T_0 - T_{ж}},$$

где $T_{12x}(\tau)$, $T_{12y}(\tau)$, $T_{12z}(\tau)$ – среднеинтегральная температура заготовки в соответствующем сечении.

Решение задачи можно выразить через безразмерные величины:

$$\theta(x, y, z, \tau) = F_x(\mu_n, Bi_x, Fo_x, X) \times$$

$$\times F_y(\mu_n, Bi_y, Fo_y, Y) F_z(\mu_n, Bi_z, Fo_z, Z);$$

$$Bi_x = \frac{\alpha \delta_x}{\lambda}; \quad Fo_x = \frac{a \tau}{\delta_x^2}; \quad X = \frac{x}{\delta_x};$$

$$Bi_y = \frac{\alpha \delta_y}{\lambda}; \quad Fo_y = \frac{a \tau}{\delta_y^2}; \quad Y = \frac{y}{\delta_y};$$

$$Bi_z = \frac{\alpha \delta_z}{\lambda}; \quad Fo_z = \frac{a \tau}{\delta_z^2}; \quad Z = \frac{z}{\delta_z}.$$

Таким образом, температурное поле заготовки на первом этапе ее обработки описывается соотношениями (9)–(12), а ее средняя температура определяется выражениями (13)–(16).

Период начала химических реакций соответствует промежутку времени с начала действия внутренних источников теплоты, то есть с момента достижения поверхностью заготовки температуры химических реакций до достижения этой температуры в центре заготовки.

Температурное поле заготовки при этом описывается дифференциальным уравнением:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + (q_v / c \rho) \sigma_0(j-2), \quad (17)$$

где q_v – удельная мощность внутренних источников теплоты; $\sigma_0(j-2)$ – функция Хевисайда [3]. Индекс $j=1$ соответствует области, прилегающей к центру заготовки, $j=2$ относится к периферийной области, где уже действуют внутренние источники теплоты.

Вследствие значительной сложности решения задачи введем допущение о равномерном распределении температуры по объему заготовки в начале периода действия химических реакций. За начальную температуру примем среднюю температуру в конце периода прогрева заготовки, определенную по (13)–(16).

Задачу (17) решаем следующим образом. На первом этапе рассчитываем поле температур без учета действия внутренних источников теплоты:

$$\theta_2(x, y, z, \tau) = \theta_2(x, \tau)\theta_2(y, \tau)\theta_2(z, \tau), \quad (18)$$

где

$$\theta_2(x, y, z, \tau) = \frac{T_2(x, y, z, \tau) - T_{ж}}{T_{12} - T_{ж}};$$

$$\theta_2(x, \tau) = \frac{T_2(x, \tau) - T_{ж}}{T_{12} - T_{ж}};$$

$$\theta_2(y, \tau) = \frac{T_2(y, \tau) - T_{ж}}{T_{12} - T_{ж}}; \quad \theta_2(z, \tau) = \frac{T_2(z, \tau) - T_{ж}}{T_{12} - T_{ж}}.$$

Сомножители в (18) рассчитываются из выражений:

$$\theta_2(x, \tau) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2 \sin \mu_{nx}}{\mu_{nx} + \sin \mu_{nx} \cos \mu_{nx}} \times$$

$$\times \cos\left(\mu_{nx} \frac{x}{\delta_x}\right) \exp\left(-\mu_{nx}^2 a \tau / \delta_x^2\right);$$

$$\theta_2(y, \tau) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2 \sin \mu_{ny}}{\mu_{ny} + \sin \mu_{ny} \cos \mu_{ny}} \times$$

$$\times \cos\left(\mu_{ny} \frac{y}{\delta_y}\right) \exp\left(-\mu_{ny}^2 a \tau / \delta_y^2\right);$$

$$\theta_2(z, \tau) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2 \sin \mu_{nz}}{\mu_{nz} + \sin \mu_{nz} \cos \mu_{nz}} \times$$

$$\times \cos\left(\mu_{nz} \frac{z}{\delta_z}\right) \exp\left(-\mu_{nz}^2 a \tau / \delta_z^2\right),$$

где T_{12} – среднеинтегральная температура заготовки в конце первого этапа обработки.

На втором этапе рассчитываем поле температур с учетом действия внутренних источников теплоты. Расчет ведем по уравнению (18), но при этом сомножители описываются выражениями:

$$\theta_2(x, \tau) = 1 + (1/2) \text{Po}_x \left(1 - x^2 / \delta_x^2 + 2 / \text{Bi}_x\right) -$$

$$- \sum_{n=1}^{\infty} \left(1 + \text{Po}_x / \mu_{nx}^2\right) \frac{2 \sin \mu_{nx}}{\mu_{nx} + \sin \mu_{nx} \cos \mu_{nx}} \times$$

$$\times \cos\left(\mu_{nx} \frac{x}{\delta_x}\right) \exp\left(-\mu_{nx}^2 a \tau / \delta_x^2\right),$$

$$\theta_2(y, \tau) = 1 + (1/2) \text{Po}_y \left(1 - y^2 / \delta_y^2 + 2 / \text{Bi}_y\right) -$$

$$- \sum_{n=1}^{\infty} \left(1 + \text{Po}_y / \mu_{ny}^2\right) \frac{2 \sin \mu_{ny}}{\mu_{ny} + \sin \mu_{ny} \cos \mu_{ny}} \times$$

$$\times \cos\left(\mu_{ny} \frac{y}{\delta_y}\right) \exp\left(-\mu_{ny}^2 a \tau / \delta_y^2\right),$$

$$\theta_2(z, \tau) = 1 + (1/2) \text{Po}_z \left(1 - z^2 / \delta_z^2 + 2 / \text{Bi}_z\right) -$$

$$- \sum_{n=1}^{\infty} \left(1 + \text{Po}_z / \mu_{nz}^2\right) \frac{2 \sin \mu_{nz}}{\mu_{nz} + \sin \mu_{nz} \cos \mu_{nz}} \times$$

$$\times \cos\left(\mu_{nz} \frac{z}{\delta_z}\right) \exp\left(-\mu_{nz}^2 a \tau / \delta_z^2\right).$$

Критерии Померанцева Po_x , Po_y , Po_z определяются из выражений:

$$\text{Po}_x = q_v \delta_x^2 / (T_{12} - T_{ж}) \lambda; \quad \text{Po}_y = q_v \delta_y^2 / (T_{12} - T_{ж}) \lambda;$$

$$\text{Po}_z = q_v \delta_z^2 / (T_{12} - T_{ж}) \lambda.$$

Температурное поле в заготовке в период начала действия химических реакций по аналогии с методикой [4], [5] определяется методом интерполяции значений, полученных на первом и втором этапах расчета.

Внутренние источники теплоты в период развитой гидратации действуют по всему объему заготовки. Температурное поле заготовки при этом опишется дифференциальным уравнением:

$$\frac{\partial T_3}{\partial \tau} = a \left(\frac{\partial^2 T_3}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_3}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T_3}{\partial z^2} \right) + q_v / (c \rho). \quad (19)$$

В центре и на поверхности заготовки теплообмен осуществляется в соответствии с граничными условиями третьего рода (3)–(8).

В начале данного периода температура в заготовке распределена неравномерно, однако с точностью, достаточной для инженерных расчетов,

можно условно принять, что температура распределена равномерно, при этом за начальную температуру принимаем среднеинтегральную температуру в конце второго периода обработки заготовки. Тогда начальные условия:

$$T_3(x, y, z, \tau_{23}) = T_{23}. \quad (20)$$

Среднеинтегральная температура определится из выражений:

$$\bar{\theta}_2(\tau) = \bar{\theta}_{2x}(\tau) \cdot \bar{\theta}_{2y}(\tau) \cdot \bar{\theta}_{2z}(\tau); \quad (21)$$

$$\begin{aligned} \bar{\theta}_{2x}(\tau) = & 1 + (1/3)Po_x(1 + 3/Bi_x) - \\ & - \sum_{n=1}^{\infty} (1 + Po_x/\mu_{nx}^2) B_{nx} \exp(-\mu_{nx}^2 a \tau / \delta_x^2); \quad (22) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \bar{\theta}_{2y}(\tau) = & 1 + (1/3)Po_y(1 + 3/Bi_y) - \\ & - \sum_{n=1}^{\infty} (1 + Po_y/\mu_{ny}^2) B_{ny} \exp(-\mu_{ny}^2 a \tau / \delta_y^2); \quad (23) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \bar{\theta}_{2z}(\tau) = & 1 + (1/3)Po_z(1 + 3/Bi_z) - \\ & - \sum_{n=1}^{\infty} (1 + Po_z/\mu_{nz}^2) B_{nz} \exp(-\mu_{nz}^2 a \tau / \delta_z^2); \quad (24) \end{aligned}$$

$$\bar{\theta}_{2x}(\tau) = \frac{T_{23x}(\tau) - T_{\text{ж}}}{T_0 - T_{\text{ж}}}; \quad \bar{\theta}_{2y}(\tau) = \frac{T_{23y}(\tau) - T_{\text{ж}}}{T_0 - T_{\text{ж}}};$$

$$\bar{\theta}_{2z}(\tau) = \frac{T_{23z}(\tau) - T_{\text{ж}}}{T_0 - T_{\text{ж}}},$$

где $T_{23x}(\tau)$, $T_{23y}(\tau)$, $T_{23z}(\tau)$ – среднеинтегральная температура заготовки в соответствующем сечении.

Постоянные коэффициенты рассчитываются из соотношений:

$$B_{nx} = 2Bi_x^2 / (Bi_x^2 + Bi_x + \mu_{nx}^2) \mu_{nx}^2;$$

$$B_{ny} = 2Bi_y^2 / (Bi_y^2 + Bi_y + \mu_{ny}^2) \mu_{ny}^2;$$

$$B_{nz} = 2Bi_z^2 / (Bi_z^2 + Bi_z + \mu_{nz}^2) \mu_{nz}^2.$$

Расчет по (20)–(24) следует вести при значении $\tau = \tau_{23}$, т.е. для условий конца второго периода обработки заготовки.

Решение системы (3)–(8), (19) в безразмерном виде можно представить как произведение трех решений для неограниченной пластины в условиях действия внутренних источников теплоты, так как заготовка (параллелепипед) образована путем пересечения трех взаимноперпендикулярных неограниченных пластин:

$$\theta_3(x, y, z, \tau) = \theta_3(x, \tau) \theta_3(y, \tau) \theta_3(z, \tau), \quad (25)$$

где

$$\theta_3(x, y, z, \tau) = \frac{T_3(x, y, z, \tau) - T_{\text{ж}}}{T_{23} - T_{\text{ж}}};$$

$$\theta_3(x, \tau) = \frac{T_3(x, \tau) - T_{\text{ж}}}{T_{23} - T_{\text{ж}}};$$

$$\theta_3(y, \tau) = \frac{T_3(y, \tau) - T_{\text{ж}}}{T_{23} - T_{\text{ж}}}; \quad \theta_3(z, \tau) = \frac{T_3(z, \tau) - T_{\text{ж}}}{T_{23} - T_{\text{ж}}}.$$

При этом

$$\begin{aligned} \theta_3(x, y, z, \tau) = \\ = \frac{[T_3(x, \tau) - T_{\text{ж}}][T_3(y, \tau) - T_{\text{ж}}][T_3(z, \tau) - T_{\text{ж}}]}{(T_{23} - T_{\text{ж}})^3}. \end{aligned}$$

Сомножители в (25) определяются соотношениями:

$$\theta_3(x, \tau) = 1 + (1/2)Po_x \left(1 - x^2 / \delta_x^2 + 2 / Bi_x \right) -$$

$$- \sum_{n=1}^{\infty} \left(1 + Po_x / \mu_{nx}^2 \right) \frac{2 \sin \mu_{nx}}{\mu_{nx} + \sin \mu_{nx} \cos \mu_{nx}} \times$$

$$\times \cos \left(\mu_{nx} \frac{x}{\delta_x} \right) \exp \left(-\mu_{nx}^2 a \tau / \delta_x^2 \right);$$

$$\theta_3(y, \tau) = 1 + (1/2)Po_y \left(1 - y^2/\delta_y^2 + 2/Bi_y\right) - \sum_{n=1}^{\infty} \left(1 + Po_y/\mu_{ny}^2\right) \frac{2 \sin \mu_{ny}}{\mu_{ny} + \sin \mu_{ny} \cos \mu_{ny}} \times \cos \left(\mu_{ny} \frac{y}{\delta_y}\right) \exp\left(-\mu_{ny}^2 a \tau / \delta_y^2\right);$$

$$\theta_3(z, \tau) = 1 + (1/2)Po_z \left(1 - z^2/\delta_z^2 + 2/Bi_z\right) - \sum_{n=1}^{\infty} \left(1 + Po_z/\mu_{nz}^2\right) \frac{2 \sin \mu_{nz}}{\mu_{nz} + \sin \mu_{nz} \cos \mu_{nz}} \times \cos \left(\mu_{nz} \frac{z}{\delta_z}\right) \exp\left(-\mu_{nz}^2 a \tau / \delta_z^2\right).$$

Критерии Померанцева Po_x, Po_y, Po_z определяются из выражений:

$$Po_x = q_v \delta_x^2 / (T_{23} - T_{ж}) \lambda; \quad Po_y = q_v \delta_y^2 / (T_{23} - T_{ж}) \lambda;$$

$$Po_z = q_v \delta_z^2 / (T_{23} - T_{ж}) \lambda.$$

Таким образом, составлена система дифференциальных уравнений, описывающих тепловые процессы, протекающие при тепловлажностной

обработке силикатного кирпича с добавками шлама. Система уравнений охватывает три периода обработки заготовки: период ее прогрева до начала химических реакций, период выдержки заготовки с учетом внутренних источников теплоты и период развитой гидратации. Приведены аналитические решения дифференциальных уравнений теплообмена. Разработана методика расчета температурных полей в заготовке в процессе ее тепловлажностной обработки.

Список литературы

1. Исаченко В.П., Осипова В.А., Сукодел А.С. Теплопередача. – М.: Энергоиздат, 1981. – 416 с.
2. Лыков А.В. Теория теплопроводности. – М.: Высш. шк., 1976. – 600 с.
3. Джеффрис Г., Свирл Б. Методы математической физики. – М.: Мир, 1969. – 412 с.
4. Шестакова Е.А., Никонова Е.Л., Кононова М.А. Моделирование тепломассообмена при наличии внутренних источников теплоты. – Череповец: ЧГУ, 2004. – 108 с.
5. Никонова Е.Л. Методика расчета тепломассообмена при восстановлении оксидов азота в отходящих дымовых газах теплоэнергетических установок // Вестник Череповецкого государственного университета. – 2002. – № 1. – С. 33–36.

УДК 67.53.21

В.И. Игонин, Д.А. Белянский, О.В. Стратунов
ГОУ ВПО «Вологодский государственный технический университет»

МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ ЭНЕРГООБМЕНА В ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ

За последние 50 лет наши взгляды на природу коренным образом изменились. В технически организованных системах появилось множество различных источников теплоты с высокими КПД. Поэтому модели, которые отображают необратимые преобразования в этом множестве тепловыделяющих систем и обеспечивающих их процессов, приобретают все большую значимость. Актуальность рассмотрения таких моделей все более очевидна, поскольку в настоящее время техника эксплуатирует предельные режимные потенциалы, которые могут предоставить современные мате-

риалы и технологии с целью обеспечения более эффективного использования первичной для данного процесса и структурного оформления энергии.

В человекомерной технически организованной системе все устроено в соответствии с принципами термодинамики так, что человек имеет возможность эффективной реализации энергии природно выделенной или законсервированной путем выбора тех или иных силовых воздействий, чтобы получить нужные количественные соотношения в термогидравлических формопреобразованиях.

Традиционно тепловой запас энергии в механическом потоке жидкости изменяется за счет теплообмена при конечной разности температур теплоносителей через поверхности их разделяющие.

В последнее время в ряде исследований показана возможность воздействия на механическую составляющую путем изменения геометрии живого сечения пассивным способом или активным вращательно лопастным [1]. В том и другом случае требуются дополнительные формопреобразования электрической составляющей в механическую и на создание условий диссипации механической формы в тепловую.

Аналогичные проблемы возникают, когда требуется получить тепломеханический конвективный поток, движущийся за счет искусственно создаваемой плотностной его неоднородности.

Встает вопрос о том, как рассчитать, как определить количественно идущие формопреобразования наиболее простым и удобным способом.

Рассмотрим способ локальной оценки энергетического состояния системы на примере задачи сопряженного энергообмена в системе «электрический нагреватель, цилиндрическое тело, конвективный поток воздушной среды» с целью отработки методики энергетических формопреобразований при движении энергии.

Для этого используем методы неравновесной термодинамики, указывающие на представление полевой энергетической информации через потоки и силы. Методика энергоэнтропного представления через потоки и силы гидротермических систем в самом общем виде предлагается в работах И. Дьярмати, И. Пригожина, А. Лыкова, Ю. Михайлова ([2], [3], [4], [5]). Преимущества такого представления показаны в работах В. Игонина, Д. Титова, Т. Ковалевой, А. Коваленко, Г. Алексева, Л. Седова [6], [7], [8], [9], [10], [11].

Поле температур в цилиндре и в восходящем потоке воздуха можно определить, решая следующую систему уравнений, где (1) – дифференциальное уравнение теплопроводности для цилиндрического сечения; уравнение энергии (4), (2), (3) – начальные и граничные условия для сопряженной краевой задачи.

$$\frac{\partial T_{\text{ц}}(r, \tau)}{\partial \tau} = a \cdot \left(\frac{\partial^2 T_{\text{ц}}(r, \tau)}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial T_{\text{ц}}(r, \tau)}{\partial r} \right) +$$

$$+ q_v (\tau > 0, 0 < r < R). \quad (1)$$

Краевые условия следующие:

$$T_{\text{ц}}(r, 0) = f(r),$$

$$T_{\text{ц}}(R, \tau) = T_c = \text{const}, \quad (2)$$

$$\frac{\partial T_{\text{ц}}(0, \tau)}{\partial r} = 0, \quad T_{\text{ц}}(0, \tau) \neq \infty.$$

$$\left. \frac{\partial T_{\text{ж}}}{\partial r} \cdot \lambda_{\text{ж}} \right|_{n+0} = \left. \frac{\partial T_{\text{ц}}}{\partial r} \cdot \lambda_{\text{ц}} \right|_{n-0}. \quad (3)$$

$$T_{\text{ц}} = T_{\text{ж}}.$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial T_{\text{ж}}}{\partial \tau} + \left(\omega_x \frac{\partial T_{\text{ж}}}{\partial x} + \omega_y \frac{\partial T_{\text{ж}}}{\partial y} + \omega_z \frac{\partial T_{\text{ж}}}{\partial z} \right) = \\ = \frac{\lambda_{\text{ж}}}{c_p \rho} \left(\frac{\partial^2 T_{\text{ж}}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T_{\text{ж}}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T_{\text{ж}}}{\partial z^2} \right). \end{aligned} \quad (4)$$

Решение задачи проводилось экспериментальным методом. Для этого была создана установка. Схема установки приведена на рис. 1.

Из рис. 1 видно, что цилиндрическое тело может быть нагрето за счет выделения джоулевой теплоты при прохождении электрического тока внутри него. Показания от первичных датчиков через систему «аналог-код» передавались в непрерывной записи на компьютер. Во время опыта фиксировались показания термопар в металле и в восходящем потоке жидкости. Используя первый закон термодинамики, можем сказать, что выделенная теплота идет на нагрев самого металлического тела и на совершение работы конвективного механического движения.

$$N_{\text{эл}} = \Delta Q = \Delta U + \Delta L.$$

$$\Delta U = c \cdot m \cdot \Delta t; \quad \Delta L = (\rho_1 - \rho_2) \cdot g \cdot V \cdot h,$$

где $N_{\text{эл}}$ – мощность электрического нагревателя, Вт; ΔU – внутренняя энергия цилиндрического тела, Дж; ΔL – работа конвективного механи-

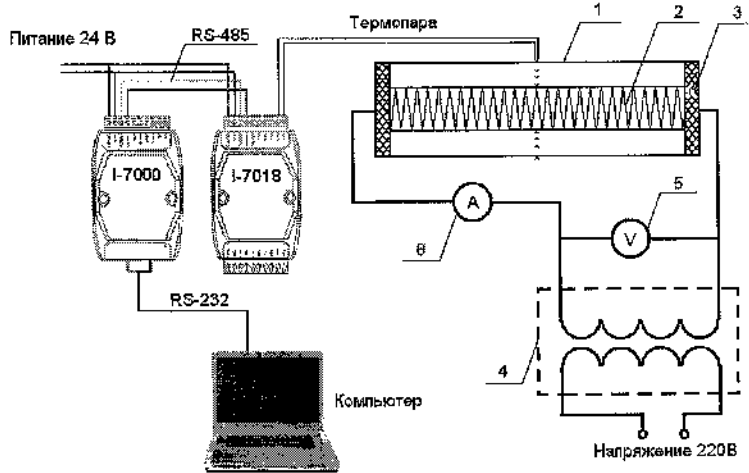


Рис. 1. Принципиальная схема экспериментальной установки: 1 – цилиндрическая труба; 2 – электрический нагреватель (ТЭН); 3 – теплоизоляция; 4 – ЛАТР; 5 – вольтметр; 6 – амперметр

ческого движения, Дж; c – удельная теплоемкость; Дж/(кг · °C); m – масса тела, кг; Δt – разность температур, °C; ρ_1, ρ_2 – плотность воздуха при соответствующих разностях температур, кг/м³; g – ускорение свободного падения, м/с²; V – элементарный объем нагретого воздуха, м³; h – высота, на которую поднимается нагретый воздух, м.

Для того чтобы удовлетворить условиям уравнения (4), требуется знание результатов решения аэродинамической задачи. Для этого нужно решать краевую задачу к уравнениям Навье-Стокса и неразрывности, что довольно сложно. Поэтому поля температур и скоростей восходящего потока измерялись термоанемометром в узловых точках координатной сетки. Одновременно фиксировались значения поля температур в цилиндрическом теле. Процесс измерения осуществлялся за все время выхода поля температур на стационарный режим теплообмена. Экспериментальные нестационарные поля температур в цилиндрическом теле по данным четырех термопар обработаны методами сплайн-аппроксимации.

Поля термической и механической форм движения энергии для условий естественной конвекции рассчитаны по

результатам измерений температуры поверхности цилиндра равной 100 °C и температуры воздуха в помещении 19 °C. Скорости замерялись переносным термоанемометром с шагом измерения 0,1 м/с.

Чтобы решить задачу неравновесной термодинамики, требуется представить термоконвективное поле через потоки и силы. Определив термодинамические силы и зная или задаваясь свойствами теплоносителя, получаем функции плотности теплового потока и энтропии на данном участке термомеханического поля (5), (6).

$$Q(x) = \lambda \cdot \text{grad } T, \quad (5)$$

$$S(x) = \frac{Q(x)}{T_{cp}(x)}. \quad (6)$$

Для определения полного энергетического со-

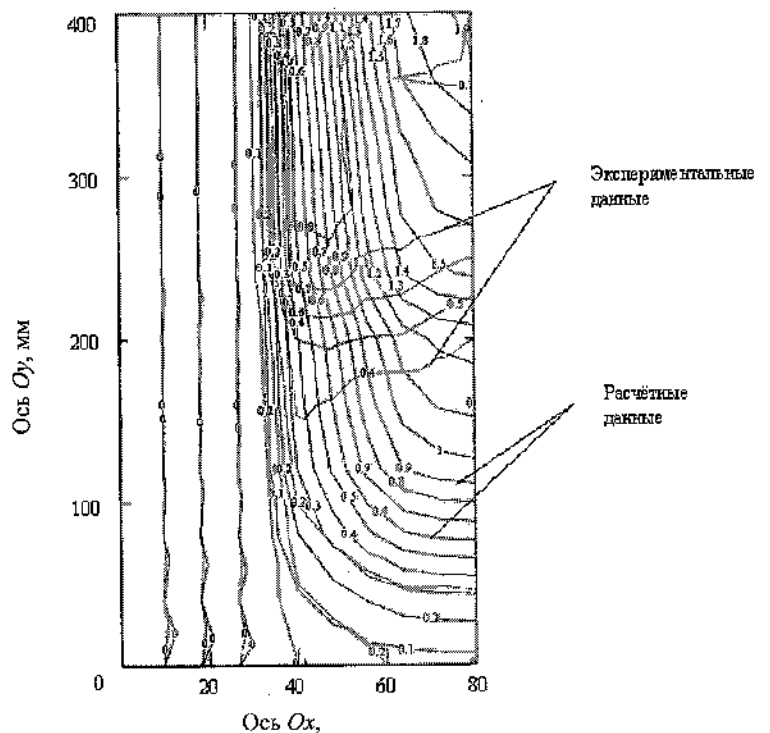


Рис. 2. Сравнение экспериментальных и расчетных линий равных скоростей

стояния термоконвективного потока проведен анализ векторного поля скоростей.

Для анализа экспериментальных и расчетных данных построена сравнительная картина (рис. 2).

На рисунке представлены расчетные скорости и экспериментальные данные. Анализ полей показал, что в зоне малых скоростей экспериментальные и расчетные данные совпадают. Здесь открываются возможности для решения инверсной задачи об определении температуропроводности и динамической вязкости для соответствующих полевых форм. Для разных полевых зон термомеханического поля можно подбирать численные значения эффективных коэффициентов.

Для решения задачи по определению энергетических силовых и потоковых характеристик механического поля была применена методика исследования, аналогичная той, которая приведена выше для локальной полевой зоны термической составляющей.

Определены силовые градиентные характеристики и плотности потоков механической энергии

$$\text{Grad } W(x) = \frac{\Delta \omega(x)}{\Delta n(x)} \quad (7)$$

Зная (7), получим плотность механической энергии в данной точке поля

$$Q(x) = \text{Grad } W(x) \cdot \mu,$$

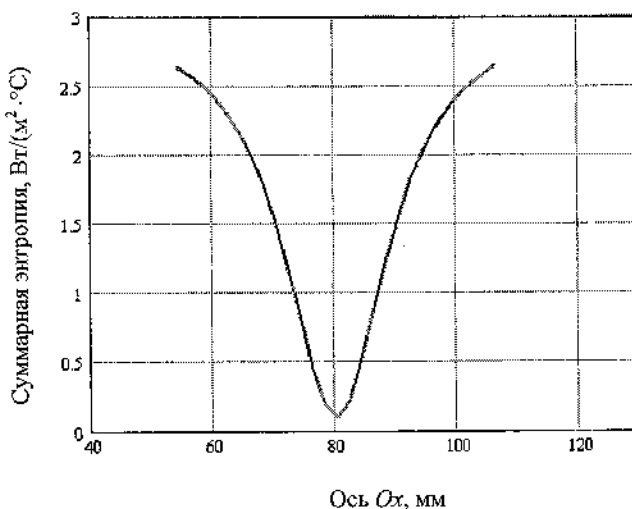


Рис. 3. Плотность энтропии тепломеханического поля

где μ — функция коэффициента динамической вязкости

$$\mu = (1,745 + 0,00503 \cdot t_{cp}) \cdot 10^{-5}.$$

Зная эту величину, получим функциональную зависимость для механической энтропии

$$S_2(x) = \frac{Q_2(x)}{T_{cp}(x)}.$$

Суммарная удельная тепломеханическая характеристика термомеханической системы представлена на рис. 3.

$$\Sigma S(x) = S(x) + S_2(x).$$

Минимум функции приходится на самый горячий участок (центр трубы, 80 мм)

$$\Sigma S(x) = 3,035 - \frac{2,935}{1 + \left(\frac{x - 80,183}{10,23}\right)^2}.$$

Таким образом, можно сделать следующие выводы: с целью отработки методики энергетических формопреобразований при движении энергии предложен способ локальной оценки энергетического состояния системы на примере задачи сопряженного энергообмена в системе «электрический нагреватель, цилиндрическое тело, конвективный поток воздушной среды».

Для проведения исследований использованы методы неравновесной термодинамики, позволяющие получать представление полевой энергетической информации через потоки и силы. Система классифицирована как тепломеханический преобразователь электрической формы энергии. Определены тепломеханические энергоэнтропные характеристики тепловой и механической частей указанного устройства. Разработаны алгоритмы, методика и программное обеспечение для определения термодинамических сил, потоков и скоростных характеристик для любого локального участка полевой тепломеханической системы. Построена лабораторная установка, разработана экспериментальная модель, ме-

тодика съема и компьютерной обработки информации, принимаемой с лабораторного стенда. Результаты исследований внедрены в лабораториях Вологодского государственного технического университета.

Список литературы

1. Фурмаков Е.Ф. Могут ли гидродинамические теплогенераторы работать сверхэффективно? – СПб.: ОАО «Техприбор», 2004.
2. Дьярмарти И. Неравновесная термодинамика. Теория поля и вариационные принципы. – М.: Мир, 1974. – 304 с.
3. Prigogine I. Introduction to Thermodynamics of Irreversible Processes, Charles C. Thomas, Springfield, Ill., 1955; русский перевод: Пригожин И. Введение в термодинамику необратимых процессов. – М., 1960.
4. Пригожин И., Конденуди Д. Современная термодинамика. От тепловых двигателей до диссипативных структур / Пер. с англ. Ю.А. Данилова, В.В. Белого. – М.: Мир, 2002. – 461 с.
5. Лыков А.В., Михайлов Ю.А. Теория тепло- и массопереноса. – М.; Л.: Госэнергоиздат, 1963. – 535 с.
6. Игонин В.И., Титов Д.В. Энтропийная модель элемента промышленной теплоэнергетической системы // Вестник Череповецкого государственного университета. Технические науки. – 2007. – № 3. – С. 42–54.
7. Титов Д.В., Чучин В.Н., Игонин В.И. К локально-модульной организации лучисто-конвективного энергообмена элемента промышленной теплоэнергетической системы // Вестник Московского авиационного ин-та. – 2007. – Т. 14. – № 4. – С. 68–80.
8. Ковалева Т.М. Разработка методики построения энтропийной модели гидротермодинамической промышленной теплоэнергетической системы: Автореф. дис. на соискание канд. техн. наук. – Вологда, 2004. – 23 с.
9. Коваленко А.Н. Теплофизические возможности повышения эффективности энергетических установок. – СПб., 2003. – 80 с.
10. Алексеев Г.Н. Энергоэнтропика. – М.: Знание, 1983. – 194 с.
11. Седов Л.И. Механика сплошной среды. Т. I. – М.: Наука, 1976. – 536 с.

УДК 536.24

А.А. Аваев

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПЕРВОГО ЭТАПА НАГРЕВА ПОЛИМЕРНОГО ПОКРЫТИЯ НА ТКАНЕВОЙ ОСНОВЕ ПРИ ЕГО ПОСЛЕДУЮЩЕЙ КОНВЕКТИВНОЙ ТЕРМООБРАБОТКЕ В АППАРАТЕ НЕПРЕРЫВНОГО ДЕЙСТВИЯ

Термообработка многих материалов состоит, как известно, из нескольких этапов, среди которых можно выделить: предварительный нагрев; этап фазовых превращений и химических реакций; охлаждение.

Для аппаратов непрерывного действия при термообработке полимерных покрытий на тканевой основе в условиях конвективного подвода тепла процесс предварительного нагревания происходит как в активной зоне аппарата (реакторе), так и еще до попадания покрытия в активную зону. Так, в частности, в вертикальных аппаратах непрерывного действия с псевдооживленным слоем зернистого теплоносителя перед входом в активную зону обрабатываемый материал при его движении снизу вверх проходит сначала диффузор, за счет которого обеспечивается отсутствие высыпа-

ния частиц слоя из активной зоны. Активная зона аппарата, как правило, организуется таким образом, чтобы коэффициент теплоотдачи от среды (псевдооживленного слоя зернистого теплоносителя) к поверхности обрабатываемого материала был постоянным по высоте активной зоны. До входа в диффузор температура полимерного покрытия постоянна по толщине его слоя, составляющего несколько миллиметров, и совпадает с температурой воздуха в цехе. При этом коэффициент теплоотдачи минимален и соответствует коэффициенту теплоотдачи при свободной конвекции. На входе в реактор коэффициент теплоотдачи составляет уже более $100 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot ^\circ\text{C})$, а температура псевдооживленного слоя может достигать $200\text{--}250 \text{ }^\circ\text{C}$.

Если в математической модели процесса внут-

ренного переноса тепла при нагреве обрабатываемого материала не учитывать существенные изменения во времени значений коэффициента теплоотдачи и температуры окружающей среды, то это может привести к большим погрешностям в расчетах, связанных с моделированием всей технологической цепочки термообработки. Использование усредненных и постоянных во времени значений коэффициента теплоотдачи и температуры окружающей среды, как показывает практика, также приводит к заметным погрешностям в проводимых расчетах.

За основу предлагаемой математической модели взято известное линейное уравнение теплопроводности [1]

$$\frac{\partial t(x, \tau)}{\partial \tau} = a \cdot \frac{\partial^2 t(x, \tau)}{\partial x^2}, \quad (1)$$

$$(0 < \tau < +\infty, -l \leq x \leq l),$$

где $t(x, \tau)$ – температура полимерного покрытия в момент времени τ ; a – коэффициент теплопроводности покрытия ($a = \text{const}$).

Использование линейного уравнения теплопроводности объясняется отсутствием при предварительном нагреве фазовых и химических превращений, что в противном случае привело бы к изменению во времени теплофизических свойств обрабатываемого материала.

В соответствии с уравнением (1) тканевая подложка и нанесенный на нее полимер рассматриваются как однородный материал, что во многих случаях экспериментально обосновано [2].

При решении уравнения (1) использованы следующие краевые условия:

$$t(x, 0) = t_0 = \text{const}; \quad (2)$$

$$\frac{\partial t(0, \tau)}{\partial x} = 0; \quad (3)$$

$$\frac{\partial t(l, \tau)}{\partial x} = \frac{\alpha(\tau)}{\lambda} \cdot [t_c(\tau) - t(l, \tau)], \quad (4)$$

где $\alpha(\tau)$ – изменяющийся во времени коэффициент

теплоотдачи от внешней среды (псевдоожуженного слоя зернистого теплоносителя) к поверхности нагреваемого материала; $t_c(\tau)$ – температура внешней среды; λ – коэффициент теплопроводности материала ($\lambda = \text{const}$).

Условие (2) является начальным, условие (3) соответствует отсутствию переноса тепла через плоскость $x = 0$, а условие (4) описывает теплообмен между внешней средой и поверхностью материала по закону Ньютона.

Как известно, невозможно получить точное аналитическое решение уравнения (1) при краевом условии (4) в случае, когда коэффициент теплоотдачи является функцией времени [3]. Тем не менее можно получить приближенное решение этого уравнения для малых значений времени τ , вводя в рассмотрение конкретный вид функции $\alpha(\tau)$ [1].

В рассматриваемом случае условие малости значений τ является вполне приемлемым. Дело в том, что время прохождения обрабатываемого материала через диффузор составляет от 1 до 3 секунд в зависимости от вида материала и организации технологического процесса.

В предлагаемой математической модели рассматривается относительно простой случай – линейная зависимость от времени как коэффициента теплоотдачи, так и температуры окружающей среды:

$$\alpha(\tau) = \alpha_0 \cdot (1 + k \cdot \tau);$$

$$t_c(\tau) = t_{c0} \cdot (1 + k \cdot \tau),$$

где α_0, t_{c0} – коэффициент теплоотдачи при свободной конвекции и температура воздуха в цехе, соответственно $\alpha_0, t_{c0}, k = \text{const}$.

При этом коэффициент пропорциональности k легко рассчитывается

$$k = v/L,$$

где L – высота диффузора; v – скорость движения ткани с нанесенным на нее слоем полимерного материала ($v = \text{const}$).

Приближенное решение уравнения (1) для краевых условий (2)–(4) с учетом предположения

о линейности зависимостей от времени $\alpha(\tau)$, $t_c(\tau)$ получено с помощью операционного исчисления в следующем виде:

$$t(X, \tau) \approx t_0 + (t_{c0} - t_0) \cdot [F_1(X, \tau) + F_2(X, \tau)] + \frac{k \cdot (2 \cdot t_{c0} - t_0)}{\text{Bi}_0^2 \cdot \text{Fo}} \cdot \tau [F_3(X, \tau) + F_4(X, \tau)] + \frac{2 \cdot k^2 \cdot t_{c0}}{\text{Bi}_0^4 \cdot \text{Fo}^2} \cdot \tau^2 \cdot [F_5(X, \tau) + F_6(X, \tau)], \quad (5)$$

где

$$F_1(X, \tau) = \text{erfc} \left(\frac{1-X}{2 \cdot \sqrt{\text{Fo}}} \right) - \exp((1-X + \text{Bi}_0 \cdot \text{Fo}) \cdot \text{Bi}_0) \times \text{erfc} \left(\frac{1-X}{2 \cdot \sqrt{\text{Fo}}} + \text{Bi}_0 \cdot \sqrt{\text{Fo}} \right);$$

$$F_2(X, \tau) = \text{erfc} \left(\frac{1+X}{2 \cdot \sqrt{\text{Fo}}} \right) - \exp((1+X + \text{Bi}_0 \cdot \text{Fo}) \cdot \text{Bi}_0) \times \text{erfc} \left(\frac{1+X}{2 \cdot \sqrt{\text{Fo}}} + \text{Bi}_0 \cdot \sqrt{\text{Fo}} \right);$$

$$F_3(X, \tau) = \text{erfc} \left(\frac{1-X}{2 \cdot \sqrt{\text{Fo}}} \right) - 2 \cdot \text{Bi}_0 \cdot \sqrt{\text{Fo}} \cdot i \text{erfc} \left(\frac{1-X}{2 \cdot \sqrt{\text{Fo}}} \right) + 4 \cdot \text{Bi}_0^2 \cdot \text{Fo} \cdot i^2 \text{erfc} \left(\frac{1-X}{2 \cdot \sqrt{\text{Fo}}} \right) - \exp((1-X + \text{Bi}_0 \cdot \text{Fo}) \cdot \text{Bi}_0) \times \text{erfc} \left(\frac{1-X}{2 \cdot \sqrt{\text{Fo}}} + \text{Bi}_0 \cdot \sqrt{\text{Fo}} \right);$$

$$F_4(X, \tau) = \text{erfc} \left(\frac{1+X}{2 \cdot \sqrt{\text{Fo}}} \right) - 2 \cdot \text{Bi}_0 \cdot \sqrt{\text{Fo}} \cdot i \text{erfc} \left(\frac{1+X}{2 \cdot \sqrt{\text{Fo}}} \right) + 4 \cdot \text{Bi}_0^2 \cdot \text{Fo} \cdot i^2 \text{erfc} \left(\frac{1+X}{2 \cdot \sqrt{\text{Fo}}} \right) - \exp((1+X + \text{Bi}_0 \cdot \text{Fo}) \cdot \text{Bi}_0) \times \text{erfc} \left(\frac{1+X}{2 \cdot \sqrt{\text{Fo}}} + \text{Bi}_0 \cdot \sqrt{\text{Fo}} \right);$$

$$F_5(X, \tau) = \text{erfc} \left(\frac{1-X}{2 \cdot \sqrt{\text{Fo}}} \right) - 2 \cdot \text{Bi}_0 \cdot \sqrt{\text{Fo}} \cdot i \text{erfc} \left(\frac{1-X}{2 \cdot \sqrt{\text{Fo}}} \right) + 4 \cdot \text{Bi}_0^2 \cdot \text{Fo} \cdot i^2 \text{erfc} \left(\frac{1-X}{2 \cdot \sqrt{\text{Fo}}} \right) - 8 \cdot \text{Bi}_0^3 \cdot \sqrt{\text{Fo}^3} \cdot i^3 \text{erfc} \left(\frac{1-X}{2 \cdot \sqrt{\text{Fo}}} \right) + 16 \cdot \text{Bi}_0^4 \cdot \text{Fo}^2 \cdot i^4 \text{erfc} \left(\frac{1-X}{2 \cdot \sqrt{\text{Fo}}} \right) - \exp((1-X + \text{Bi}_0 \cdot \text{Fo}) \cdot \text{Bi}_0) \times \text{erfc} \left(\frac{1-X}{2 \cdot \sqrt{\text{Fo}}} + \text{Bi}_0 \cdot \sqrt{\text{Fo}} \right);$$

$$F_6(X, \tau) = \text{erfc} \left(\frac{1+X}{2 \cdot \sqrt{\text{Fo}}} \right) - 2 \cdot \text{Bi}_0 \cdot \sqrt{\text{Fo}} \cdot i \text{erfc} \left(\frac{1+X}{2 \cdot \sqrt{\text{Fo}}} \right) + 4 \cdot \text{Bi}_0^2 \cdot \text{Fo} \cdot i^2 \text{erfc} \left(\frac{1+X}{2 \cdot \sqrt{\text{Fo}}} \right) -$$

$$\begin{aligned}
 & -8 \cdot \text{Bi}_0^3 \cdot \sqrt{\text{Fo}^3} \cdot i^3 \operatorname{erfc}\left(\frac{1+X}{2\sqrt{\text{Fo}}}\right) + \\
 & + 16 \cdot \text{Bi}_0^4 \cdot \text{Fo}^2 \cdot i^4 \operatorname{erfc}\left(\frac{1+X}{2\sqrt{\text{Fo}}}\right) - \\
 & - \exp\left((1+X + \text{Bi}_0 \cdot \text{Fo}) \cdot \text{Bi}_0\right) \times \\
 & \times \operatorname{erfc}\left(\frac{1+X}{2\sqrt{\text{Fo}}} + \text{Bi}_0 \cdot \sqrt{\text{Fo}}\right); \\
 & \text{Bi}_0 = \frac{\alpha_0 \cdot l}{\lambda}; \text{Fo} = \frac{a \cdot \tau}{l^2}; X = \frac{x}{l};
 \end{aligned}$$

$$\tau^* = \frac{L}{v},$$

причем при $\tau = \tau^*$ решение (5) дает начальное условие для моделирования последующих этапов процесса термообработки, связанных, в частности, с процессами фазовых превращений и химических реакций.

Решение (5) легко реализуется с помощью персонального компьютера при использовании практически любой версии пакета математических программ MathCad.

Как показывают расчеты, использование данной математической модели позволяет устранить ряд погрешностей, возникающих при упрощенных вариантах моделирования.

Список литературы

1. Лыков А.В. Теория теплопроводности. – М.: Высш. шк., 1967. – 600 с.
2. Гвоздев В.Г., Аваев А.А. К вопросу о коэффициентах тепло- и температуропроводности ткани в системе «ткань–эластомер» // Теоретические основы химической технологии. – 1980. – Т. XIV. – № 1. – С. 127.
3. Карташов Э.М. Аналитические методы в теории теплопроводности твердых тел. – М.: Высш. шк., 2001. – 552 с.

Bi_0, Fo – критерий Био, соответствующий коэффициенту теплоотдачи α_0 , и критерий Фурье, соответственно.

Приближенное решение (5) хорошо работает при малых значениях критерия Fo , когда $\text{Fo} \ll 1$, что соответствует условиям рассматриваемой задачи. Очевидно, что это решение можно использовать в данной ситуации для значений времени τ , подчиняющихся двойному неравенству $0 < \tau \leq \tau^*$, где

УДК 678.028:621.793

В.В. Павлов

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

Ю.Р. Осипов

ГОУ ВПО «Вологодский государственный технический университет»

С.Ю. Осипов

ГОУ ВПО «Тверской государственный технический университет»

РАЗРАБОТКА МЕТОДИКИ ОПТИМИЗАЦИИ ТЕПЛОВЫХ РЕЖИМОВ ВУЛКАНИЗАЦИИ ГУММИРОВОЧНЫХ ПОКРЫТИЙ

На стадии разработки технологического режима вулканизации многослойного гуммированного изделия возможно подобрать такие температурно-временные граничные условия, которые к концу процесса обеспечат максимальную равномерность распределения степеней вулканизации, т.е. оптимизировать процесс [1]–[6]. Критерием оптими-

зации в этом случае является минимизируемая разность степеней вулканизации между наиболее и наименее прогреваемыми участками.

При воздействии на объект совокупности факторов можно варьировать только один фактор при заданных остальных и нельзя искать оптимальные значения нескольких величин одновременно. Сле-

довательно, объект обладает несколькими степенями свободы (в смысле выбора уровня неварьируемых величин). Это – управляющие воздействия. Очевидно, что выбор метода оптимизации зависит от вида математической модели процесса и критерия оптимизации.

При вулканизации многослойных гуммированных изделий внутри них возникают неизотермические условия $T(\tau)$, определяемые экспериментально или расчетным путем. В зависимости от температурных условий по толщине изделия достигается различная степень вулканизации.

Количественное аналитическое описание всей совокупности элементарных процессов, происходящих при образовании сетки вулканизата в многокомпонентной системе, не представляется возможным. Характер реакции (структурирование, деструкция), тип образуемых связей и зависимость от них разных свойств вулканизатов сильно изменяется с рецептурой резиновой смеси и температурными условиями протекания реакции. Суммарные кинетические кривые, проявляемые в зависимостях «свойство F – продолжительность вулканизации τ », могут быть монотонно и нелинейно возрастающими, с максимумами и минимумами. Поэтому, если реакции приписывать какой-то порядок, например первый, то константы скорости реакции оказываются функциями как температуры, так и степени (продолжительности) вулканизации, т.е. являются кажущимися или так называемыми эффективными характеристиками. Знак константы указывает на преобладание процессов структурирования или деструкции, а величина (переменная по времени) – на интенсивность процессов.

Для группы резин, характеризующихся кинетическими кривыми без заметно выраженной реверсии, время собственно вулканизации (после индукционного периода) τ влияет на константу скорости k следующим образом [1]–[2]:

$$k = k_0 \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) [\exp(-b\tau) - \exp(-\omega b\tau)], \quad (1)$$

где константы k_0 , b , ω , E – определяемые экспериментально величины; R – универсальная газовая постоянная.

Рассмотрим статическую оптимизацию модели процесса вулканизации многослойного гуммированного изделия с помощью изопериметрического вариационного метода по критерию максимальной равномерности степени вулканизации.

Используя правило получения «эквивалентной» многослойной однородной пластины [1], приведем к ней толщину автономного многослойного участка, т.е. для получения аналитического выражения $T(\tau)$ используем приближение – «эквивалентную» многослойной системе однородную неограниченную пластину [1] толщиной l , температуропроводностью a при переменных по времени температурах границы $\varphi_1(\tau)$ и $\varphi_2(\tau)$ соответственно координатам x по толщине при $x=0$ и $x=l$.

Функции $\varphi_1(\tau)$ и $\varphi_2(\tau)$ характеризуют заданный режим вулканизации.

Решение $T(x, \tau)$ для распределения температур в пластине известно в аналитическом виде.

Примем закономерность (1), найденную в [2], и учтем, что интенсивность вулканизации I – это отношение констант скоростей при исследуемом процессе $T(\tau)$ и каком-либо стандартном ($T_0 = \text{const}$). Для неизотермического режима $T(\tau)$, когда достигается заданный уровень свойства F , при $k = k[T(\tau)]$, имеется эквивалентное (в смысле получения того же уровня F) время вулканизации $\tau = S_{\text{экв}}$ в изотермическом $T = T_{\text{экв}} = \text{const}$ режиме, тогда для малых ω и $b\omega$, $\omega \ll b$, получаем

$$\exp(-b\tau) - \exp(-\omega b\tau) \approx -b(1 - \omega)\tau \approx -b\tau.$$

Приравниваем эффекты неизотермической и изотермической вулканизации:

$$\int_0^{\tau} I_{\text{неизот}} d\tau = I_{\text{изот}} S_{\text{экв}}$$

и после следующих преобразований:

$$I_{\text{изот}} \approx \frac{k_0 \exp\left(-\frac{E}{RT_{\text{экв}}}\right) (1 - b S_{\text{экв}})}{k_0 \exp\left(-\frac{E}{RT_0}\right) (1 - b \tau_{T_0})};$$

$$\int_0^{\tau} I_{\text{неизот}} d\tau = \int_0^{\tau} k_0 \exp\left[-\frac{E}{RT(\tau)}\right] (-b\tau) d\tau \times \left. - \left[\int_0^{\tau} \tau \exp\left(-\frac{E}{RT(\tau)}\right) d\tau \right]^{1/2} \right\} \quad (4)$$

$$\times \left\{ k_0 \exp\left(-\frac{E}{RT_0}\right) (-b\tau_{T_0}) \right\}^{-1}$$

находим эквивалентное время вулканизации $S_{\text{экр}}$

$$S_{\text{экр}}^2 = \exp\left(\frac{E}{RT_{\text{экр}}}\right) \int_0^{\tau} \exp\left(-\frac{E}{RT(\tau)}\right) d\tau,$$

$$S_{\text{экр}} = \left\{ \exp\left(\frac{E}{RT_{\text{экр}}}\right) \int_0^{\tau} \exp\left(-\frac{E}{RT(\tau)}\right) d\tau \right\}^{1/2}. \quad (2)$$

Оптимизация режима заключается в выборе таких значений $\varphi_1(\tau)$ и $\varphi_2(\tau)$, при которых достигается максимально возможная равномерность степени вулканизации, выражаемая уровнем свойства резин гуммировочного покрытия по толщине, что удовлетворяет минимуму разностей $|F_{x=0} - F_{\text{мин}}|$ и $|F_{x=l} - F_{\text{мин}}|$. Здесь индексы указывают участки изделия (поверхность, наименее прогреваемый участок). За заданную продолжительность вулканизации $\tau = \tau_v$ разности I_{01} и I_{02} (одна из них задана, а другая оптимизируется) должны быть минимальными, т.е. обеспечивать минимальное различие по толщине изделия, где

$$I_{01} = \exp^{1/2}\left(\frac{E}{RT_{\text{экр}}}\right) \left\{ \left[\int_0^{\tau} \tau \exp\left(-\frac{E}{R\varphi_1(\tau)}\right) d\tau \right]^{1/2} - \left[\int_0^{\tau} \tau \exp\left(-\frac{E}{RT(\tau)}\right) d\tau \right]^{1/2} \right\}; \quad (3)$$

$$I_{02} = \exp^{1/2}\left(\frac{E}{RT_{\text{экр}}}\right) \left\{ \left[\int_0^{\tau} \tau \exp\left(-\frac{E}{R\varphi_2(\tau)}\right) d\tau \right]^{1/2} - \left[\int_0^{\tau} \tau \exp\left(-\frac{E}{RT(\tau)}\right) d\tau \right]^{1/2} \right\};$$

При этом должна быть достигнута достаточная степень вулканизации C , определенная по формуле (2):

$$S_{\text{экр}} = C \quad (5)$$

и представляющая собой эквивалентную продолжительность вулканизации, при которой исключается возможность преобразования [1].

Оптимизация заключается в указанном ранее подборе $\varphi_1(\tau)$ и $\varphi_2(\tau)$, удовлетворяющих условиям (3), (4) и (5). Иными словами, должна быть решена изопериметрическая вариационная задача.

Для удобства решения введем новую функцию $\Psi(\text{Fo})$. Учитывая, что $\text{Fo} = \frac{a\tau}{l^2}$ в безразмерных единицах, найдем

$$\Psi_1(\text{Fo}) = \int_0^{\text{Fo}} \varphi_1(\text{Fo}^*) \exp(\pi^2 \text{Fo}^*) d\text{Fo}^*; \quad (6)$$

$$\Psi_2(\text{Fo}) = \int_0^{\text{Fo}} \varphi_2(\text{Fo}^*) \exp(\pi^2 \text{Fo}^*) d\text{Fo}^*; \quad (7)$$

$$\Psi'_i(\text{Fo}) = \varphi_i(\text{Fo}) \exp(\pi^2 \text{Fo}) \quad \text{при } i=1,2. \quad (8)$$

Уравнения (6)–(8) определяют связь $\varphi_i(\text{Fo})$ и $\Psi_i(\text{Fo})$ ($i=1,2$).

При замене $\varphi_i(\text{Fo})$ в (3) и (4) на $\Psi_i(\text{Fo})$ получаем:

$$I_{0i}(\Psi_i) = \exp^{1/2}\left(\frac{E}{RT_{\text{экр}}}\right) \times \left\{ \left[\int_0^{\text{Fo}} \text{Fo} \exp\left[-\frac{E \exp \pi^2 \text{Fo}}{R \Psi'_i(\text{Fo})}\right] d\text{Fo} \right]^{1/2} - \left[\int_0^{\text{Fo}} \text{Fo} \exp\left[-\frac{E}{RT(\tau)}\right] d\text{Fo} \right]^{1/2} \right\};$$

$$\left[\int_0^{Fo} Fo \exp \left[\frac{E \exp(\pi^2 Fo)}{\frac{2}{\pi} R [T_0 + \pi^2 (\Psi_1(Fo) + \Psi_2(Fo))]} \right] dFo \right]^{1/2} \quad (9)$$

при $i = 1, 2$ или

$$I_{0i}(\Psi_i) = \int_0^{Fo_B} G(Fo, \Psi_i, \Psi_i') dFo$$

при условии (5)

$$\int_0^{Fo_B} L(Fo, \Psi_i) dFo = C \quad (10)$$

в условиях

$$\Psi_i(0) = 0, \Psi_i(Fo_B) = \Psi_B. \quad (11)$$

Будем находить согласно (7) экстремали функционала

$$I_{0i}(\Psi_i) = \int_0^{Fo_B} (G + \lambda L) dFo. \quad (12)$$

Запишем для (12) уравнение Эйлера [1]–[3], находя частные производные от G и L по Fo , Ψ_1 и Ψ_1' или по Fo , Ψ_2 и Ψ_2' . Полученные уравнения можно интегрировать численными методами, например, методом Рунге – Кутты. Решение и нахождение постоянных интегрирования производится с учетом граничных условий (11).

По (8) отыскивается $\varphi_1(Fo)$ из $\Psi_1'(Fo)$ или $\varphi_2(Fo)$ из $\Psi_2'(Fo)$.

На рис. 1 показано изменение граничной температуры и на лимитирующем (наименее прогреваемом) участке при оптимизированном режиме.

В последующем в найденной области параметров и изменений

$\varphi_i(\tau)$ с учетом возможностей технологического оборудования и фактически непростой конфигурации изделия, с более сложным, чем в пластине, распределением температур, режимы $\varphi_i(\tau)$ уточняются решением близких вариантов распределения температур $T(\tau)$, например, методом конечных элементов.

При автоматической корректировке режимов вулканизации покрытий гуммированных изделий регулирующим воздействием является $\tau_{\text{вулк}}$ – продолжительность процесса, определяемая моментом достижения в изделии на лимитирующем участке степени вулканизации $S_{\text{лим}}(\tau)$, равной эталонному (оптимальному) значению $S_{\text{лим. опт}}(\tau)$, заданному заранее для конкретного материала.

Поэтому в данном разделе задача исследований формулируется следующим образом: в зависимости от различных граничных условий найти такое $\tau_{\text{вулк}}$, при котором выполняется условие

$$S_{\text{лим}}(\tau) \geq S_{\text{лим. опт}}(\tau).$$

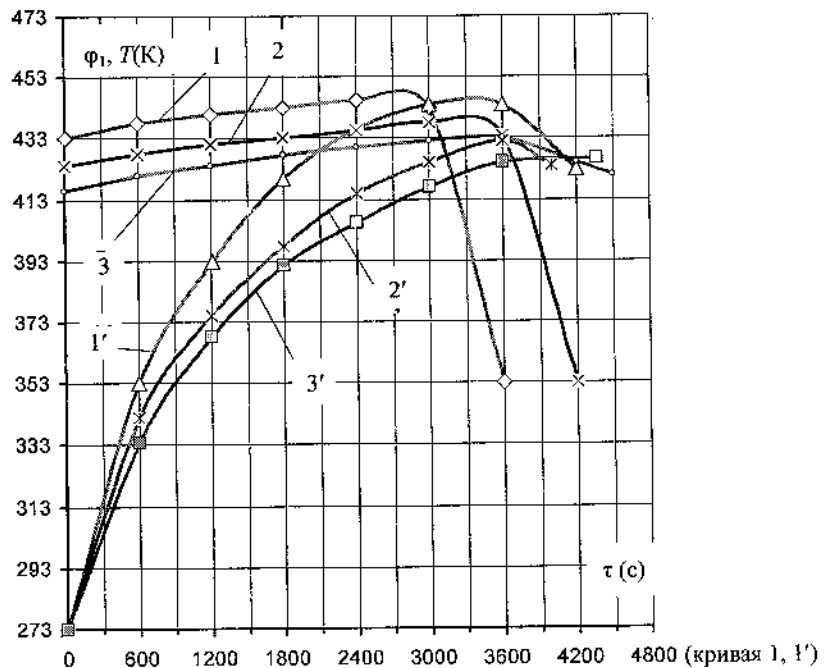


Рис. 1. Изменение температуры поверхности $\varphi_i(1, 2, 3)$ и минимальной температуры $T(1', 2', 3')$ в зависимости от продолжительности процесса τ в пластинках толщиной $l_1 = 2,5 \cdot 10^{-2}$ м (1, 1'); $l_2 = 4,0 \cdot 10^{-2}$ м (2, 2'); $l_3 = 5,0 \cdot 10^{-2}$ м (3, 3') с коэффициентом температуропроводности $a = 1,08 \cdot 10^{-7}$ м²/с

В момент выгрузки гуммированного изделия из оборудования в качестве $S_{\text{лим. опт}}(\tau)$ может быть использована величина, которая меньше оптимума вулканизации по данному свойству, но больше степени вулканизации, при которой исключается порообразование в резинах [1].

С учетом довулканизации на лимитирующем участке должен быть достигнут оптимум вулканизации.

Таким образом, к концу цикла пребывания на оборудовании в изделии

$$S_{\text{лим}}(\tau) \geq S(\tau_{\text{мин}}),$$

где $\tau_{\text{мин}}$ – минимальная продолжительность и $S(\tau_{\text{мин}})$ – минимальная степень вулканизации, обеспечивающие отсутствие пористости в резинах.

Процесс вулканизации многослойных гуммированных изделий, материалы которых имеют очень низкую теплопроводность, характеризуется значительной инерционностью, т.е. изделия медленно остывают на воздухе и, следовательно, довулканизовываются, особенно во внутренних слоях. Очевидно, что для определения $\tau_{\text{вулк}}$ при нахождении значения $S_{\text{лим}}(\tau)$ необходимо учитывать и ту составляющую, которая будет набрана на стадии довулканизации изделия вне оборудования. Для этого необходимо исследовать зависимость степени довулканизации изделия от температуры выгрузки из вулканизационного оборудования.

В качестве объекта исследования была выбрана гуммированная пластина с толщиной стальной подложки 2 мм и обкладкой марки: 1 слой эбонита 1814 (1,5 мм) + 3 слоя резины 2566 (6,0 мм). Температура выгрузки варьировалась в пределах 413–434 К. Исследования проводились методом математического моделирования.

На рис. 2 приведена зависимость степени довулканизации гуммировочного покрытия от температуры выгрузки для различных точек сечения. Как видно, характер этой зависимости существенно нелинеен, особенно для внутренних точек изделия –

между стальной подложкой и слоем эбонита и между слоем эбонита и 3-м слоем резины, т.е. в наименее прогреваемых областях. В этих областях при увеличении температуры выгрузки от 413 до 434 К степень довулканизации возрастает в несколько раз.

Это позволяет сделать вывод о необходимости учета зависимости степени довулканизации на лимитирующем участке изделия от температуры выгрузки при автоматической корректировке режимов вулканизации гуммированных изделий.

С целью определения влияния колебаний температур теплоносителей на продолжительность индукционного периода вулканизации гуммировочных покрытий было осуществлено математическое моделирование процесса термообработки гуммированной пластины.

Объектом исследования являлась гуммированная пластина с толщиной стальной подложки 2 мм и обкладкой: 1 слой эбонита 1814 (1,5 мм) + 4 слоя резины 2566 (6,0 мм). Температура теплоносителя варьировалась в пределах 418–428 К. Пределы варьирования температуры теплоносителя выбраны исходя из возможных отклонений, связанных с неточностью работы регулирующей аппаратуры, влиянием различных технологических и режимных факторов процесса, встречающихся на практике, но не выходящих за уровни колебаний, соответствующих аварийным ситуациям.

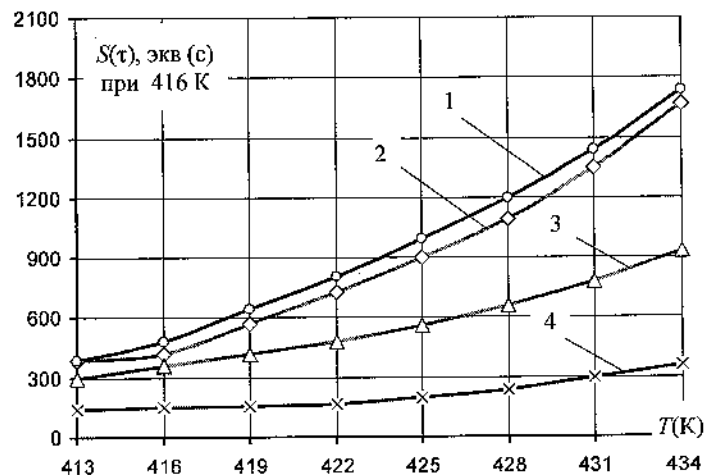


Рис. 2. Зависимость степени довулканизации гуммированной пластины от температуры выгрузки для различных точек сечения: 1 – между стальной подложкой и слоем эбонита; 2 – между слоем эбонита и 3-м слоем резины; 3 – между 3-м и 2-м слоями резины; 4 – между 2-м и 1-м слоями резины

На рис. 3 приведены результаты моделирования режимов вулканизации в наименее прогреваемом участке изделия – между слоем эбонита и резины, и соответствующие продолжительности прогрева пластины – τ_1, τ_2, τ_3 .

Из анализа полученных данных следует, что при колебаниях температур вулканизирующей среды на ± 5 К продолжительность индукционного периода вулканизации, определенная на базе математического моделирования процесса, изменяется от 450 до 570 с и от 570 до 750 с, то есть примерно на 22 %. Это и есть тот резерв продолжительности, который может быть исчерпан при организации автоматической корректировки тепловых режимов вулканизации покрытий гуммированных объектов по фактическим температурам теплоносителей на базе математического моделирования процесса теплообмена.

Определение температурных полей и степени вулканизации в гуммировочном покрытии на стадиях вулканизации и довулканизации производилось по разным программам, причем распределение температур в гуммировочном покрытии, полученное на конечный момент времени программой, моделирующей процесс вулканизации, зада-

валось в качестве начальных условий при моделировании процесса довулканизации.

Список литературы

1. Лукомская А.И., Баденков П.Ф., Кеperша Л.М. Тепловые основы вулканизации резиновых смесей. – М.: Химия, 1972. – 359 с.
2. Лукомская А.И., Евстратов В.Ф., Борисевич Г.М., Сапрыкин В.И. Обобщенные характеристики кинетики неизотермической вулканизации резиновых смесей // Каучук и резина. – 1975. – № 11. – С. 21–24.
3. Кафаров В.В. Методы кибернетики в химии и химической технологии. – Изд. 3-е. – М.: Химия, 1976. – 463 с.
4. Осипов Ю.Р. Термообработка и работоспособность покрытий гуммированных объектов. – М.: Машиностроение, 1992. – 232 с.
5. Осипов Ю.Р., Загребин С.Ю., Павлов В.В., Осипов С.Ю. Энергоресурсосберегающая технология при производстве гуммировочных покрытий на основе адаптивной системы оптимального управления процессом вулканизации // Актуальные проблемы энергетики. Энергоресурсосбережение: Тр. II Всерос. науч.-практ. конф. – Самара: Самарский областной Дом науки и техники, 2004. – С. 76–77.
6. Рапопорт Э.Я. Структурное моделирование объектов и систем управления с распределенными параметрами. – М.: Высш. шк., 2003. – 299 с.

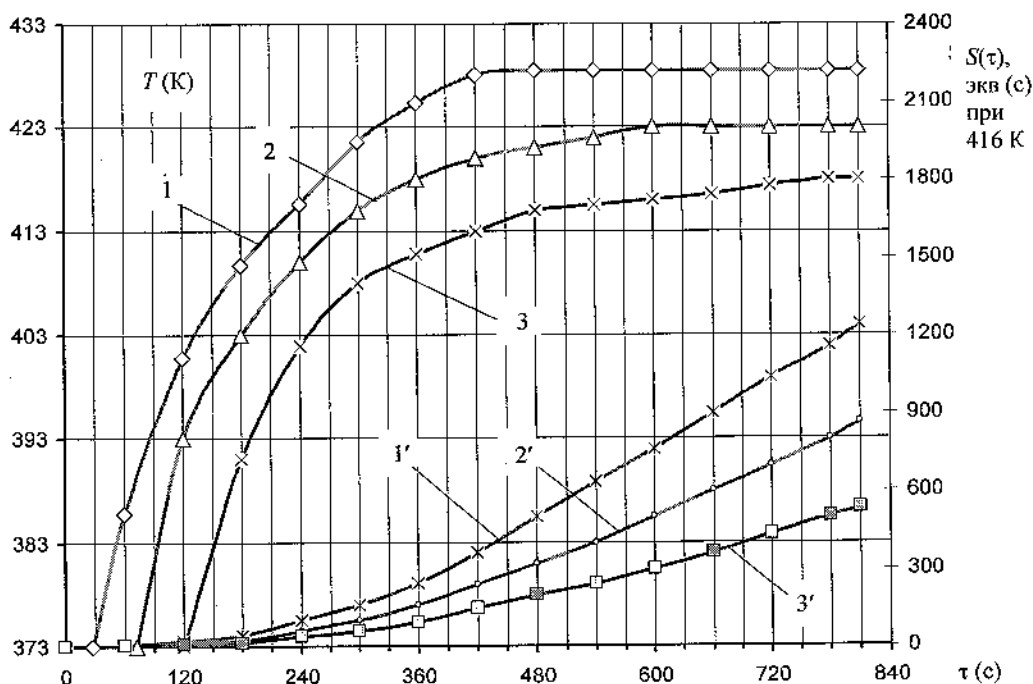


Рис. 3. Изменение температуры и степени вулканизации в наименее прогреваемой зоне гуммированной пластины при различных температурах теплоносителя: 1 и 1' – $T = 428$ К; 2 и 2' – $T = 423$ К; 3 и 3' – $T = 418$ К

Раздел 4

ХИМИЯ И ХИМИЧЕСКИЕ ТЕХНОЛОГИИ

УДК 669.4

О.А. Калько, Ю.С. Кузнецова, Н.В. Кунина
ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

ПРИМЕНЕНИЕ КАРБОНАТА АММОНИЯ ДЛЯ УДАЛЕНИЯ СУЛЬФАТНОЙ СЕРЫ ИЗ АКТИВНЫХ МАСС ЛОМА СВИНЦОВЫХ АККУМУЛЯТОРОВ

В настоящее время проблема сбора и переработки лома свинцовых аккумуляторов весьма актуальна и имеет большое экономическое и экологическое значение. Мировое производство свинца превышает 6 млн т в год, причем не менее 55 % от всего выплавляемого свинца приходится на вторичный свинец, получаемый при переработке отслуживших свой срок аккумуляторов [1].

В большинстве современных технологий предусматривается предварительная разделка батарей на органическую, оксидно-сульфатную и металлическую фракции. При таком способе переработки центральным вопросом становится извлечение свинца из оксидно-сульфатной фракции, в которую переходят активные массы положительных и отрицательных пластин. По данным работы [2], усредненный химический состав активной массы (в % мас.): Pb – 73,5; Sb – 0,3; As < 0,04; Cu – 0,1;

Fe – 0,05; SO_4^{2-} – 16,7. Основными компонентами активной массы являются PbSO_4 и PbO_2 , в меньшей степени $\text{PbO} \cdot \text{PbSO}_4$, Pb_2O_3 , Pb.

Одной из важных операций при извлечении свинца из сульфатно-оксидной фракции является стадия удаления серы гидрохимическим способом – стадия десульфатации [3]. Под процессом десульфатации понимается процесс перевода сульфата свинца в его карбонат, гидроксид или гидрокарбонат, сульфат-ион при этом переходит в водную фазу. Перевод сульфата свинца (II) в карбонат, гидроксид или гидрокарбонат необходим для того, чтобы избежать выделения вредных сернистых газов на стадии металлургического восстановления активной массы углеродом. Кроме того, соединения PbCO_3 , $\text{Pb}(\text{OH})_2$ или $(\text{PbOH})_2\text{CO}_3$ при нагревании до 600 °С полностью разлагаются

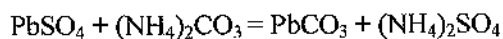
с образованием оксида свинца (II), восстановление которого протекает при невысоких температурах (до 720 °С) [4–7].

Наиболее часто в качестве десульфатирующих реагентов применяются растворы гидроксида или карбоната натрия или калия, так как произведение растворимости гидроксида и карбоната свинца (II) значительно ниже произведения растворимости $PbSO_4$ [8–9]. Однако по разрабатываемой нами совместно с НПО «Эльта» (г. Санкт-Петербург) малоотходной технологии переработки аккумуляторного лома с целью снижения стоимости затрат в качестве десульфатирующего реагента возможно использование карбоната аммония.

В работе [10] проведено исследование взаимодействия растворов карбонатов натрия и аммония с оксидно-сульфатным продуктом, близким по составу к сульфатно-оксидной фракции, получающейся при разделке аккумуляторного лома. Однако десульфатация реальной активной массы лома свинцовых аккумуляторов авторами не исследовалась, поэтому нами проведены дополнительные исследования. Предстояло подобрать температурный режим и условия проведения процесса, а также концентрацию раствора карбоната аммония, при которой достигается наиболее полная десульфатация активной массы лома свинцовых аккумуляторов.

Объектом исследования служила активная масса с положительных и отрицательных пластин автомобильных аккумуляторов с размером частиц менее 0,25 мм. Содержание $PbSO_4$ в исходном материале определяли турбидиметрическим методом по стандартизированной методике [11], оно составило 52,60 % мас.

Во всех опытах десульфатации подвергали 50 г активной массы. Раствор карбоната аммония готовили путем растворения определенной навески $(NH_4)_2CO_3$ марки «ч.д.а.» в 200 г дистиллированной воды для соблюдения соотношения «твердое : жидкое» 1 : 4. Все твердые и жидкие компоненты отвешивали на технических весах с точностью $\pm 0,1$ г. Расчет количества карбоната аммония с учетом его избытка рассчитывали по реакции



Опыты проводили в термостатированной ячейке. Перемешивание осуществлялось магнитной мешалкой. Время взаимодействия во всех опытах составляло 50 мин.

После реагирования твердая и жидкая фазы разделялись фильтрованием на воронке Бюхнера через два плотных фильтра (синяя лента). Твердый остаток промывали двукратным объемом дистиллированной воды по сравнению с объемом первичного фильтрата, который в дальнейшем высушивали в течение 1 часа в сушильном шкафу при температуре (110 ± 10) °С. Объем первичного фильтрата измеряли мерным цилиндром с точностью ± 1 см³. Первичный фильтрат и твердый остаток анализировали на содержание ионов SO_4^{2-} турбидиметрическим методом.

В первой серии опытов подбирали наиболее оптимальный температурный режим для десульфатации. Навеску карбоната аммония рассчитывали по реакции (1) с учетом 20 %-ного избытка по сравнению со стехиометрически необходимым. Температуру варьировали в пределах 25–50 °С.

Результаты эксперимента показали, что с повышением температуры от 25 до 50 °С содержание ионов SO_4^{2-} в твердом остатке увеличивается от 3,4 до 5,3 % мас. Это соответствует снижению степени извлечения сульфат-ионов из активной массы с 80 до 68 %. Этот факт можно связать с тем, что после внесения в горячий раствор карбоната аммония навески активной массы происходило частичное разложение десульфатирующего реагента, поскольку в этом случае наблюдали бурное газообразование.

Во второй серии опытов подбирали условия промывки твердого остатка после стадии десульфатации. В случае десульфатации активной массы карбонатом натрия твердый остаток рекомендуют промывать двукратным объемом горячей воды, чтобы разрушить двойную соль [1]. В случае десульфатации карбонатом аммония не происходит образования двойной соли, поэтому нет необходимости промывать раствор горячей водой. Для выяснения влияния температуры промывного раствора на степень десульфатированности массы нами были проведены дополнительные экспери-

менты. Твердую фазу после десульфатации промывали как горячей, так и холодной водой. Полученные данные свидетельствовали о том, что температура промывной воды не оказывает влияния на содержание сульфат-ионов в конечном продукте.

В третьей серии опытов варьировали концентрацию раствора карбоната аммония. Эксперименты проводили при наиболее оптимальной температуре 25 °С. После десульфатации в первичном фильтрате и твердом остатке определяли содержание ионов SO_4^{2-} . Данные эксперимента приведены в таблице.

По данным таблицы можно сделать следующий вывод: с повышением концентрации раствора карбоната аммония степень десульфатации увеличивается, а при концентрации раствора десульфатирующего реагента, равной 1 моль/кг, содержание SO_4^{2-} в твердом остатке достигает минимального значения.

Анализ всего комплекса полученных данных показал, что наиболее полного удаления серы из активной массы лома свинцовых аккумуляторов с размером частиц менее 0,25 мм при помощи карбоната аммония можно достигнуть при следующих условиях: температура опыта 25 °С; концентрация $(\text{NH}_4)_2\text{CO}_3$ не менее 1 моль/кг; время взаимодействия 50 мин; соотношение «твердое : жидкое» 1 : 4. Поэтому эти условия рекомендованы нами как оптимальные для указанного процесса.

Результаты анализа первичного фильтрата и твердого остатка на содержание ионов SO_4^{2-} после десульфатации раствором карбоната аммония

Содержание ионов SO_4^{2-}	Концентрация $(\text{NH}_4)_2\text{CO}_3$, моль/кг			
	1	0,8	0,6	0,52
Твердый остаток, % мас.	0,35	0,39	2,29	3,37
Фильтрат, г/дм ³	40,5	42	35,5	33,28
Степень десульфатации, %	97,89	97,66	86,25	79,77

Список литературы

1. Морачевский А.Г. Исследования в области переработки вторичного свинцового сырья: Сб. статей. – СПб., 2005. – 196 с.
2. Морачевский А.Г., Вайсгант З.И., Кореляков А.В. Экологические проблемы сбора и переработки вторичного свинецсодержащего сырья // Журн. прикл. химии. – 2000. – Т. 73. – № 7. – С. 1125–1130.
3. Морачевский А.Г., Вайсгант З.И., Бочагина Е.В., Хабачев М.Н. Утилизация серы – важнейший этап экологически безопасной технологии переработки лома свинцовых аккумуляторов // Цветные металлы. – 2002. – № 8. – С. 34–37.
4. Дасоян М.А., Агуф А.И. Современная теория свинцового аккумулятора. – Л.: Энергия, 1975. – 312 с.
5. Морачевский А.Г. Физико-химические и технологические исследования процесса десульфатации свинецсодержащих материалов // Журн. прикл. химии. – 1998. – Т. 71. – № 6. – С. 881–890.
6. Восстановительные процессы при переработке активных масс лома свинцовых аккумуляторов / Морачевский А.Г., Вайсгант З.И., Уголков В.Л., Хабачев М.Н., Бочагина Е.В., Калько О.А., Кузнецова Ю.С. // Журн. прикл. химии. – 2006. – Т. 79. – № 2. – С. 242–250.
7. Морачевский А.Г., Калько О.А., Вайсгант З.И. Восстановление оксидов свинца (II) и (IV) углеродом в твердой фазе // Журн. прикл. химии. – 1995. – Т. 68. – № 11. – С. 1899–1903.
8. Десульфатация активных масс лома свинцовых аккумуляторов / Морачевский А.Г., Вайсгант З.И., Русин А.И., Хабачев М.Н. // Журн. прикл. химии. – 2001. – Т. 74. – № 7. – С. 1075–1077.
9. Морачевский А.Г., Калько О.А., Кузнецова Ю.С. Поведение сурьмы при десульфатации активных масс лома свинцовых аккумуляторов с применением карбоната или гидроксида калия // Журн. прикл. химии. – 2004. – Т. 77. – № 6. – С. 1036–1037.
10. Авдюков В.И., Туленков В.Т., Везгинова Л.И., Студенцов В.В. Конверсионный процесс подготовки свинцовых сульфатных продуктов к металлургическому переделу // Комплексное использование минерального сырья. – 1985. – № 3. – С. 24–26.
11. ГОСТ 4389–72. Вода питьевая. Методы определения содержания сульфатов. – М.: Изд-во стандартов, 1972.

С.Н. Балицкий

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

И.В. Кулаков, З.М. Жамбеков, С.Д. Фазылов

Институт органического синтеза и углекислотной химии, г. Караганда (Республика Казахстан)

НОВЫЕ ГАЛОГЕНЗАМЕЩЕННЫЕ ПРОИЗВОДНЫЕ НИТРОАНИЛИДОВ НА ОСНОВЕ МОРФОЛИНА И АЛКАЛОИДА ЦИТИЗИНА

Осуществлен синтез бром- и хлорзамещенных производных нитро- и галогензамещенных анилидов уксусной кислоты, с последующим алкилированием алкалоида цитизина и морфолина получены соответствующие бром- и хлорзамещенные нитроанилиды N-аминоуксусной кислоты.

Химический дизайн биологически активных веществ осуществляется путем комбинации в молекуле двух и более фармакофорных фрагментов. В настоящей статье рассмотрены некоторые методы введения в структуру физиологически активного алкалоида цитизина и его структурного аналога морфолина, производные которого входят в состав многих анальгетиков, нитрогруппы и атомов галогена. Многие нитросоединения имеют огромное практическое значение, поскольку обладают высокой антибактериальной, инсектицидной, ростостимулирующей и другими видами биологической активности [1, 2]. Наиболее важными представителями этой группы соединений являются широко известный в медицинской практике природный антибиотик широкого спектра действия хлорамфеникол (левомицетин) – D-трео-1-(*n*-нитрофенил)-2-дихлорацетиламинопропан-1,3-диол и производные на основе нитрофурана – фурацилин, фуразолидон, фуразолин [3].

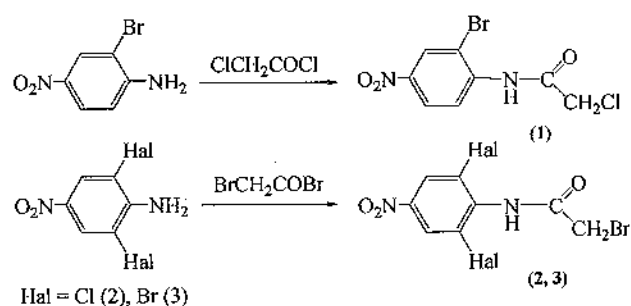
Известно также, что анилин имеет жаропонижающие свойства, однако он слишком токсичен для использования в фармакологии. Введение различных заместителей в бензольное ядро и по аминогруппе (например, его ацетилирование) приводит к заметному снижению токсичности и получению соединений с широким диапазоном фармакологического действия [2].

Большое влияние на физиологическую активность препаратов оказывает также введение в их состав молекул галогена. Введение галогенов повышает липофильность лекарственных веществ и

облегчает их прохождение через биомембраны [4]. Следует также отметить, что галоген- и нитропроизводные фенилсалициланилидов, содержащие галоген в положении 2, а нитрогруппу – в положении 4, обладают высокой антигельминтной активностью и проявляют мощный разобщающий эффект [5].

В связи с этим нами осуществлена следующая схема превращений.

Синтезированные по известным методикам 2-бром-4-нитроанилин, 2,6-дибром-4-нитроанилин и 2,6-дихлор-4-нитроанилин ацилировали хлорангидридом хлоруксусной кислоты и бромангидридом бромуксусной кислоты.



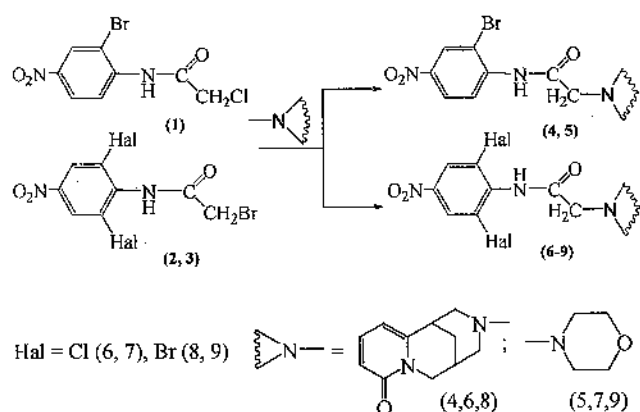
Поскольку, аминогруппа в 2,6-дибром-4-нитроанилине и 2,6-дихлор-4-нитроанилине менее активна и стерически затруднена для нуклеофильной атаки, ацилирование проходит в довольно жестких условиях – при кипячении в течение 12–15 ч в толуоле. Более высокие выходы исходных продуктов наблюдали при использовании более реакционноспособного бромангидрида. Хорошие выходы продуктов реакции были получены также и в более мягких условиях, при ацилировании нитрогалогенанилинов в абсолютном ДМФА.

В ИК-спектрах полученных соединений (1–3) присутствует интенсивная полоса поглощения карбонильной группы в области 1690–1675 см⁻¹,

нитрогруппы – в области 1515 и 1340 см^{-1} и N–H – в области 3200 см^{-1} .

В спектрах ПМР соединений (1–3) метиленовые протоны CH_2Hal прописываются узким синглетом при 4,20–4,37 м.д. Протоны ароматического кольца выписываются в довольно слабом поле в области 8,40–8,60 м.д. соответственно синглетом для соединений (2, 3) и синглетом и двумя дублетами для соединения (1).

Полученные (2-бром-4-нитро)хлорацетанилид (1) и (2,6-дигалоид-4-нитро)бромацетанилиды (2, 3) являются достаточно реакционноспособными алкилирующими реагентами. Так, алкилированием соединениями (1–3) алкалоида цитизин и морфолин в абсолютном бензоле или толуоле в присутствии триэтиламина (при алкилировании цитизина) были получены соответствующие галогеннитроанилиды N-цитизинилуксусной (4, 6, 8) и N-морфолинилуксусной кислот (5, 7, 9).



Синтезированные соединения (4–9) представляют собой желтоватые кристаллические вещества, растворимые в ДМФА и в горячих полярных растворителях. Состав и строение полученных соединений (4–9) подтверждены данными элементного анализа, ИК-, ПМР- и масс-спектроскопии.

В ИК-спектрах полученных соединений (4–9) присутствует интенсивная полоса поглощения карбонильной группы в области 1710–1700 см^{-1} (1650 см^{-1} для амидного фрагмента $>\text{N}-\text{C}=\text{O}$ алкалоида цитизин), нитрогруппы – в области 1500 и 1330 см^{-1} .

В спектрах ПМР соединений (4, 6, 8) проявляются протоны цитизинового фрагмента в их характеристических областях. Протоны ароматического кольца для всех соединений (4–9) выписываются в слабом поле в области 8,24–8,50 м.д. соответственно синглетом для соединений (6–9) и синглетом и двумя дублетами для соединений (4, 5). В спектрах ПМР соединений (5, 7, 9) метиленовые протоны морфолинового цикла прописываются узкими синглетами при 3,66 м.д. ($\text{O}(\text{CH}_2)_2$) и 2,60 м.д. ($\text{N}(\text{CH}_2)_2$). Метиленовые протоны карбонильной группы выписываются синглетом в области 3,20 м.д.

Выходы, физико-химические константы и данные элементного анализа полученных галоген- и нитросодержащих соединений (1–9) представлены в таблице.

Выходы, физико-химические константы и данные элементного анализа синтезированных соединений (1–9)

Номер соединения	Выход, %	$T_{\text{пл}}$, °C	Найдено, %			Брутто-формула	Вычислено, %		
			C	H	N		C	H	N
1	90,3	105–106	33,35	2,78	8,85	$\text{C}_8\text{H}_6\text{BrClN}_2\text{O}_3$	32,74	2,06	9,54
2	94,0	198–200	28,59	2,02	8,29	$\text{C}_8\text{H}_5\text{BrCl}_2\text{N}_2\text{O}_3$	29,30	1,54	8,54
3	90,2	205–207	23,82	1,79	6,06	$\text{C}_8\text{H}_5\text{Br}_3\text{N}_2\text{O}_3$	23,05	1,21	6,72
4	77,5	189–190	51,68	5,01	12,13	$\text{C}_{19}\text{H}_{19}\text{BrN}_4\text{O}_4$	51,02	4,28	12,53
5	83,5	182–183	41,26	4,86	12,87	$\text{C}_{12}\text{H}_{14}\text{BrN}_3\text{O}_4$	41,88	4,10	12,21
6	75,3	214–215	53,08	4,52	12,90	$\text{C}_{19}\text{H}_{18}\text{Cl}_2\text{N}_4\text{O}_4$	52,19	4,15	12,81
7	77,5	131–132	43,93	4,39	13,23	$\text{C}_{12}\text{H}_{13}\text{Cl}_2\text{N}_3\text{O}_4$	43,13	3,92	12,58
8	78,4	195–197	43,95	4,08	11,18	$\text{C}_{19}\text{H}_{18}\text{Br}_2\text{N}_4\text{O}_4$	43,37	3,45	10,65
9	87,0	126–128	33,51	3,79	10,58	$\text{C}_{12}\text{H}_{13}\text{Br}_2\text{N}_3\text{O}_4$	34,07	3,10	9,93

Экспериментальная часть

ИК-спектры сняты на спектрометре с Фурье-преобразователем «AVATAR-320» фирмы NICOLET в таблетках с КВг. Спектры ЯМР ^1H записаны на спектрометре Bruker DRX500 с частотой 500 МГц в растворе DMSO-d₆ относительно внутреннего стандарта ТМС. Температуры плавления определены на приборе «Voetius». Контроль за ходом реакции и чистотой полученных соединений осуществляли методом тонкослойной хроматографии на пластинках «Silufol UV-254» в системе «изопропиловый спирт – бензол – аммиак» – 10 : 5 : 2. Пластинки проявляли парами йода.

N-(2-бром-4-нитрофенил)-2-хлорацетамид (1). К раствору 2,17 г (0,01 моль) 2-бром-4-нитроанилина в 8 мл ДМФА, при перемешивании на магнитной мешалке, прибавляли по каплям при комнатной температуре 1,25 г (0,011 моль) хлорангидрида хлоруксусной кислоты. После прибавления смесь нагревали при постоянном перемешивании и температуре 55–60 °С в течение 2 ч и оставляли на ночь. Затем раствор выливали в стакан со смесью воды и льда. Выпавший слегка желтоватый продукт отфильтровывали, промывали водой, сушили на воздухе. После перекристаллизации из горячего бензола получили (1).

Аналогично получены соединения (2, 3).

N-(2-бром-4-нитрофенил)-2-N-цитизиноацетамид (4). К горячему раствору 1,47 г (0,005 моль) N-(2-бром-4-нитрофенил)-2-хлорацетамида в 20 мл абсолютного бензола прилили 1,52 г триэтиламина и добавили 0,95 г (0,005 моль) цитизина. Нагревали при перемешивании с обратным холодильни-

ком 2 ч. Отфильтровывали горячим от осадка гидрохлорида триэтиламина, затем отгоняли растворитель, кристаллический остаток светло-желтого цвета отфильтровывали и перекристаллизовывали из 2-пропанола.

N-(2,6-дибром-4-нитрофенил)-2-морфолиноацетамид (9). К суспензии 0,834 г (0,002 моль) N-(2,6-дибром-4-нитрофенил)-2-бромацетамида в 10 мл абсолютного толуола прилили 0,35 г (0,004 моль) морфолина. Нагревали при перемешивании с обратным холодильником 2 ч. Отфильтровывали горячим от осадка гидробромида морфолина, затем отгоняли растворитель, кристаллический остаток светло-желтого цвета перекристаллизовывали из этилацетата.

Аналогично получены соединения (5–8).

Список литературы

1. *Сергеев В.П., Николаев Л.А., Халилов Э.М.* и др. Биохимическая фармакология. – М.: Высш. шк., 1982. – С. 94–254.
2. *Беликов В.Г.* Фармацевтическая химия. – М.: Высш. шк., 1985. – 552 с.
3. *Машковский М.Д.* Лекарственные средства. – 15-е изд. – М.: ООО РИА «Новая волна», 2007. – С. 814, 852–856.
4. *Солдатенков А.Т., Колядина Н.М., Шендрик И.В.* Основы органической химии лекарственных веществ. – М.: Химия, 2001. – 192 с.
5. *Фойер Г.* Химия нитро- и нитрозогрупп. – М.: Мир, 1973. – Т. 2. – С. 197.

Раздел 5

СТРОИТЕЛЬНОЕ МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

УДК 666.89

Т.В. Туева, О.Ю. Пужина, Н.Н. Иванова
ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

ОПТИМИЗАЦИЯ СОСТАВА ГИПЕРПРЕССОВАННОГО СТРОИТЕЛЬНОГО МАТЕРИАЛА

Важной и нерешенной до настоящего времени проблемой является поиск более дешевых строительных материалов и энергосберегающих технологий их производства. Гиперпрессованные изделия – одни из немногих материалов, обеспечивающих ресурс- и энергосбережение. Гиперпрессованный кирпич – это новый материал, сравнительно недавно появившийся на строительном рынке, поэтому технологию изготовления и свойства данного материала исследуют и улучшают, а состав сырьевых компонентов изменяют в различных пропорциях с целью получения наиболее оптимального.

Технология гиперпрессования основывается на процессе «холодной сварки», происходящем при прессовании известняковой муки, цемента и гранулированного доменного шлака под высоким давлением. В существующих комплексах по производству данных видов изделий используют гидравлический пресс ПА-160-450 с усилием пресс-

сования 160 тс, при этом одновременно прессуют два изделия размерами 250 × 125 мм, следовательно, давление прессования составляет 26,7 МПа. Рабочий цикл прессы составляет 10–18 с. Проектная мощность производства составляет 450 шт./ч.

В данной работе проведены предварительные испытания по получению гиперпрессованных изделий на основе цемента, гранулированного доменного шлака и известняковой муки. В результате установлено, что образец, содержащий 30 % цемента и 70 % граншлака, и образец, содержащий 18 % цемента, 41 % граншлака и 41 % известняковой муки, показали самые высокие прочностные характеристики – 20,5 и 14,2 МПа.

На основании этих результатов определена область для проведения полного двухфакторного эксперимента для плана второго порядка. Планирование осуществлялось на двух уровнях – верхнем (+1) и нижнем (-1). В качестве основных факторов были приняты: расход цемента и расход гра-

нулированного доменного шлака. Значения факторов приведены в табл. 1.

Таблица 1

Основные характеристики плана эксперимента

Характеристика	Расход цемента x_1 , %	Расход граншлака x_2 , %
Основной уровень	20	40
Интервал варьирования	10	20
Верхний уровень	30	60
Нижний уровень	10	20

План эксперимента и полученные прочностные характеристики образцов на сжатие после тепло-влажностной обработки ($R_{ТВО}$) представлены в табл. 2 [2]:

Таблица 2

Результаты опытов по определению прочности образцов при сжатии после ТВО

Матрица планирования x_i		$R_{ТВО}$, МПа
x_1	x_2	y
+	+	19,1
+	-	24,5
-	+	9,03
-	-	10,9
+	0	18,4
-	0	11,9
0	+	16,7
0	-	19,8
0	0	19,9
0	0	17,8
0	0	17,3

Вышеприведенные данные обработаны с использованием методов математической статистики [1]. В результате получено уравнение прочности на сжатие после ТВО для плана второго порядка в двухфакторном эксперименте:

$$Y = 18,17 + 5,03 x_1 - 1,73 x_2 - 2,75 x_1^2$$

Построив графические зависимости прочностных характеристик $R_{ТВО}$ от факторов варьирования (рис. 1, 2) (x_1 – расход цемента, x_2 – расход гранулированного доменного шлака), можно сделать вывод о том, что, с точки зрения максимальной прочности на сжатие ($R_{ТВО} = 24,5$ МПа), оптимальным является состав (+1; -1): 30 % цемента; 20 % граншлака; 50 % известняковой муки.

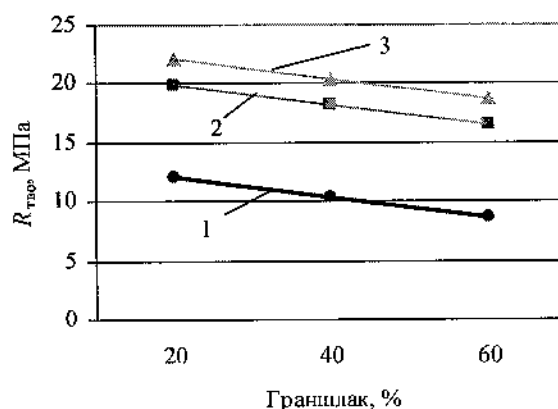


Рис. 1. Зависимость прочности на сжатие после ТВО от содержания граншлака при постоянном расходе цемента: 1 – Ц = 10 %; 2 – Ц = 20 %; 3 – Ц = 30 %

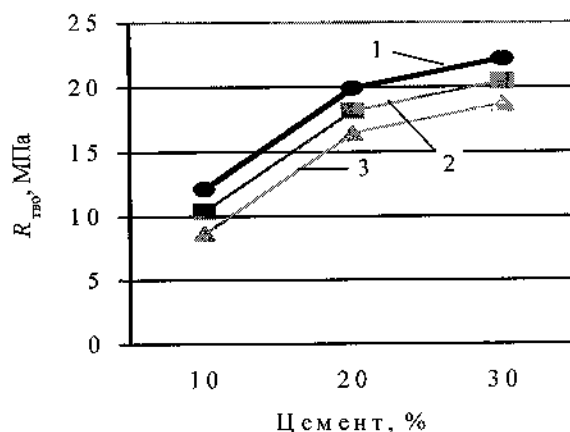


Рис. 2. Зависимость прочности на сжатие после ТВО от содержания цемента при постоянном расходе граншлака: 1 – Гр = 20 %; 2 – Гр = 40 %; 3 – Гр = 60 %

Список литературы

1. Ферронская А.В., Стамбушко В.И. Лабораторный практикум по курсу «Технология бетонных и железобетонных изделий». – М.: Высш. шк., 1988. – 223 с.

2. Туева Т.В., Астраханкина О.А. Основы технологии легкого бетона: Метод. пособие к учеб.-исслед. работс. – Череповец: ЧГУ, 1996. – 52 с.

УДК 69.0(075.8)

А.Г. Катюшина, О.А. Залипаева

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

ПРОЕКТИРОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ВЕРТИКАЛЬНОЙ ПЛАНИРОВКИ ГРУНТА С ПРИМЕНЕНИЕМ ЭВМ

Проектирование технологии вертикальной планировки грунта связано с выполнением многочисленных расчетов по определению объемов земляных работ. Для снижения трудоемкости этих расчетов разработана программа, предусматривающая расчет на ЭВМ объемов земляных масс при вертикальной планировке строительной площадки по методу четырехгранных призм. При применении данного метода площадь участка разбивают на квадраты со сторонами 10...50 м при пересеченной местности или 100 м при спокойном рельефе. Программа разработана в среде Delphi 7 и предусматривает следующий алгоритм решения задачи.

1. Ввод исходных данных, к которым относятся черные отметки (отметки рельефа), вид грунта, значения уклонов, размеры сторон квадратов (рис. 1).

2. Определение средней планировочной отметки H_0 по формуле

$$H_0 = \frac{\Sigma H_1 + 2\Sigma H_2 + 3\Sigma H_3 + 4\Sigma H_4}{4n},$$

где H_1, H_2, H_3, H_4 – черные отметки вершин общих (соответственно для одного, двух, трех и четырех) квадратов; n – количество квадратов.

3. Определение красных отметок H_k (отметок планировки) всех вершин квадратов по формуле

$$H_k = H_0 \pm L_x i_x \pm L_y i_y,$$

где L_x, L_y – расстояние по перпендикуляру от точ-

ки, в которой определяется красная отметка, до линии средней планировочной отметки; i_x, i_y – уклоны площадки вдоль L_x и L_y .

4. Определение рабочих отметок h_p , которые вычисляют как разность между черными и красными отметками:

$$h_p = H_{ч} - H_{к},$$

где $H_{ч}$ – черные отметки.

Пример результатов расчета красных и рабочих отметок на ЭВМ приведен на рис. 2.

5. Определение положения нулевой линии – линии пересечения проектной плоскости площадки и ее естественной поверхности. Нулевая линия получается путем соединения нулевых точек, координаты которых находят по формуле

$$X = a \frac{|h_1|}{|h_1| + |h_2|},$$

где X – координата нулевой точки (расстояние от нулевой точки до вершины квадрата, в которой рабочая отметка имеет положительный знак); a – длина стороны квадрата; h_1 – рабочая отметка, имеющая положительный знак; h_2 – рабочая отметка, имеющая отрицательный знак.

6. Определение объемов выемок или насыпей в отдельных квадратах или их частях, отсекаемых нулевой линией, по формулам, приведенным в табл. 1.

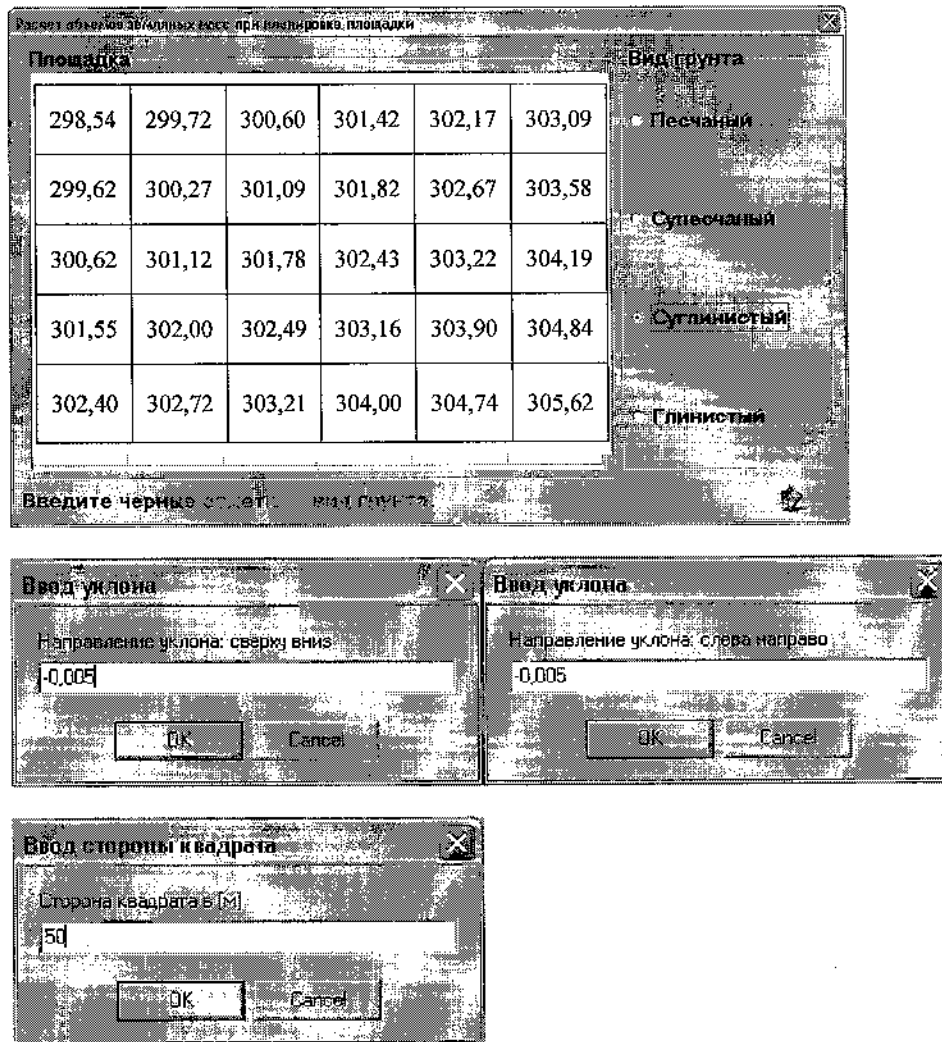


Рис. 1. Ввод исходных данных для расчета объемов земляных работ при вертикальной планировке

Таблица 1
Формулы для расчета объемов выемок и насыпей

Вид фигуры	Расчетная формула
Целый элементарный прямоугольник или квадрат	$V = \frac{h_1 + h_2 + h_3 + h_4}{4} F$
Треугольник, отсекаемый нулевой линией	$V = \frac{h_1}{3} F$
Трапеция, отсекаемая нулевой линией	$V = \frac{h_1 + h_2}{4} F$
Пятиугольник, отсекаемый нулевой линией	$V = \frac{h_1 + h_2 + h_3}{5} F$

7. Определение объема грунта в откосах насыпи (выемки), расположенных по периметру площадки $V_{н(в)}^{отк}$, по формуле

$$V_{н(в)}^{отк} = \left(\frac{\sum h}{n} \right)^2 \frac{ml}{2},$$

где $\sum h$ – сумма всех рабочих отметок, расположенных по периметру насыпи (выемки); n – количество отметок по периметру насыпи (выемки); l – длина периметра откоса насыпи (выемки); m – коэффициент откоса.

Площадка					
Ра = -2,58	Ра = -1,65	Ра = -1,02	Ра = -0,45	Ра = 0,05	Ра = 0,72
Кр = 301,11	Кр = 301,36	Кр = 301,61	Кр = 301,86	Кр = 302,11	Кр = 302,36
Ра = -1,75	Ра = -1,35	Ра = -0,78	Ра = -0,30	Ра = 0,30	Ра = 0,96
Кр = 301,36	Кр = 301,61	Кр = 301,86	Кр = 302,11	Кр = 302,36	Кр = 302,61
Ра = -0,99	Ра = -0,75	Ра = -0,34	Ра = 0,06	Ра = 0,60	Ра = 1,32
Кр = 301,61	Кр = 301,86	Кр = 302,11	Кр = 302,36	Кр = 302,61	Кр = 302,86
Ра = -0,32	Ра = -0,12	Ра = 0,12	Ра = 0,54	Ра = 1,03	Ра = 1,72
Кр = 301,86	Кр = 302,11	Кр = 302,36	Кр = 302,61	Кр = 302,86	Кр = 303,11
Ра = 0,28	Ра = 0,35	Ра = 0,59	Ра = 1,13	Ра = 1,62	Ра = 2,25
Кр = 302,11	Кр = 302,36	Кр = 302,61	Кр = 302,86	Кр = 303,11	Кр = 303,36

Рис. 2. Результаты расчета красных и рабочих отметок на ЭВМ

8. Определение необходимого объема земли для образования насыпи V_n с учетом коэффициента остаточного разрыхления грунта производится по формуле

$$V_n = \frac{\sum V_n + V_n^{отк}}{K_{ор}}$$

где $\sum V_n$ – сумма объемов насыпи по квадратам; $K_{ор}$ – коэффициент остаточного разрыхления грунта.

9. Определение необходимого объема выемки V_b по формуле

$$V_b = \sum V_b + V_b^{отк},$$

где $\sum V_b$ – сумма объемов выемки по квадратам.

10. Определение баланса земляных масс как разности объемов выемки и насыпи. Баланс считается нулевым, если указанная разность не превышает 5%. Если объемы выемок превышают объемы насыпей, баланс будет называться положительным, а избыточное количество грунта подле-

жит вывозу с площадки в кавальеры (отвалы). Если же объем насыпи превышает объем выемки, а недостающее количество грунта следует завезти на площадку из резерва, баланс называется отрицательным.

11. Определение средней дальности перемещения грунта, представляющей собой расстояние между центрами тяжести массивов выемки и насыпи, по формулам:

$$L = \sqrt{(X_n - X_b)^2 + (Y_n - Y_b)^2};$$

$$X_b = \frac{\sum(V_{bi} X_{bi})}{\sum V_b}; \quad X_n = \frac{\sum(V_{ni} X_{ni})}{\sum V_n};$$

$$Y_b = \frac{\sum(V_{bi} Y_{bi})}{\sum V_b}; \quad Y_n = \frac{\sum(V_{ni} Y_{ni})}{\sum V_n},$$

где $X_{bi}; X_{ni}; Y_{bi}; Y_{ni}$ – координаты центров тяжести отдельных участков выемок или насыпей; $V_{bi}; V_{ni}$ – объемы грунта отдельных участков выемок или насыпей.

Пример результатов расчета объемов работ приведен на рис. 3 и в табл. 2.

$V_n = 4575,31$ $V_b = 0,00$	$V_n = 2994,06$ $V_b = 0,00$	$V_n = 1587,81$ $V_b = 0,00$	$V_n = 322,81$ $V_b = 82,07$	$V_n = 0,00$ $V_b = 1274,69$
$V_n = 3025,31$ $V_b = 0,00$	$V_n = 2006,56$ $V_b = 0,00$	$V_n = 844,75$ $V_b = 0,70$	$V_n = 50,86$ $V_b = 471,40$	$V_n = 0,00$ $V_b = 1993,44$
$V_n = 1362,81$ $V_b = 0,00$	$V_n = 681,58$ $V_b = 6,92$	$V_n = 87,15$ $V_b = 328,99$	$V_n = 0,00$ $V_b = 1399,69$	$V_n = 0,00$ $V_b = 2924,69$
$V_n = 115,86$ $V_b = 238,44$	$V_n = 6,01$ $V_b = 599,45$	$V_n = 0,00$ $V_b = 1493,44$	$V_n = 0,00$ $V_b = 2705,94$	$V_n = 0,00$ $V_b = 4143,44$

Рис. 3. Результаты расчета объемов насыпи и выемки по квадратам

Таблица 2

Результаты расчета объемов земляных работ на ЭВМ

Параметр	Значение
Объем насыпи, м ³	17 660,89
Объем выемки, м ³	17 663,27
Баланс, %	0,01
Вид грунта	Суглинистый
Объем откосов насыпи, м ³	264,79
Объем откосов выемки, м ³	287,53
Объем земли для образования насыпи с учетом откоса и коэффициента остаточного разрыхления, м ³	17 072,08
Общий объем выемки с учетом откосов, м ³	17 950,80
Среднее расстояние перемещения грунта, м	160,08
Средняя планировочная отметка, м	302,24

Данная программа позволяет значительно ускорить процесс проектирования технологии вер-

тикальной планировки грунта, снизить количество ошибок при расчете объемов земляных работ.

УДК 55 (470.12)

Н.В. Медведева

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

**ИНЖЕНЕРНО-ГЕОЛОГИЧЕСКИЕ УСЛОВИЯ ЗАШЕКСНИНСКОГО РАЙОНА
ГОРОДА ЧЕРЕПОВЦА**

В соответствии с генеральным планом развития города Череповца основное строительство в бли-

жайшие годы запланировано в Зашекснинском районе, а значит, необходима оценка возможности

использования грунтов участка в качестве основания сооружений.

Для изучения современного состояния инженерно-геологических условий территории, намечаемой для строительного освоения, свод правил [1] рекомендует собирать и обрабатывать материалы инженерно-геологических изысканий прошлых лет, выполненные для обоснования проектирования и строительства объектов различного назначения (технические отчеты об инженерно-геологических изысканиях, гидрогеологических, геофизических и сейсмологических исследованиях, стационарных наблюдениях и другие данные, сосредоточенные в государственных и ведомственных фондах и архивах).

Комплексные инженерно-геологические изыскания территории левого берега реки Шексны были проведены институтом Гипроцемент в 1963–1965 гг. по заданию Череповецкого металлургического завода и предназначались для обоснования проекта расширения города. Результаты работы приведены в технических отчетах [2], хранящихся в городских архивах, и могут быть использованы для первоначальной оценки геотехнической сложности объекта строительства на начальной стадии проектирования. Выдержки из этих документов приводятся в данной статье.

Основным геоморфологическим элементом района является возвышенное плато, пересеченное хорошо разработанной долиной реки Шексны. Абсолютные отметки поверхности – от 100 до 135 м. Урез реки Шексны после образования Рыбинского водохранилища имеет отметки 100–101 м.

В долине реки Шексны прослеживается надпойменная терраса, особенно отчетливо выделяющаяся в районе деревни Матурино, где она достигает 250–300 м ширины. Поверхность террасы ровная с небольшим уклоном к руслу реки. Вдоль русла прослеживается узкий песчаный пляж. Абсолютные отметки поверхности 102–110 м. У пологого склона коренного берега встречаются кочковатые, заболоченные участки. Западнее деревни Матурино терраса значительно сужается и местами выклинивается, а коренной берег подходит к руслу. У самого русла прослеживаются узкие участки высокой поймы.

Обследованная территория левобережья Шексны в зависимости от грунтов основания, глубины

залегания грунтовых вод и условий строительства может быть подразделена на 3 района: район благоприятный для строительства; район, условно благоприятный, и район, непригодный для строительства. В каждом из этих районов выделяется несколько участков, отличающихся по инженерно-геологическим условиям. Их характеристика приводится ниже, места расположения указаны на схеме районирования (см. рисунок).

Район, благоприятный для строительства.

I. Участки, не требующие инженерной подготовки, пригодные для строительства любых сооружений, занимают преимущественно плато, отметки поверхности 120–135 м. В основании фундаментов – мощная толща моренных суглинков с включениями гравия и гальки. Грунтовые воды находятся на глубине ниже 3,0 м от поверхности. Расчетное сопротивление грунтов 300 кПа.

II. Участки, не требующие инженерной подготовки, расположенные преимущественно в пределах плато, абсолютные отметки от 117 до 135 м. В основании – делювиальные супеси и суглинки мощностью до 4,0–5,0 м, подстилаемые моренными грунтами. Уровень грунтовых вод – на глубине более 3,0 м от естественного рельефа. Расчетное сопротивление грунтов 200 кПа.

III. Участки, не требующие инженерной подготовки, абсолютные отметки 108–115 м. В основании – аллювиальные пески, супеси и суглинки. Грунтовые воды – на глубине более 3,0 м. Расчетное сопротивление грунтов 150–200 кПа.

Район, условно благоприятный для строительства.

I. Участки, требующие небольшую инженерную подготовку. В основании имеют плотные моренные суглинки и в некоторых местах – галечник с гравием. Уровень грунтовых вод выше 3,0 м. Расчетное сопротивление грунтов 300 кПа.

II. Участки, требующие небольшую инженерную подготовку, имеющие в основании делювиальные грунты – супеси и суглинки. Уровень грунтовых вод выше 3,0 м. Расчетное сопротивление грунтов 200 кПа.

III. Участки, требующие инженерную подготовку, расположены в пределах надпойменной террасы реки Шексны, абсолютные отметки поверхности от 101 до 112 м. В основании фундаментов – аллювиальные грунты, преимущественно

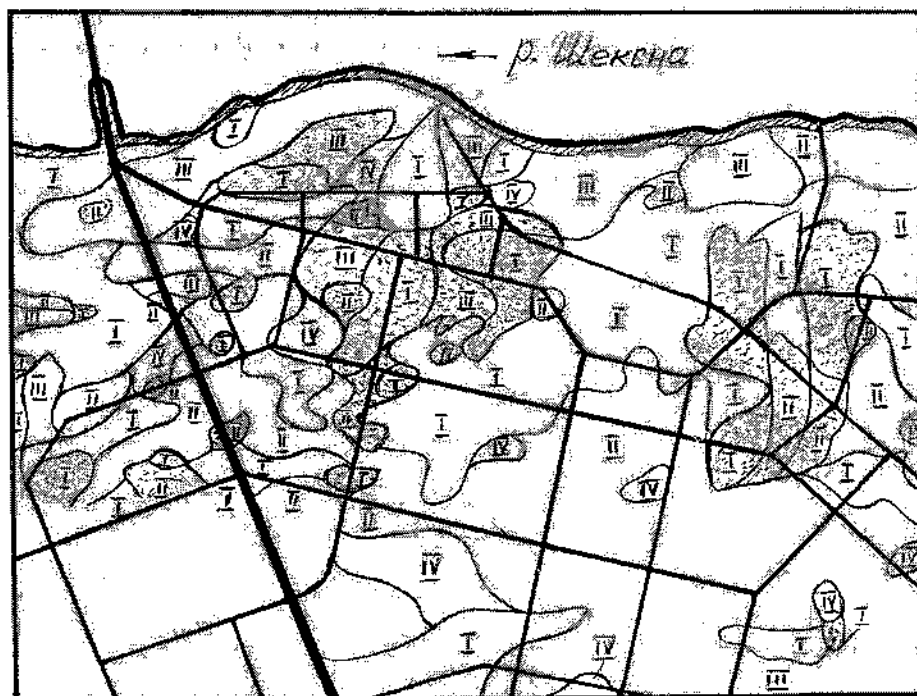


Схема районирования территории по инженерно-геологическим признакам:
 ◻ – участки, благоприятные для строительства; ◻ – участки, условно благоприятные для строительства; ▨ – участки, непригодные для строительства; — — — — — дороги

мелкозернистые водонасыщенные пески, реже – супеси и суглинки. Уровень грунтовых вод – на глубине от 0,2 до 3,0 м от поверхности. Расчетное сопротивление грунтов 150 кПа.

IV. Участки, требующие специальную инженерную подготовку, расположены преимущественно в пределах плато, абсолютные отметки 115–135 м. Уровень грунтовых вод – вблизи от поверхности (на глубине до 3,0 м). В основании фундаментов – делювиальные суглинки или супеси с

прослойками торфа или с включением растительных остатков.

Участки могут быть использованы при условии удаления из-под основания заторфованных грунтов или с применением искусственного основания.

Район, непригодный для застройки.

Охватывает узкую прибрежную полосу, расположенную вдоль русла реки Шексны, периодически затопляемую.

Все приведенные участки выделены на инженерно-геологической карте (схеме районирования).

Таким образом, большую часть территории Зашексинского района города Череповца можно считать пригодной для

строительства различных сооружений без специальной инженерной подготовки.

Список литературы

1. СП 11–105–97. Инженерно-геологические изыскания для строительства. – М., 1997.
2. Отчеты по инженерно-геологическим работам, произведенным на территории Зашексинского района г. Череповца для составления проекта детальной планировки. – Л.: Гипроцемент, 1965.

УДК 69.059.004.67

Е.В. Белановская

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

УСТРОЙСТВО ЗАВОДОВ ПО ПРОИЗВОДСТВУ ГЛИНЯНОГО КИРПИЧА В ГОРОДЕ ЧЕРЕПОВЦЕ В ПЕРВОЙ ПОЛОВИНЕ XX ВЕКА

Глиняный кирпич – один из древнейших строительных материалов. В России он начал применяться еще в XI веке. Основные достоинства

глиняного кирпича – это прочность, долговечность, огнестойкость (используется для кладки печей), влагостойкость (можно применять для

подземных элементов здания), относительно несложная технология изготовления, почти повсеместная распространенность сырья, экологичность (глины обладают лечебными свойствами), возможность возведения зданий различной конфигурации в плане, с любой формой оконных и дверных проемов, с различными декоративными деталями (для этого используется профильный кирпич). В Череповце каменные здания из кирпича начали возводить в XVIII веке, причем в основном использовался кирпич местного производства. Кирпич производился в мелких кирпичных артелях. В данной статье рассмотрен процесс производства кирпича в первой половине XX века, т.е. в период, после которого происходит заметный спад в использовании глиняного кирпича.

Еще в 20–30-е гг. XX в. в Череповце существовало несколько кирпичных артелей, производивших примерно 5 млн шт. кирпича в год [1]. Артели устраивались непосредственно у месторождений глины, а также глину привозили из других мест (деревни Богородское, Матурино, Истинское, Солманское, Шеломово, Кривец и др.). Это были заводы, расположенные в городе и окрестностях на правом и левом берегах реки Шексна:

– Борисовская артель в деревне Пулово-Борисово (за ул. Олимпийской);

– завод «Объединение», созданный в деревне Волгучино (за ул. Олимпийской) в 1928 г. для кооперирования бедноты;

– кирпичный завод в деревне Кабачино (за деревней Матурино), который с конца 20-х гг. XX в. относился к Борисовской артели;

– завод «Упорный труд» в деревне Якунино (за деревней Матурино), который в марте 1928 г. был куплен у А.Я. Федосеева Борисовской артелью;

– завод в деревне Шеломово, который с 1927 г. относится к Борисовской артели;

– завод в деревне Романда, который также с 1927 г. относится к Борисовской артели;

– кирпичная артель «Пролетарий» в деревне Богородское (в районе ул. Устюженская, Чкалова);

– завод в деревне Ефимовское (в районе ул. Устюженская, Чкалова), относящийся к Богородской артели.

На каждом заводе было занято примерно по 30–50 рабочих. Рабочие были из деревень Юрье-

вец, Горка, Баскаково, Ланач, Якунино, Борисово, Ванеево, Романда, Шеломово, Ульяново.

Данный кирпич применялся для местного строительства и поставлялся в другие города (так, в протоколе от 1929 г. Богородской артели – заказ на всю выработку в 1 млн 100 шт. от Ленинградской Товарной Биржи, цена 33 р. за 1000 шт.). Кирпич имел размеры: 5,75 вершка в длину; 3,375 вершка в ширину; 1,5 вершка в толщину, т.е. 255,6×150×66,7 мм. Кирпич подразделялся на три сорта: I сорт – из хорошо промятой глины, правильной формы, с ровной поверхностью без трещин, с отбитыми краями не более 2 %; II сорт – то же, до 5 %; III сорт – не принимался.

Работы были сезонными, производились с мая по октябрь. Все работы по изготовлению глиняного кирпича можно разделить на 4 этапа: подготовка материалов, изготовление сырца, сушка, обжиг.

Глину, как правило, добывали с осени, и в течение зимы она вылеживалась. Песок использовали местный, а также из близлежащих сел (например, в протоколе заседания Богородской артели от апреля 1928 г. указано об уплате гражданину хутора Гарь Абакановского района за доставленные на завод 8,5 м³ песка по 10 р./м³). В конце апреля, как только начинала спадать вода, принимались меры от наводнения: прорывка канавок, осушка шатров с глиной. Там, где водой не были захвачены карьеры, сразу же начинали снимать укрывной материал с глины для скорейшего ее оттаивания и приступали к организации выработки сырца. Глину, песок и воду подвозили к сараям, в которых изготавливали кирпич, на лошадях (использовались 2 человека для подвозки глины и 1 погонщик). Затем глину проминали (следовало глину изготовлять мягкую, без комков), если была необходимость, то добавляли песок. Глиномялки применялись ручные и механические (2 человека на глиномялке). Для характеристики пластичности использовали наиболее простой способ, состоящий в сгибании в дугу цилиндрических жгутиков диаметром 1,5–2 см и длиной 20–25 см, изготовленных из глиняной массы, доведенной до рабочего состояния (масса хорошо уминается пальцами, но не липнет к рукам). При таком испытании глина считается тем пластичнее, чем меньше радиус

дути, в которую может быть согнут жгутик без появления на нем трещин.

Выработка кирпича производилась в основном вручную, но были и механизированные приспособления: механические глиномялки, прессы для выделки кирпича. Вырезка кирпича производилась в сараях. Сарая выполнялись деревянными, крытыми тесом из отдельных звеньев длиной 3 м (всего применялось 10–50 звеньев). Так, на заводе «Упорный труд» был построен 1 сарай из 35 звеньев; на заводе «Объединение» было 2 сарая по 14 звеньев; в Богородской артели – 2 сушильных сарая по 50 звеньев. Для ручной выделки сырца использовали подпятный способ и деревянные формы без дна. Использовались столы и станки для резки кирпича. Следовало правильно заминать глину при укладке в станок и выравнивать гумна для того, чтобы правильно укладывался сыркой кирпич. Механизированная выделка сырца началась в 30-х гг. XX в. (к протоколу от 1935 г. Богородской артели приложен акт по приемке кирпичеделательного пресса системы Боровической). Затем производилась приемка сырца у резчиков и сушка.

Сушка кирпича производилась в естественных условиях. При этом кирпич закрывали от солнца деревянными щитками. После высушивания кирпич подвозили к печи по доскам на тачках, далее производилась садка кирпича в печь.

Печи устраивались на обжиг (примерно 25 тыс. шт. кирпича). Так, на заводе «Упорный труд» была печь на 28 тыс. шт. кирпича (150 тыс. шт. кирпича в сезон), на заводе «Объединение» – 1 печь на 25 тыс. шт. кирпича (120 тыс. шт. кирпича в сезон), в Богородской артели – 3 печи (1 млн 100 тыс. шт. кирпича в сезон). Когда кирпич был уложен в печь, закладывали дверь и защебенивали верх печи. Обжиг кирпича производился примерно в течение 20 дней. Дрова использовались березовые, их подвозили к печам на лошадях. После обжига кирпич грузили на баржи. В зимний период рабочих занимали на заготовке дров и на катальных производствах.

В начале 50-х гг. XX в. с началом строительства Череповецкого металлургического комбината были снесены деревни и кирпичные заводы. Быстрый рост города требовал скорейшего решения жилищной проблемы. Наиболее прогрессивными были признаны здания из железобетонных панелей заводского изготовления, а здания из глиняного кирпича долгое время практически не строились.

Список литературы

1. Протокол собраний // ЧГА. – Ф. 569, оп. 3, 6.

Раздел 6

ИНФОРМАТИКА

УДК 658.8

В.В. Плашенко

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

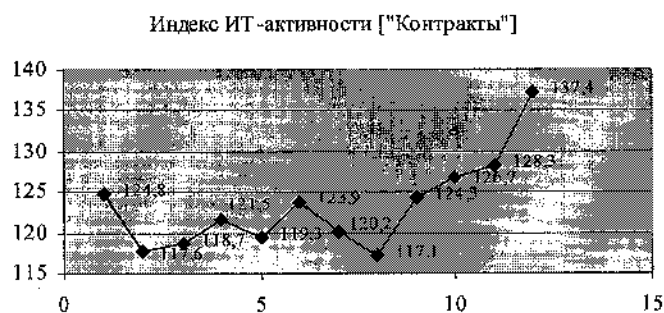
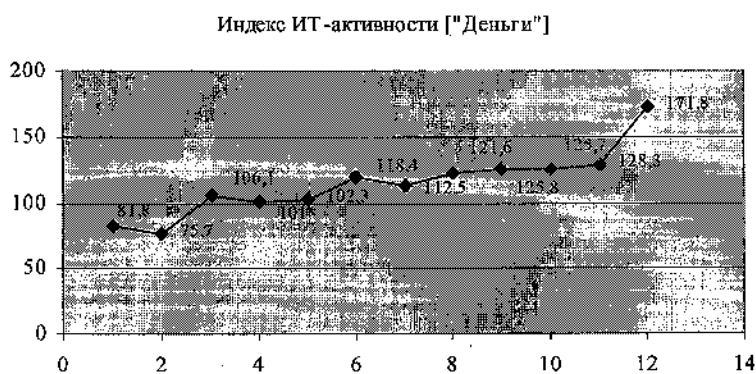
ЭКОНОМИЧЕСКИЙ ЭФФЕКТ ОТ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ СРЕДСТВ АВТОМАТИЗАЦИИ КАК ЧАСТИ ЭФФЕКТА ОТ ПРИМЕНЕНИЯ ПРОИЗВОДСТВЕННОГО ОБЪЕКТА¹ ПРЕДПРИЯТИЯ

Анализ результатов совместного исследования компаний, работающих на российском рынке информационных технологий (ИТ), показывает (см. рисунок), что текущий спрос со стороны российских предприятий на продукты и услуги по автоматизации бизнес-процессов в течение последних пяти лет стабильно возрастает. Усредненный индекс ИТ-активности разбит на две части: кривая «Деньги» показывает динамику доходов ИТ-компаний, кривая «Контракты» – динамику их клиентской базы. Впрочем, основная доля доходов российского ИТ-рынка (до 60 или 65 %) по-прежнему приходится на дистрибуцию компьютерного железа, хотя для «умных» ИТ-услуг по настройке ИТ-инфраструктуры под нужды предприятий

(бизнеса) доходы неуклонно возрастают [1]. Данная динамика характерна и для современных условий реализации производственных процессов предприятий (организаций).

С учетом выявленной тенденции особую актуальность приобретает проблема достоверной оценки доли экономического эффекта от использования средств автоматизации как части эффекта от применения производственного объекта предприятия в целом. Решение данной проблемы имеет прагматическое значение для предварительного отбора ряда средств автоматизации, имеющих наибольшую значимость, с целью получения заранее обусловленной максимальной экономии при решении производственных задач.

¹ Здесь и далее под объектом понимается все то, что является местом какой-нибудь деятельности.



Динамика опроса российских компаний по автоматизации бизнес-процессов

В практике предприятий подсчет доли экономического вклада от использования средств автоматизации довольно затруднителен. В то же время в подавляющем большинстве случаев не представляет трудностей подсчет экономического эффекта, получаемого от использования целого производственного объекта предприятия, включающего и определенное количество средств автоматизации. Очевидно, что часть экономии достигается здесь благодаря использованию в объекте средств автоматизации. Поэтому представляется целесообразным подсчитывать экономический эффект, создаваемый каждым средством автоматизации, как часть экономического эффекта от применения всего объекта в целом.

Наиболее простым является вариант, при котором в производственном (или в другом) объекте предприятия заложено одно средство автоматизации, и оно однозначно обуславливает изменение какого-либо параметра, определяющего весь полученный эффект. Тогда экономический эффект от средства автоматизации равен экономическому

эффекту от всего объекта предприятия. В объектах предприятия может быть реализовано несколько средств автоматизации, улучшающих их параметры и характеристики. Кроме того, в отличие от прототипа, они имеют множество технических решений иного, чем средства автоматизации, уровня, которые также вносят свою долю в общий экономический эффект. В таком случае подсчет экономии, приходящейся только на средства автоматизации, на фоне других решений затруднителен, и поэтому очевидно, что относить всю экономию от применения объекта предприятия только на средства автоматизации нельзя, как бы много их ни было в объекте. Тем не менее иногда при подсчете экономии, приходящейся на одно средство автоматизации, можно идти следующим путем: *относить всю экономию только на счет средств автоматизации и определять экономию, приходящуюся на одно средство автоматизации, как часть всей экономии.*

Суть другого подхода может состоять в следующем: *экономию от средств автоматизации определять как часть всей экономии по отношению к количеству технических решений, заложенных в объекте предприятия.* Для этого объект предприятия расчленяется на группы составляющих его технических решений, каждой группе присваиваются веса (коэффициенты значимости), а экономия, приходящаяся на средства автоматизации, определяется путем умножения всей экономии от объекта предприятия на отношение суммы количества средств автоматизации, умноженных на свой вес, к сумме всех технических решений со своими весами, т.е. [2]:

$$\mathcal{E}_{\text{СА}} = \mathcal{E}_{\text{ОПР}} \cdot \frac{\sum_{i=1}^n m_i \cdot k_i}{\sum_{i=1}^p M_i \cdot k_i},$$

где $\mathcal{E}_{\text{СА}}$ – экономия, приходящаяся на средства

автоматизации, млн р.; $\mathcal{E}_{\text{ОПР}}$ – экономия, приходящаяся на весь объект предприятия, млн р.; n – количество групп решений, содержащих средства автоматизации; m_i, k_i – соответственно количество средств автоматизации и коэффициенты значимости i -й группы; p – количество групп решений, составляющих объект предприятия (предполагается, что $n \leq p$); M_i, k_i – соответственно количество решений и коэффициент значимости i -й группы технических решений.

Недостаток такого подхода заключается в том, что он заранее наделяет средства автоматизации, заложенные в объекте предприятия, экономией. Но главное – он не позволяет выявить действительную экономию, создаваемую средствами автоматизации, на фоне всех реализованных в объекте технических решений, число которых даже в самом простом объекте предприятия может быть достаточно велико. Поэтому определенная таким образом экономия, приходящаяся на средства автоматизации, не всегда будет соответствовать действительной их доли в сложных объектах предприятий. Кроме того, возможно, что в каждом типе изделий (агрегаты, узлы и т.д.) производственного объекта предприятия используется несколько средств автоматизации. В этом случае определенная по вышеприведенному методу экономия, приходящаяся на средства автоматизации, превысит общий экономический эффект, что само по себе абсурдно.

Таким образом, рассмотренные выше методы не дают возможности достоверно оценить долю экономического эффекта, приходящуюся на средства автоматизации, в экономии от всего объекта предприятия в целом. В этой связи, для оценки технической значимости целей и технических решений, предлагается воспользоваться разработанным академиком В.М. Глушковым методом прогнозирования. Его суть в сконцентрированной форме может быть представлена в следующем виде.

Вербальная постановка задачи.

Любой объект предприятия, в который может входить ряд средств автоматизации, предназначен для достижения определенных целей при своем функционировании. В технических описаниях средств автоматизации указываются их целевые установки. Отсюда, по совпадению целей, всегда

можно определить, осуществлению какой задачи (подцели) в объекте предприятия способствует средство автоматизации. На основе предлагаемого метода оценки значимости задач и технических решений для целого объекта предприятия устанавливаются определенные характерные зависимости параметров, позволяющие разрешить проблему определения цели экономии, приходящейся на средства автоматизации, использованные в этом объекте. Оценка значимости задач включает несколько этапов, которые назовем уровнями. Для достижения поставленных целей необходимо осуществление определенных условий – критериев (показателей).

Математическая постановка задачи.

Пусть каждый объект предприятия включает в себя n уровней (4...6 – для простых и до 6...9 – для сложных объектов) и на каждом i -м уровне – матрицу сопоставления подцелей (задач) с показателями (критериями). Цели определяются путем морфологического членения всего круга подцелей (задач), ведущих к улучшению характеристик объекта предприятия, повышающих его технико-экономические показатели. Каждая матрица сопоставления подцелей (задач) с показателями содержит удельный вклад каждой задачи в каждый показатель, а также удельные веса каждого из показателей: значимость каждой k -подцели (задачи) на i -м уровне определяется коэффициентом связи $(r_i)^k$, равным сумме произведений удельных вкладов подцели (задачи) в данный показатель на удельный вес самого показателя, взятого для всех показателей. А значимость каждой цели в объекте предприятия определяется как произведение коэффициентов связи этой цели на каждом уровне, найденных от уровня, на котором эта цель определена, до первого уровня:

$$Z_{\text{ц}} = \prod_{i=1}^n (r_i)^k,$$

где $Z_{\text{ц}}$ – значимость данной цели в объекте предприятия; $(r_i)^k$ – коэффициент связи k -й подцели (задачи) на i -м уровне; n – количество уровней.

Если какая-нибудь подцель (задача) в объекте предприятия достигнута при помощи средства автоматизации, то значимость определяется как

$$Z_{\text{ЦСА}} = Z_{\text{ц}} = \prod_{i=1}^n (r_i)^k,$$

где $Z_{\text{ЦСА}}$ – значимость цели, достигнутой средством автоматизации.

Если средств автоматизации в объекте несколько, то их удельный вес определяется суммарной значимостью подцелей (задач), достигнутых за счет средств автоматизации:

$$U_{\text{СА}} = \sum_{j=1}^m \prod_{i=1}^n (r_i)^k,$$

где $U_{\text{СА}}$ – удельный вес средств автоматизации в объекте предприятия; $j=1, \dots, m$ – количество средств автоматизации, использованных в объекте предприятия.

Тогда экономия, приходящаяся на средства автоматизации, составит

$$\mathcal{E}_{\text{СА}} = \mathcal{E}_{\text{ОПР}} \cdot U_{\text{СА}}.$$

Часто на практике при создании объекта предприятия реализуются не все задачи, выявленные данным подходом, т.е. не все возможные пути улучшения производственных процессов предприятия использованы и не все их параметры (характеристики) улучшены. Тогда значимость средств автоматизации в объекте предприятия повышается, и удельный вес их можно определить по формуле

$$\mathcal{E}_{\text{СА}} = \mathcal{E}_{\text{ОПР}} \cdot U_{\text{СА}} \cdot K_{\text{п}},$$

где $K_{\text{п}}$ – поправочный коэффициент, учитывающий, что не все подцели (задачи) на i -м уровне достигнуты при создании объекта предприятия, и представляющий собой отношение единицы к сумме коэффициентов связи подцелей (задач), достигнутых (решенных) в объекте предприятия на определенном уровне.

Предлагаемый метод позволяет не только определять экономический эффект от каждого сред-

ства автоматизации, с учетом значимости, в процентах от всего объекта предприятия в целом, но и обосновать роль средств автоматизации в производственных процессах предприятия. Конечно, построение «дерева целей» для объекта предприятия требует определенных затрат. Однако с учетом того, что данный метод можно применять для отбора решений в процессе создания объекта, стимулирования появления и использования новых решений, такие затраты окупятся с лихвой.

Рассмотрим пример определения значимости целей предложенным методом для средства, входящего в состав производственного объекта типа «машина технической помощи» (МТП). МТП – мобильное средство, предназначенное для устранения неисправностей и проведения наиболее трудоемких работ по сервисному обслуживанию производственного оборудования. Основные показатели, по которым оценивается качество данного средства, следующие: производительность и стоимость эвакуации 1 т неисправных образцов техники. С целью улучшения этих показателей необходимо выполнение следующих условий (целей, задач): повышение емкости средства; повышение оперативности демонтажно-монтажных и регулировочных работ; увеличение грузоподъемности средства; технологичность конструкции; снижение уровня расходов на эксплуатацию. Относительная величина каждой цели может устанавливаться, в зависимости от ее значимости, для соответствующего показателя методом экспертных оценок (см. табл. 1).

Каждая цель (с первой по пятую) может быть разбита на дальнейшие составляющие подцели второго уровня и свои показатели (см. табл. 2–6). Зависимость между показателями и указанными целями (задачами) на первом уровне представлена в виде матрицы (см. табл. 1). Предположим, что все цели на втором уровне достаточно полно оценены и построения «дерева целей» на третьем уровне не требуется. Необходимо подчеркнуть, что построенная зависимость является общей для всех средств такого типа и по ней можно рассчитывать любой вариант аналогичной конструкции.

Таблица 1

Матрица зависимости между показателями и целями на первом уровне

Показатели	Удельный вес показателя	Цели (задачи)				
		1. Повышение емкости средства	2. Повышение оперативности демонтажно-монтажных и регулировочных работ	3. Увеличение грузоподъемности средства	4. Технологичность конструкции	5. Снижение уровня расходов на эксплуатацию
1. Производительность	0,6	0,4	0,25	0,2	0,05	0,1
2. Стоимость эвакуации 1 т неисправных образцов техники	0,4	0,2	0,2	0,2	0,1	0,3
3. Коэффициент связи	1,0	0,32	0,35	0,08	0,07	0,18

Таблица 2

$$U_{\text{РТС}}^k = \prod_{i=1}^2 r_i^k$$

Второй уровень, первая цель – повышение емкости средства

Показатели	Подцели	
	Повышение емкости транспорта	Повышение скорости заправки консистентными смазками
Количество размещаемого неисправного оборудования и смазки в системе	0,6	0,4
Коэффициент связи	0,6	0,4

Поскольку достигнутая цель роботизации – ускорение процесса погрузки (разгрузки) неисправного оборудования – относится ко второй цели второго уровня – «повышение эффективности всех видов работ», то для нее находим величину значимости по табл. 1, 3:

$$U_{\text{РТС}}^k = 0,35 \cdot 0,6 = 0,21$$

Рассмотрим, как определяется доля экономического эффекта с учетом использования средств автоматизации. Предположим, что в комплект МТП введены грузоподъемные робототехнические устройства, позволяющие ускорить процесс погрузки (разгрузки) неисправных образцов техники. Изготовление данного устройства позволило получить годовой экономический эффект $\Delta_{\text{Опр}}$, млн р. В конструкции грузоподъемного устройства использовано много известных решений, и только одно является роботом. Тогда эффект, приходящийся на долю системы, составит:

Таблица 3

Второй уровень, вторая цель – повышение оперативности демонтажно-монтажных и регулировочных работ

Показатели	Подцели	
	Сокращение времени демонтажно-монтажных и регулировочных работ	Повышение эффективности всех видов работ
Количество затраченной электроэнергии на 1 т неисправного оборудования	0,4	0,6
Коэффициент связи	0,4	0,6

Таблица 4

Второй уровень, третья цель – увеличение грузоподъемности средства

Показатели	Подцели			
	Увеличение массы груза, на перевозку которого рассчитано транспортное средство	Уменьшение веса транспортного средства	Уменьшение веса силовой рамы	Улучшение других эксплуатационных характеристик транспортного средства
Вес конструкции на единицу производительности	0,35	0,25	0,2	0,2
Коэффициент связи	0,35	0,25	0,2	0,2

Таблица 5

Второй уровень, четвертая цель – технологичность конструкции

Показатели	Подцели			
	Увеличение массы груза, на перевозку которого рассчитано транспортное средство	Транспортное средство	Силовая рама	Компоновка и изготовление прочих узлов и агрегатов
Стоимость обслуживания одной тонны неисправного оборудования	0,3	0,45	0,15	0,1
Коэффициент связи	0,3	0,45	0,15	0,1

Таблица 6

Второй уровень, пятая цель – снижение уровня расходов на эксплуатацию

Показатели	Подцели		
	Снижение расхода топлива	Способность увеличения ресурса	Технологичность и удобство обслуживания
Стоимость обслуживания на 1 т	0,4	0,3	0,3
Коэффициент связи	0,4	0,3	0,3

Тогда экономия, приходящаяся на робототехническую систему, была бы равна $\mathcal{E}_{\text{РТС}} = 0,21 \cdot \mathcal{E}_{\text{ОПР}}$, если все цели достигнуты при создании объекта предприятия.

Предположим, что в созданном устройстве достигнуты не все цели, а улучшены только цели 1, 2, 3, а цели 4 и 5 остались на уровне прототипа. Причем только цель 2 достигнута за счет упомянутой системы, а цели 1 и 3 – за счет применения

известных решений. Удельный вес робототехнической системы при этом повышается. Поправочный коэффициент K_n берем как отношение единицы к сумме коэффициентов связи достигнутых целей, т.е.:

$$K_n = \frac{1}{\sum_i r_i} = \frac{1}{0,32 + 0,35 + 0,08} = \frac{1}{0,75}$$

Тогда удельный вес роботизации равен

$$U_{\text{РТС}} = \frac{0,21}{0,75} = 0,28.$$

Отсюда экономия, приходящаяся на роботизацию, составит

$$\Delta_{\text{РТС}} = 0,28 \cdot \Delta_{\text{ОПР}}.$$

Предлагаемая методика может быть применена на разных стадиях научно-технических разработок производственных объектов – от планирования

исследований до оценки экономической эффективности результатов уже используемых разработок.

Список литературы

1. Пичугин Н., Проверина М. Сила технологий // Экономический еженедельник издательского дома «Коммерсантъ». – 2004. – № 2 (467). – С. 82
2. Плащенко В.В. Системный подход к разрешению технико-экономических проблем выбора вариантов производственной деятельности предприятий химической промышленности // Межвуз. сб. науч. статей СПбГИЭУ. – СПб.: СПбГИЭУ, 2004. – С. 112.

УДК 621.397

Н.Е. Сивков, Е.В. Ершов
ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

АНАЛИЗ ПРОЦЕССА ЧТЕНИЯ ДЕТЬМИ КАК ЭТАП ДЛЯ ПОСТРОЕНИЯ СИСТЕМ РАСПОЗНАВАНИЯ ДЕТСКОЙ РЕЧИ

Рассмотрены системы автоматического распознавания детской речи и принципы, лежащие в основе их построения. Исследован этап, на котором у ребенка формируются навыки чтения. Проведен эксперимент, в ходе которого проанализирован речевой сигнал, полученный при чтении детьми дошкольного возраста. Показано, что изучение данного периода позволяет выделить особенности формирования детской речи, обращая внимание на которые можно улучшить процесс автоматического распознавания речи в целом.

Автоматическое распознавание речи – актуальная задача, которой заинтересовались практически сразу после появления компьютеров. Ее решением занимаются уже длительное время. Тем не менее полностью задача автоматического распознавания речи все еще не решена. Существует программное обеспечение, предоставляющее различные услуги по синтезу и анализу речи. В настоящее время проблема синтеза речи решена практически полностью [1], чего нельзя сказать об анализе речи.

В области анализа речи наиболее востребованной остается задача распознавания слитной речи. Существующие системы распознавания речи направлены в основном на взрослых носителей языка. Исследований по автоматическому анализу и

распознаванию детской речи мало. Детскую речь следует выделять в отдельную группу, поскольку она более вариабельна и имеет больший диапазон акустических параметров, что значительно снижает показатель правильно понятых слов в системах, предназначенных для распознавания взрослой речи.

По данным [1], в настоящее время в мире правильное распознавание слитной взрослой речи достигает 80 %. Этот результат получен для структурированных языков, таких как английский и испанский. Для русского языка задача представляется более сложной, поскольку в нем нет фиксированного порядка слов и он менее формализован [1]. Русский язык отличается от большинства европейских языков множеством языковых форм (склонение, спряжение, падеж). С этой точки зрения общеупотребительный словарь русского языка в несколько раз больше английского. Специфической настройки системы распознавания требуют морфология, синтаксис и пунктуация языка [4].

Особенности детской речи на русском языке можно проследить в процессе чтения детьми дошкольного возраста. Поскольку дети читают фиксированный текст, то для них характерна высокая

сированный текст, то это дает возможность сравнивать их речь. Рецептивный характер данного вида речевой деятельности обуславливает большую доступность и легкость его изучения по сравнению, например, с говорением. В этой связи анализ влияния процесса развития навыков чтения у детей на дальнейшее формирование их речи дает базовые элементы для построения систем автоматического распознавания речи, ориентированных на детскую речь.

Для выявления особенностей чтения у детей проводили эксперимент в детских садах № 127 и 6 г. Череповца, в ходе которого еженедельно, в течение восьми недель, группе детей в возрасте от 5 до 6 лет предлагали прочитать один и тот же текст с разными визуальными изменениями (деление на слоги разными способами, запись текста без знаков препинания, выделение некоторых букв или слогов прописными буквами) и наборы слов. Запись вели на цифровой диктофон.

Анализ звуковых файлов показывает, что дети чаще всего делят слова на слоги не в соответствии с традиционной лингвистикой, а по-своему.

Рассмотрим тексты, в которых:

1) нет деления на слоги.

За домом лес. В лесу сосны и ели. Дети пошли в лес. В лесу они видели белку. Белка сидела на ветке. А на снегу следы белки.

В этом тексте помимо традиционного слогового деления («сос-ны») дети членят слово «сосны» следующим образом: «со-сны», «со-с-ны», «со-с-н-ы» (рис. 1);

2) навязанное деление на слоги.

За до-мом лес. В ле-су сос-ны и е-ли. Де-ти пош-ли в лес. В ле-су о-ни ви-де-ли бел-ку. Бе-лка си-де-ла на вет-ке. А на сне-гу сле-ды бел-ки.

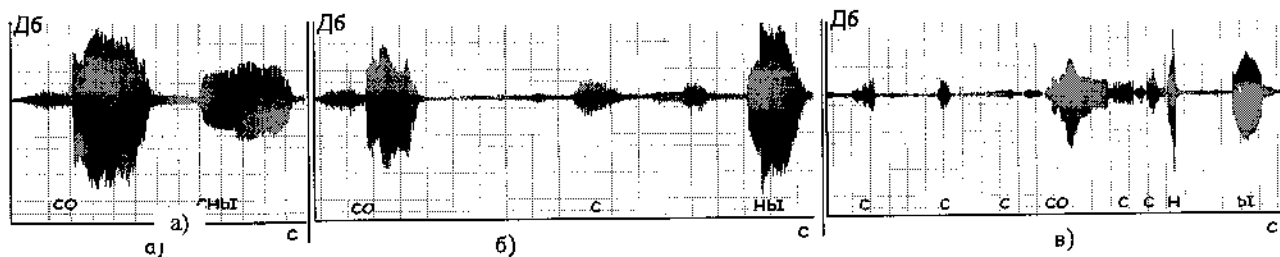


Рис. 1. Способы деления слова «сосны» на слоги: а – «со-сны»; б – «со-с-ны»; в – «со-с-н-ы»

За до-мо-м ле-с. В ле-су со-с-ны и е-ли. Де-ти по-ш-ли в ле-с. В ле-су о-ни ви-де-ли бе-л-ку. Бе-лка си-де-ла на вет-ке. А на с-не-гу с-ле-ды бе-л-ки.

За до-мом лес. В ле-су со-сны и е-ли. Де-ти по-шли в лес. В ле-су о-ни ви-де-ли бел-ку. Бе-лка си-де-ла на вет-ке. А на сне-гу сле-ды бел-ки.

В данных текстах дошкольники в основном придерживаются заданного деления на слоги;

3) без знаков препинания.

За домом лес в лесу сосны и ели дети пошли в лес в лесу они видели белку белка сидела на ветке а на снегу следы белки.

Этот текст дети читают главным образом так же, как текст в пункте 1, т. е. выделяют интонацией те же границы предложений;

4) с выделенными в тексте прописными буквами.

За доМОМ лес. В лесу соСны и ели. ДеТИ пошЛи в лес. В лЕсу они виДЕли белКу. БЕЛКА СИдела на ветКе. А на снеГУ следЫ БЕЛки.

В данном тексте дети не уделяют нужного внимания прописным буквам.

При чтении наборов слов также прослеживается тенденция их своеобразного членения.

В целом, в процессе чтения наблюдается повторение отрезков слов, а также повторение слова целиком после прочтения его по слогам. Например, слово «сосны» дети читают так: «соо-соо-с-н-ны-сосны». В данном примере тире означает паузы, а повторение букв – длительное произнесение.

Исследования, выполненные в [2], показали, что акустические параметры речи в зависимости от возраста меняются по закону, близкому к линейному. В данных исследованиях для повышения процента распознавания детской речи применя-

лась линейная нормализация речевого сигнала, с помощью которой уровень ошибочно распознанных слов снизился до 45 %. Результаты исследований в [2] могли быть лучше в случае примене-

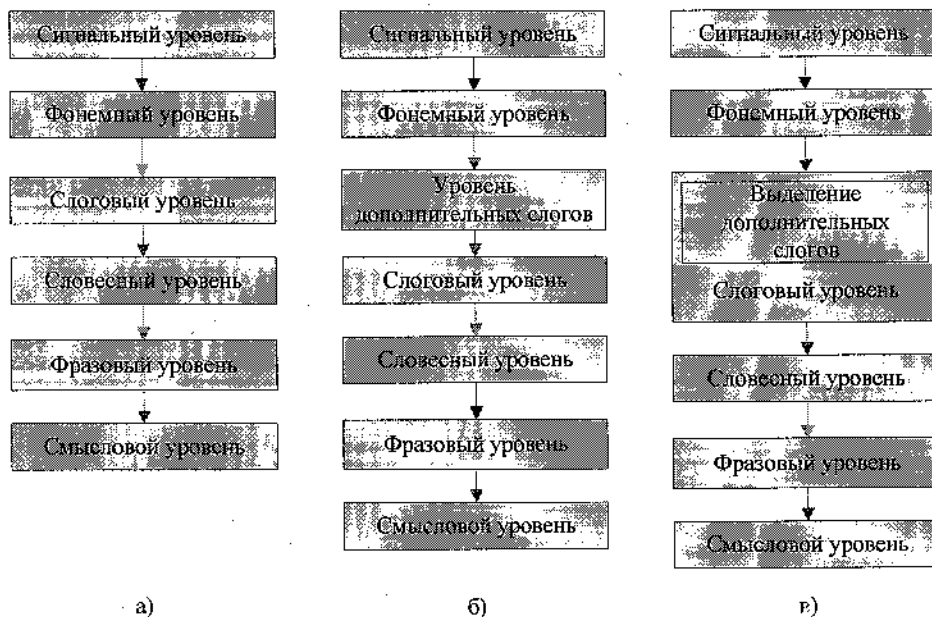


Рис. 2. Многоуровневые модели распознавания речи: а – общий случай; б – с добавлением уровня «дополнительных слогов»; в – с внесением подуровня «дополнительных слогов» в слоговый уровень

ния более сложного метода нормализации. Кроме нормализации, для более эффективного распознавания именно детской речи необходимо построить соответствующую специальную модель, учитывающую особенности чтения детьми слов по слогам, а также многократное повторение частей слов. В данном случае основной проблемой является выделение информативных признаков речи.

Восприятие речи – сложный многоуровневый процесс, в котором тесно переплетены различные уровни: от акустического до семантического. Исходя из этих соображений система распознавания речи строится в виде многоуровневой модели восприятия, неопределенность исходного представления речи в которой постоянно снижается за счет закономерностей композиции элементов различных уровней из элементов более низких уровней. При таком иерархическом делении модель содержит следующие уровни (рис. 2, а): сигнальный, фонемный, слоговый, словесный, фразовый, смысловой [5].

Для систем распознавания взрослой речи выделения данных уровней достаточно, однако при работе с детской речью необходимо добавить промежуточный «Уровень дополнительных сло-

гов» (рис. 2, б) между фонемным и слоговым уровнями или внести его в качестве подуровня в слоговый уровень (рис. 2, в). Этот уровень нужно выделять, поскольку, как было показано в проведенном исследовании, детское слогоделение редко удовлетворяет какой-либо теории слога. Ребенок делит слово на слоги так, чтобы это слово было удобнее прочитать.

Таким образом, проектируя базовые элементы системы автоматического распознавания речи для детей, нельзя упускать особенностей чтения детей данного возраста. Знание таких особенностей, как членение на слоги, паузы, многократное повторение, ошибочное произнесение букв, позволяет лучшим образом настроить систему на правильное понимание речи ребенка. Также необходимо учитывать высокую вариабельность детской речи и применять более сложные алгоритмы нормализации звуковых данных, нежели линейные. В многоуровневую модель распознавания детской речи следует добавить промежуточные уровни, специфичные для взрослых носителей языка (например, «Уровень дополнительных слогов» между фонемным и слоговым уровнями).

Список литературы

1. Мельников С. Точность распознавания речи доходит до 90 % [Электронный ресурс]: Журн. CNews Analytics. – Электрон. журн. – М., 2007. – Режим доступа к журн.: <http://www.cnews.ru>.
2. Narayanan S., Potamianos A. Creating Conversational

Interfaces for Children // IEEE Transactions on speech and audio processing. – 2002. – Vol. 10, № 2. – P. 65–78.

3. Фролов А.В., Фролов Г.В. Синтез и распознавание речи. Современные решения. [Электронный ресурс]: Электрон. библиотека книг братьев Фроловых. — Режим доступа: <http://www.frolov-lib.ru>.

4. Цейтлин С.Н. Направления и аспекты изучения дет-

ской речи. Детская речь как предмет лингвистического исследования. – СПб., 2004. – С. 275–278.

5. Кисляков С.В. Разработка и исследование метода распознавания фонем русского языка на основе аппарата линейного предсказания: Дис. ... канд. техн. наук: 05.12.13 / Кисляков Сергей Викторович. – СПб., 2004. – 200 с. – РГБ ОД, 61:05-5/535.

УДК 681.3

А.Н. Сухарев, Е.В. Ершов

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

МЕТОД ПОСТРОЕНИЯ КОМПЬЮТЕРНЫХ КАРТ РОГОВИЦЫ ГЛАЗА ЧЕЛОВЕКА

Актуальность. Компьютерные карты (кератотопограммы) предоставляют обширную и очень наглядную информацию о распределении оптической силы и кривизны роговицы человеческого глаза по всем меридианам, в центре и на периферии. Кератотопограммы находят широкое применение также и в лазерных технологиях при проведении персонализированной абляции роговицы глаза человека. Имеется два типа кератотопографов: первые базируются на эффекте отражения (Reflection-based Topography Systems), в них сначала определяются координаты точек роговицы, а затем строится карта высот; вторые – проекционного типа (Projection-based Topography Systems), в которых сначала определяются высоты точек роговицы, а затем рассчитываются радиусы кривизны. Но существующие алгоритмы построения карты поверхности роговицы в доступных по стоимости кератотопографах не позволяют анализировать поверхность роговицы около вершинной точки. Это, в свою очередь, затрудняет работу программы расчета абляции на эксимер-лазерной установке Олимп-2000.

Цель. Разработать новый алгоритм построения кератотопограммы глаза человека с возможностью анализа центральной области роговицы с целью точного определения центра роговицы для последующего применения при персонализированной абляции на эксимер-лазерной установке Олимп-2000.

Материалы и методы. Проведен анализ компьютерных карт, полученных с помощью керато-

топографа Tomey TMS-3. Конструирование формы поверхности роговицы начинается с анализа изображения колец, полученных на роговице от проекции меток видеокератоскопа. На изображение накладывается полярная система координат, и каждое кольцо разбивается на 256 точек, положение каждой из которых определяется ее меридианом и расстоянием от центра.

Для того чтобы правильно оценить показания кератотопографа, необходимо знать особенности геометрии роговицы. Из курса общей офтальмологии известно, что роговица имеет в норме кривизну передней поверхности от 7,0 до 8,4 мм, причем некоторые исследователи отодвигают верхнюю границу нормы до 8,6 мм. Эти цифры берутся из показаний офтальмометра, то есть измеряется только центр роговицы. В большинстве измерений в оптическом центре роговица имеет почти правильную сферическую форму, и измеренный на офтальмометре радиус роговицы можно продолжить на 5–6-миллиметровую центральную зону роговицы. Далее к периферии радиус кривизны роговицы несколько уплощается, что геометрически делает профиль роговицы не сферической, а эллипсоидной формы.

F_1 и F_2 – фокусы эллипса (рис. 1), главные оси эллипса (большая и малая) лежат по осям X и Y . Для любой точки P , лежащей на орбите эллипса, характерна следующая особенность: сумма расстояний от этой точки до каждого из фокусов есть величина постоянная, для данного примера она равна $2a$. Для описания величины элонгации (вы-

тянутости) эллипса введено понятие *эксцентриситет* (e), который вычисляется по формуле

$$e = c/a.$$

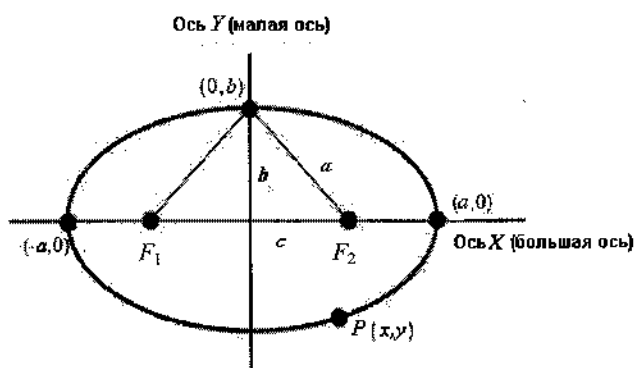


Рис. 1. Геометрия эллипса

Из рис. 1 видно, что при $c = 0$ (т.е. фокусы совпадают) $e = 0$, что характерно для круга. Величина эксцентриситета, равная 1,0, описывает другую поверхность – параболу, следовательно, для эллипса $0 < e < 1,0$. В клинической практике значение эксцентриситета важно при подборе кератоконусных жестких контактных линз. При данной патологии из-за значительного локального выпячивания роговицы значение e может быть больше 1,0.

Из значения эксцентриситета рассчитывается так называемый шейп-фактор (“shape factor”, дословно можно перевести как «фактор формы») по формуле

$$p = 1 - e^2.$$

Данную величину применяют для описания формы роговицы, используя также ее вершинный радиус r , определяемый по формуле Бейкера:

$$y = \sqrt{2rx - px^2}.$$

Более наглядно это отражено на рис. 2.

Значение шейп-фактора $0 < p < 1,0$ описывает уплощающийся эллипс, что чаще всего характерно для нормальной роговицы (85–90 % наблюдений). При $p > 1,0$ эллиптическая поверхность роговицы

имеет более плоскую кривизну в центре, чем на периферии, что отмечается после рефракционных операций по коррекции миопии и случается менее часто (10–15 %) как вариант физиологической нормы. Значение шейп фактора варьирует от 0,19 до 1,47. В среднем оно составляет 0,74–0,89. При астигматизме величина шейп-фактора может быть различная для каждого главного меридиана.

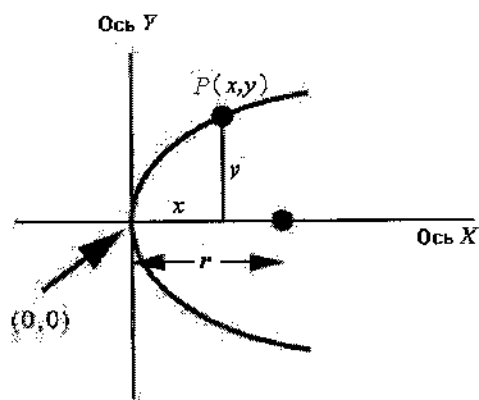


Рис. 2. Расчет шейп-фактора

Для описания эллиптической формы роговицы М.В. Лотмар предложил формулу

$$x = \frac{y^2}{2r} \left[1 + \frac{5}{28} \left(\frac{y}{r} \right)^2 - \frac{1}{12} \left(\frac{y}{r} \right)^4 \right],$$

где r – вершинный радиус кривизны; y – расстояние от фокуса эллипса до точки на его поверхности (на чертеже – от красной точки до точки P); x – высота точки P . Данная формула описывает достаточно точно среднестатистическую роговицу с вершинным радиусом 7,8 мм и шейп-фактором 0,6.

Цель алгоритма обработки изображения состоит в том, чтобы, оценив местоположение каждой точки в двумерном изображении, определить ее расположение в трехмерной системе координат. Наиболее эффективным алгоритмом является алгоритм Кlien, в котором роговичные точки соединяются гладкой непрерывной кривой, что более приближено к естественной модели поверхности роговицы. Вычисления базируются на угловой высоте каждой точки отражения и двух положениях, приведенных ниже:

– поверхность смоделирована кубической полиномиальной кривой;

– выбранная точка поверхности расположена в пересечении отраженного луча и расчетной полиномиальной кривой.

Чертеж, приведенный на рис. 3, объясняет все этапы этого алгоритма.

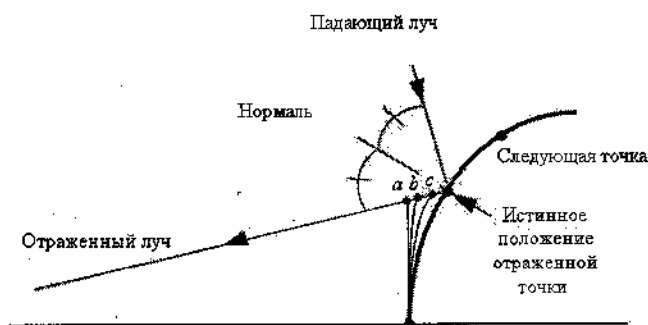


Рис. 3. Алгоритм Кlien

1. Предполагается, что отраженная точка первого кольца расположена прямо над вершиной роговицы (точка *a*).

2. Сравнивается угол падения с углом отражения в этой точке. Если угол падения получается больше, проекцию точки немного отодвигают по направлению отраженного луча (точка *b*).

3. Рассчитывается полиномиальная кривая, соединяющая точку *b* с вершиной роговицы.

4. Повторяются шаги 2 и 3 до тех пор, пока угол падения и угол отражения не будут равны в пределах заранее определенной погрешности.

5. С помощью координаты полученной точки рассчитываются координаты последующих точек.

6. Расчеты повторяются для каждого меридиана.

В результате была построена усовершенствованная математическая модель расчета поверхно-

сти роговицы с применением в качестве миры концентрических колец Плачидо и добавлением двух щелей, проходящих через центр роговицы (рис. 4). Затем данная модель была применена для персонализированной абляции на эксимер-лазерной установке.

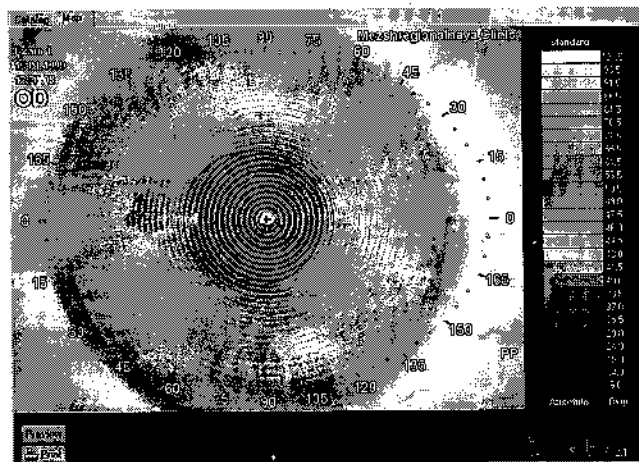


Рис. 4. Распознанные кольца Плачидо на роговице глаза человека

Результаты. В результате применения двух щелей, проецируемых на роговицу человека и проходящих через центр роговицы, стало возможным автоматическое определение центра абляции при использовании кератотопограммы для персонализированной операции по эксимер-лазерной коррекции зрения.

Выводы. Положительные результаты автоматического определения центра роговицы и достоверного построения кератотопограммы в центральной оптической зоне дают возможность изготовления доступного по стоимости кератотопографа с достаточно точным моделированием центральной зоны роговицы глаза человека.

УДК 621.82

Е.Н. Бирюков, Е.В. Ершов
ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОГО ПОДШИПНИКА СКОЛЬЖЕНИЯ

Для решения задач по синтезу параметров, оптимальных алгоритмов при создании устройств

диагностирования целесообразно использование математической модели, описывающей происхо-

дящие в рассматриваемом объекте процессы и их взаимосвязь с используемым диагностическим признаком. В данной статье приводится математическое описание электрического сопротивления среднескоростных крупногабаритных гидродинамических подшипников скольжения при наличии различных макрогеометрических отклонений рабочих поверхностей от нормальной формы, локальных дефектов шейки вала и вкладыша, нарушений условий смазки и при потере динамической устойчивости вращения вала.

Основное влияние на электрическое сопротивление подшипника оказывает флуктуирующая толщина смазочной пленки в зоне трения. Для упрощения вычислений выделим основные факторы, влияющие на ее формирование. К ним относятся макрогеометрические характеристики рабочих поверхностей, скорости их относительного перемещения, конструктивные и реологические свойства смазочных материалов и нагрузка в контакте. Для построения математической модели необходимо совместное решение двух задач:

– описание движения вала в подшипнике скольжения (расчет равновесного положения цапфы во вкладыше и флуктуаций радиального перемещения вала и положения линии центров) в зависимости от конструктивных параметров и влияющих факторов;

– расчет электрического сопротивления подшипника скольжения при известной функции движения вала.

Математическая модель процессов, определяющая закономерности поведения электрического сопротивления опор скольжения, может быть создана с применением положений теорий нестационарных процессов в гидродинамических подшипниках скольжения (в исследуемых подшипниках, кроме собственного веса вала, нагружение осуществляется центробежными силами, связанными с несбалансированностью вала, вызывая движение вала по замкнутой траектории), контакта реальных поверхностей и электропроводности контакта двух тел.

Модель динамического поведения ротора

Рассмотрим первую задачу – определение траектории движений шейки вала в подшипнике

скольжения в зависимости от конструктивных параметров и влияющих факторов. Значительная нелинейность гидродинамических реакций рассматриваемых подшипников, обусловленная режимами работы последних с большими относительными эксцентриситетами ($\bar{e} > 0,1$), делает невозможным использование методов, основанных на линейном приближении. Эффективным средством моделирования, учитывающим нелинейные особенности и удовлетворяющим условиям поставленной задачи, является метод траекторий [1]. Он основан на совместном численном интегрировании системы уравнений гидродинамики несущего слоя и уравнений движения ротора. Траектории движения шейки вала представляют собой геометрическое место точек, определяющих положение центра опорной части ротора, движущегося под действием системы внешних возмущающих сил и реакций смазочного слоя в определенный момент времени. Местонахождение каждой точки характеризуется эксцентриситетом e и углом положения линии центров φ в полярной системе координат.

Сложность исследуемых процессов не позволяет выполнить их строгое описание аналитическими зависимостями, поэтому с учетом применяемых уровней моделирования в работе используется ряд ограничений, предположений и допущений:

– геометрическая ось жесткого ротора агрегата совершает только перемещения, параллельные поверхности вкладыша (т.е. возможна только цилиндрическая прецессия вала как твердого тела), а поверхности, образующие смазочный зазор, недеформируемы и имеют в случае отсутствия дефектов круглоцилиндрическую форму;

– смазочный материал является несжимаемой ньютоновской жидкостью, так как неньютоновские свойства слабо влияют на рассчитываемую толщину слоя [2];

– теплофизические параметры среды (температура и вязкость) по толщине смазочного слоя изменяются несущественно;

– возможно только ламинарное течение смазочного материала;

– отсутствует перемещение вала в осевом направлении.

Действующие на подшипник нагрузки можно разделить на условно-постоянные и зависящие от

движения ротора. К первой группе относятся силы тяжести, колебания фундамента и т.д. Вторую группу составляют силы от неуравновешенности, реакции опор и уплотнений, силы электромагнитного происхождения и др. К основным силам, действующим на вал, относятся реакция подшипников (гидродинамическая реакция подшипников и силы трения смазочного материала), вес ротора и центробежные силы, определяющиеся дисбалансом. Действующую распределенную нагрузку заменим на эквивалентную сосредоточенную силу P , величина и направление которой определяются по принципу суперпозиции векторной суммой центробежной силы и силы тяжести, точка приложения находится в центре масс ротора, при этом плоскость вращения перпендикулярна оси, соединяющей геометрические центры подшипников. Действующая на каждую в отдельности опору сила P определяется из уравнений квазистатического равновесия ротора. Так, для двухопорного симметричного механизма $P = 0,5P_0$, где P_0 – общий вес ротора. Введем системы координат xuz и XU . Плоскость xz совместим с плоскостью, касательной к опорной поверхности подшипника в точке, относительно которой будем рассматривать движение смазочного материала, при этом координаты x и α (окружная переменная) связаны зависимостью $x = \alpha \cdot R$, где R – радиус вкладыша подшипника. С учетом принятой системы координат система уравнений движения жесткого ротора будет иметь вид:

$$\begin{cases} m\ddot{X} = F_X + m\Delta\omega^2 \sin \omega t; \\ m\ddot{Y} = F_Y + m\Delta\omega^2 \cos \omega t + mg, \end{cases}$$

где m и Δ – масса ротора, приходящегося на одну опору, и удельная неуравновешенность вала; X и Y – координаты положения центра цапфы в радиальном зазоре подшипника; ω – частота вращения ротора; t – время; t_0 – время одного оборота; F_X , F_Y – проекции реакции смазочного слоя подшипников F на соответствующие оси. Они включают две составляющие: силу трения смазочного слоя F^T и равнодействующую гидродинамического давления R , т.е. $F_X = F_X^T + R_X$,

$F_Y = F_Y^T + R_Y$. Реакция гидродинамического давления определяется численным интегрированием поля давлений p :

$$R_X = \int_0^L \int_0^{\pi D} p \sin \alpha \, dx \, dz; \quad R_Y = \int_0^L \int_0^{\pi D} p \cos \alpha \, dx \, dz.$$

Поле давлений определяется численным решением уравнения Рейнольдса:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(h^3 \frac{\partial p}{\mu \partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(h^3 \frac{\partial p}{\mu \partial z} \right) = 6 \frac{\partial}{\partial x} (Uh) - 12V, \quad (1)$$

где V – скорость движения точки на поверхности шейки вала в радиальном направлении. Уравнение (1) относится к уравнениям эллиптического типа и требует задания граничных условий:

а) $p = 0$ – на торцах подшипника;

б) $p = p_n$ – в маслораспределительных устройствах (смазочные канавки и карманы);

в) $p = 0$; $\frac{\partial p}{\partial x} = 0$ – в месте окончания смазочного слоя,

где p_n – давление подачи смазки в камере (жиклере).

Условие в) получается из условия непрерывности потоков смазки и соответствует максимальной протяженности эпюры положительных давлений, что эквивалентно условию $p \geq 0$ в области существования избыточных давлений. Оно может определяться как конструктивными особенностями (например, границей рабочей поверхности в неполноохватных подшипниках) и, следовательно, считаться известным, так и находиться в результате итерационного процесса, заключающегося в последовательном передвижении границ до получения решения, не имеющего отрицательных значений давления. Для точного определения p_n следует включить в математическую модель уравнение баланса расходов, что сильно усложнит последнюю. Большинство рассматриваемых подшипников имеют фронтальную подачу смазочного материала, причем жиклеры находятся вне зоны существования избыточных давлений, что позволяет вовсе отказаться от данного условия. В случаях положения питающих камер в зоне несущего

смазочного слоя будем считать p_n постоянным и априорно определенным. Выражение радиального зазора и, следовательно, толщины смазочного слоя в области его существования в случае идеальной цилиндрической формы поверхностей шейки вала и вкладыша будет выглядеть следующим образом:

$$h = h_0 - X \cdot \sin \alpha - Y \cdot \cos \alpha,$$

где h_0 – номинальный радиальный зазор. Наибольшее распространение для решения уравнения Рейнольдса (1) получили численные методы, основанные на методах конечных разностей (МКР) и конечных элементов (МКЭ). При расчете используется неструктурированная адаптивная конечно-элементная сетка. На рис. 1 представлен пример рассчитанного нормированного поля давлений гидродинамического подшипника скольжения (угол охвата 180° , $D = L = 350$ мм).

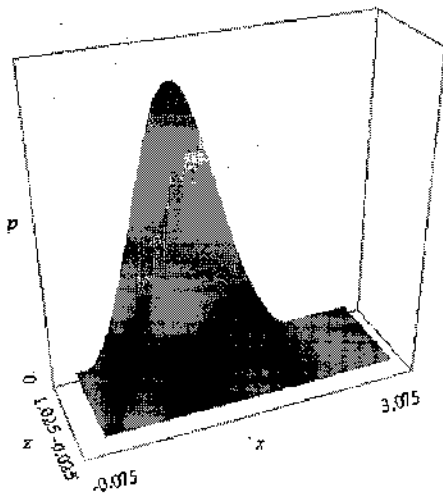


Рис. 1. Поле давлений гидродинамического подшипника скольжения, полученного по предложенному алгоритму МКЭ

Для определения силы трения необходимо знать касательное напряжение в смазочном слое. Согласно [3], $\tau = \frac{h \partial p}{2 \partial x} + \frac{\mu U}{h}$. Тогда проекции сил трения равны:

$$F_X^T = \int_0^L \int_0^{\pi D} \tau \sin \alpha \, dx \, dz; \quad F_Y^T = \int_0^L \int_0^{\pi D} \tau \cos \alpha \, dx \, dz.$$

После ввода безразмерных параметров и переменных $\bar{X} = \frac{X}{h_0}$, $\bar{Y} = \frac{Y}{h_0}$, $\bar{t} = \frac{t}{t_0}$, $Q = \frac{m \Delta \omega^2}{p_0 DL}$, $G = \frac{mg}{p_0 DL}$, $\bar{F}_X = \frac{F_X}{p_0 DL}$, $\bar{F}_Y = \frac{F_Y}{p_0 DL}$, $\Lambda = \frac{m h_0}{p_0 DL t_0^2}$ уравнения движения примут вид:

$$\begin{cases} \Lambda \bar{Y}'' - \bar{F}_X = Q \sin(2\pi \bar{t}); \\ \Lambda \bar{Y}'' - \bar{F}_Y = Q \cos(2\pi \bar{t}) + G, \end{cases} \quad (2)$$

где знак «'» означает дифференцирование по безразмерному параметру \bar{t} . Решение системы уравнений (2) аналитически не представляется возможным, поскольку отсутствуют аналитические зависимости для реакций смазочного слоя и их производные. Анализ возможных решений численными методами подробно изложен в [4]. По результатам расчетов [4] наиболее оптимальным по показателю «время расчета – точность вычислений» является применение метода Рунге-Кутты.

Определим зону проводимости – участок смазочной пленки, в котором выделяется основная часть электрической мощности приложенного тока. Пренебрегая краевыми эффектами, границей зоны проводимости будем считать место обрыва смазочного слоя (изобару $p = 0$, $\frac{\partial p}{\partial x} = 0$, $\frac{\partial p}{\partial z} = 0$).

Основными оставляющими электрического сопротивления подшипника R_s считаются сопротивление стягивания $R_{СТ}$ и сопротивление смазочной пленки $R_{СП}$.

$$R_s = R_{СТ} + R_{СП}.$$

В условиях жидкостной смазки, характерной для большинства рассматриваемых подшипников, влияние сопротивления стягивания на общее сопротивление незначительно. Схему замещения смазочного слоя можно представить в виде параллельного соединения идеальных активного сопротивления r_1 и емкости C_1 , а комплексное сопро-

тивление можно записать так: $Z_1 = \frac{r_1 - j \omega r_1^2 C_1}{1 + (\omega r_1 C_1)^2}$.

Считая, что через узел протекает постоянный ток, обеспечивающийся стабилизированным источником, можно пренебречь влиянием емкости смазочного слоя подшипника. Поэтому в дальнейшем будем рассматривать обобщенную схему, содержащую одну ячейку – активное сопротивление.

Активное сопротивление смазочного слоя определяется толщиной гидродинамической пленки, разделяющей рабочие поверхности, и удельным электрическим сопротивлением смазочного материала. Согласно теоретическим данным, при уменьшении толщины слоя жидкого диэлектрика его удельное сопротивление и электрическая прочность должны возрастать, поскольку количество примесей, способных образовывать проводящие мостики, уменьшается. Однако экспериментальные испытания подтвердили данную гипотезу только для толщин слоя $10^{-5} - 10^{-3}$ м, для более тонких пленок удельное сопротивление существенно не изменяется [4], а величина активного сопротивления имеет близкую к линейной, монотонную зависимость от толщины [5]:

$$R_{СП} = \rho_{СМ} \cdot \frac{h}{S_h},$$

где h – толщина смазочной пленки; $\rho_{СМ}$ – удельное сопротивление смазочного материала ($10^5 - 10^{13}$ Ом · м для наиболее часто применяемых синтетических и турбинных масел); S_h – площадь, на которой толщина смазочной пленки равна h .

При разделении поверхностей только граничным слоем смазочного материала (толщина превышает значение, соответствующее началу туннельного эффекта и составляет 0,1...1 мкм) наблюдается уменьшение удельного сопротивления смазочной пленки на несколько порядков. Активное сопротивление смазочной пленки определяется так:

$$R_{СП} = \rho_{ГП} \cdot \frac{h}{S_h},$$

где $\rho_{ГП}$ – удельное сопротивление граничной смазочной пленки.

Если толщина смазочного слоя, разделяющего движущиеся поверхности, составляет менее 10 нм, пленка имеет туннельную проводимость и очень низкое сопротивление, которое в рамках разрабатываемой модели условно будем считать равным нулю. Таким образом, в разрабатываемой модели предполагается, что при разрыве контакта между шейкой вала и вкладышем проводимость промежутка резко падает и при дальнейшем увеличении зазора существенно не изменяется, что не противоречит экспериментальным данным и выводам, полученным в [3].

Моделирование геометрических характеристик рабочих поверхностей подшипников скольжения

Для оценки влияния различных отклонений от идеальных геометрических форм на функцию изменения электрического сопротивления необходимо составить математическое описание поверхности вкладыша и шейки вала подшипника. Для анализа влияния волнистости и макроотклонений на общее электрическое сопротивление подшипника функцию радиального зазора h , с учетом принятого допущения о параллельности осей ротора и подшипника, удобно представить в виде

$$h = h_0(1 - \bar{e} \cos(\alpha - \varphi)) + f_0 \cos(m_0 \alpha),$$

где f_0 и m_0 – амплитуда и частота волнистости. На рис. 2 приведен пример графика функции ра-

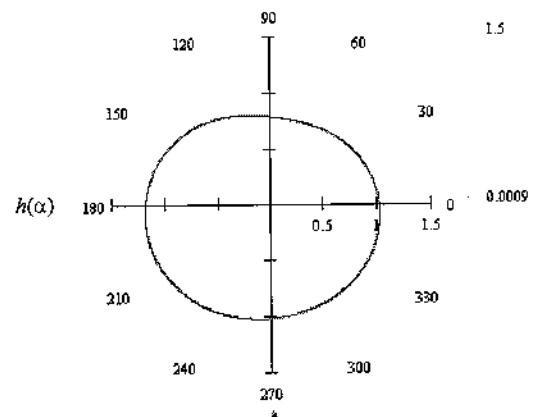


Рис. 2. График функции радиального зазора с эллипсностью вкладыша ($h_0 = 1$; $\varphi = 0,3\pi$; $f_0 = 0,1$; $m_0 = 2$; $e = 0,15$)

диального зазора с эллипсностью вкладыша в полярной системе координат.

Для синтеза функции радиального зазора подшипника, имеющего локальные дефекты, необходимо сформировать основные требования к ней. Данная функция должна иметь участок с одинаковой (максимальной) амплитудой и границей в форме окружности или прямоугольника, а также спадающие до нуля симметричные боковые участки также с внешней границей в виде прямоугольника либо окружности. Геометрию локальных дефектов можно моделировать различными способами. Для решения поставленной задачи наиболее приемлемым будет использование аппроксимации кубическими В-сплайнами 4-го порядка. Сплайн в В-форме является суммой базисных сплайнов, каждый из которых отличен от нуля на некотором небольшом интервале. Он определяется последовательностью узлов, среди которых могут быть повторяющиеся. Число повторений узла определяет гладкость сплайна в точках разрыва. Во внутренних точках разрыва порядок сплайна равен сумме числа повторений узлов в последовательности и числа условий непрерывности в точке разрыва. Метод удобен для реализации на персональном компьютере и удовлетворяет поставленным требованиям. Сначала форма дефекта задается опорными плоскими гранями, а затем аппроксимируется с помощью аппарата функций Безье (рис. 3).

В основу предпосылок использования электро-резистивного метода для поиска локальных дефектов заложена гипотеза о том, что при попадании дефекта в зону трения, вследствие релаксации

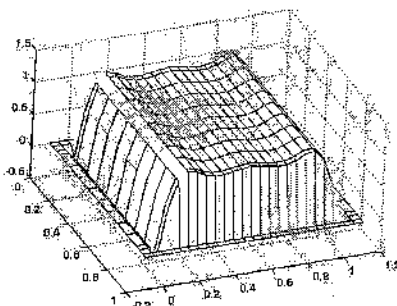
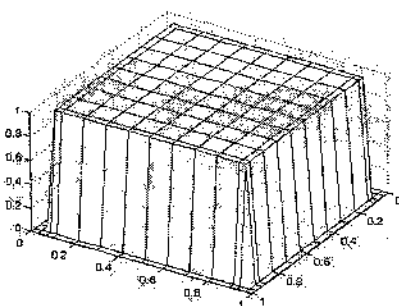


Рис. 3. Моделирование дефекта опорными плоскими гранями и аппроксимация с помощью функций Безье

гидродинамического давления, происходит снижение толщины смазочного слоя и соответственно уменьшение среднего сопротивления смазочного слоя. Поскольку локальные дефекты не предполагают регулярный характер геометрии поверхности, невозможно применение интегральных параметров. Однако это же ограничение позволяет использовать в местоположении дефекта адаптивный шаг сетки, равный расстоянию между узлами моделирующего кубического сплайна.

Разработанная математическая модель позволяет учитывать влияние макроотклонений, волнистости и локальных дефектов на динамическое изменение положения шейки вала в подшипнике скольжения, на функцию изменения толщины смазочной пленки и в итоге – на функцию изменения электрического сопротивления. Для проверки адекватности разработанной математической модели выполнялись замеры электрического сопротивления подшипников скольжения типа КПК-350 электродвигателя постоянного тока привода пятиклетьевого стана. Во всех случаях после вскрытия подшипников (аварийного или во время планового ремонта) результаты, полученные с помощью математической модели, соответствовали экспериментальным.

Список литературы

1. Савин Л.А., Соломин О.В. Моделирование роторных систем с опорами жидкостного трения. – М.: Машиностроение-1, 2006. – 444 с.
2. Кодяур Д.С. Контактная гидродинамика смазки деталей машин. – М.: Машиностроение, 1976. – 304 с.
3. Пугачев А.О. Динамика переходных режимов работы роторов на радиальных подшипниках скольжения: Дис. ... канд. техн. наук. – Орел, 2004. – 180 с.
4. Кончиц В.В., Мешков В.В., Мышкин Н.К. Триботехника электрических контактов. – Минск: Наука и техника, 1986. – 256 с.
5. Корндорф С.Ф. Контроль повышения температуры в зонах трения при наличии смазочной пленки // Контроль. Диагностика. – 2004. – № 9. – С. 27–30.

АНАЛИЗ АЛГОРИТМОВ МНОГОМЕРНОГО КОНТРОЛЯ С МИКРОПРОЦЕССОРАМИ ОГРАНИЧЕННОЙ КОНФИГУРАЦИИ

В системах связанного управления по нескольким параметрам технологического процесса (например, двум – x и y [1]) в случае применения многомерных датчиков (рис. 1), преобразующих неявную информацию о состоянии объекта контроля и управления (ОКиУ) в измеренные значения ($u1'$, $u2'$) соответственно своим разнофункциональным градуировочным характеристикам ($f1(x, y)$, $f2(x, y)$), возникает необходимость определения аргументов (x и y) путем решения системы нелинейных уравнений

$$\begin{cases} f1(x, y) = u1'; \\ f2(x, y) = u2' \end{cases} \quad (1)$$

с допустимыми погрешностями Δx и Δy .

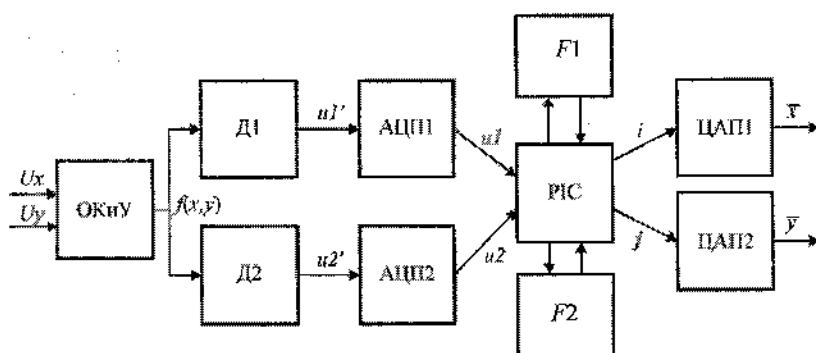


Рис. 1. Структура тракта многомерного контроля и управления: ОКиУ – объект контроля и управления; Д1, Д2 – многомерные датчики; АЦП1, АЦП2 – аналого-цифровые преобразователи; PIC – программируемый интерфейсный контроллер; F1, F2 – матрицы памяти; ЦАП1, ЦАП2 – цифро-аналоговые преобразователи

Вычислительные средства достаточных конфигураций и ресурсов позволяют решать систему (1), например, используя готовые математические пакеты [2] в алгоритмах управления. Однако при повышенных требованиях к быстродействию, функциональной и аппаратной надежности встроенных в измерители вычислителей необходимо минимизировать конфигурацию последних.

Минимальной конфигурации удовлетворяют структуры контроллеров типа PIC (Peripheral Interface Controller) с математическими действиями типовых АЛУ процессоров [3]. В этой связи необходимо рассмотреть возможность их применения в поставленной задаче с учетом технических ограничений.

Основные противоречивые альтернативы в решении задачи – методы аппроксимации и интерполяции измерительных функций, математическое обеспечение контроллера, объем памяти для реализации решающей программы и число операций, характеризующих быстродействие по обработке и выдаче сигналов управления.

Анализ возможных алгоритмов извлечения информационных сигналов о состоянии ОКиУ предлагается проводить при представлении измерительных (градуировочных) многомерных функций в виде матриц $F1'$ и $F2'$, элементы которых определяются i -ми – j -ми комбинациями значений $u1'_{i,j}$ и $u2'_{i,j}$, измеренных датчиками Д1 и Д2 в заданном диапазоне возможных изменений параметров x и y (см. рис. 1). При этом $i = 0, 1, \dots, n1$ и $j = 0, 1, \dots, n2$, а $n1, n2$ – числа минимально требуемых тарировок, определяемые допустимыми погрешностями контроля Δx и Δy по известному устанавливаемым параметрам x и y соответственно. Пусть $\Delta x = \Delta y$ и $n1 = n2 = n = 100$, т.е. допустимая относительная погрешность контроля составляет 0,01 (1%) по каждому параметру, что определит матрицы как квадратные размерами $(n+1) \times (n+1)$.

При помещении элементов $F1'_{i,j}$ и $F2'_{i,j}$ в матрицы памяти необходимы АЦП на каждый датчик с нормирующими коэффициентами $K1$ и $K2$, учитывающими полное заполнение матриц

для максимальной информативности, т.е.

$$K1 = \frac{255}{\max_{i=0,1,\dots,n; j=0,1,\dots,n} F1'_{i,j}} ;$$

$$K2 = \frac{255}{\max_{i=0,1,\dots,n; j=0,1,\dots,n} F2'_{i,j}} ,$$

что обеспечит переход к однобайтовому представлению рабочих элементов $F1_{i,j}$ и $F2_{i,j}$ как

$$F1_{i,j} = \text{floor}(K1 \cdot F1'_{i,j}) \text{ и } F2_{i,j} = \text{floor}(K2 \cdot F2'_{i,j}).$$

После этого параметрами нормированных функций становятся индексы i и j – двоичные эквиваленты параметров x и y , но искаженные процессами квантования в пределах погрешностей и восстановленные ЦАП с коэффициентами, обратными $K1$ и $K2$ до уровней

$$\bar{x}_i = \frac{\Delta x \cdot i}{K1} \text{ и } \bar{y}_j = \frac{\Delta y \cdot j}{K2} .$$

Значения сигналов $u1'$ и $u2'$, обрабатываемые контроллером, также становятся нормированными:

$$u1 = \text{floor}(K1 \cdot u1')$$

и

$$u2 = \text{floor}(K2 \cdot u2').$$

Матрицы $F1$ и $F2$, полученные по условиям погрешностей воспроизведения, имеют размеры 101×101 и содержат по 10 201 значений каждая. Фрагменты матриц представлены в (2) для $i = 0, 1, \dots, 50, 51, \dots, 99, 100$ и $j = 0, 1, \dots, 50, 51, \dots, 99, 100$, которые характеризуют семейства двух разнофункциональных интерполированных

зависимостей (рис. 2), характерных, например, для процессов контроля состава сред с помощью гамма-излучений [1].

$$F1 = \begin{pmatrix} 5 & 5 & \dots & 17 & 17 & \dots & 50 & 51 \\ 5 & 5 & \dots & 17 & 17 & \dots & 51 & 52 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 12 & 12 & \dots & 38 & 38 & \dots & 112 & 114 \\ 12 & 13 & \dots & 38 & 39 & \dots & 113 & 116 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 27 & 28 & \dots & 83 & 85 & \dots & 245 & 250 \\ 28 & 28 & \dots & 84 & 86 & \dots & 249 & 254 \end{pmatrix} ;$$

$$F2 = \begin{pmatrix} 255 & 252 & \dots & 154 & 153 & \dots & 94 & 93 \\ 253 & 251 & \dots & 153 & 152 & \dots & 94 & 93 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 198 & 196 & \dots & 120 & 119 & \dots & 73 & 73 \\ 197 & 195 & \dots & 119 & 118 & \dots & 73 & 72 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 155 & 153 & \dots & 94 & 93 & \dots & 57 & 57 \\ 154 & 153 & \dots & 93 & 92 & \dots & 57 & 56 \end{pmatrix} . \quad (2)$$

Для размещения одной матрицы в памяти тре-

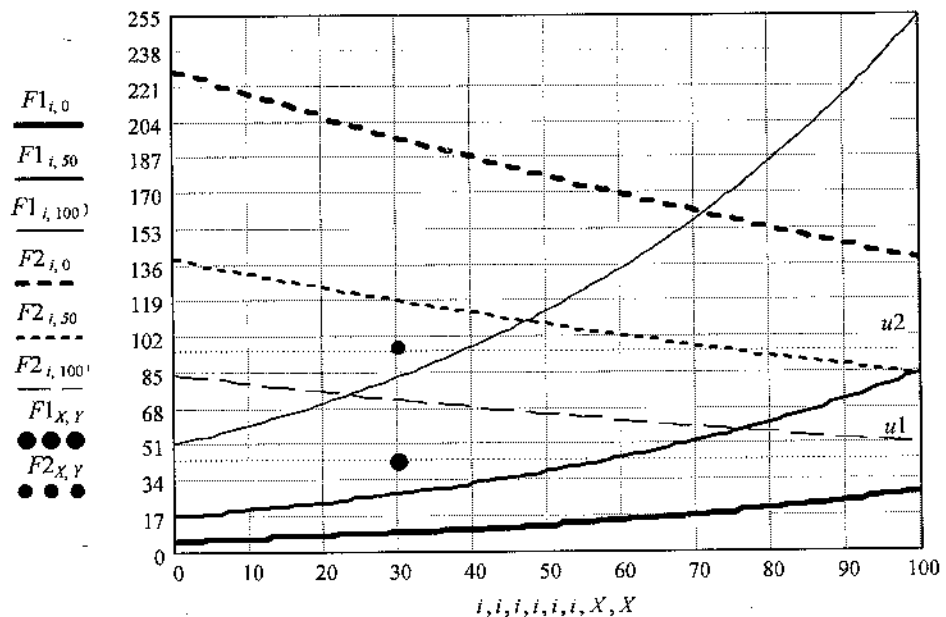


Рис. 2. Нормированный вид двух функций двух переменных с крайними и средними значениями второй переменной ($j = 0 \dots 50 \dots 100$) и общим решением $F1_{X,Y} = F2_{X,Y}$

буется примерно 10 Кбайт, а так как встроенная память данных у контроллера PIC ограничена объемом 1 Кбайт (mid-range-семейство PIC16x/7x/8x/9x), то необходима микросхема внешней памяти, например, 24AA16 или 24C16B, объемом 32 Кбайт. Связь такой микросхемы с контроллером осуществится по интерфейсу I²C или SPI.

При сравнительном анализе сложности предлагаемых алгоритмов ориентация произведена на систему команд микроконтроллеров серии PIC18xx с тактовой частотой $f = 33$ МГц и длительностью среднего машинного цикла T в 4 такта резонансного генератора

$$T = 4 / f = 1,21 \cdot 10^{-7} \text{ с.}$$

В качестве стратегии поиска приближенных значений параметров x и y по принятым сигналам $u1$ и $u2$ рассмотрим различные вариации метода полного (последовательного) перебора и метод целенаправленного перебора, который в своей основе имеет метод наискорейшего спуска (градиентный), адаптированный для таблично заданных функций. Во всех предлагаемых алгоритмах имеется счетчик количества выполненных поисковых операций, значение которого подается на выход. По этому параметру можно судить о ресурсоемкости конкретного алгоритма; он введен для наглядности и при интерпретации предложенных решений в программы для контроллеров PIC использоваться не будет.

Естественный способ решения поставленной задачи – последовательно просматривать все ячейки обеих матриц, сравнивать текущее значение в каждой матрице с величиной принятого сигнала ($F1_{i,j}$ с $u1$ и $F2_{i,j}$ с $u2$) и возвращать значения i и j на данном шаге, если одновременно выполняются оба равенства. Однако одновременное обращение к обеим матрицам невозможно технически, так как однопроцессорный контроллер не может в этот момент выставить два адреса, поэтому адреса выставляются последовательно: прове-

ряется равенство $F1_{i,j}$ и $u1$ с сохранением результата сравнения, потом аналогичная комбинация действий выполняется для $F2_{i,j}$, а далее проверяется условие истинности обоих результатов. В представленном алгоритме (3) работа завершится, как только будут найдены первые адреса i и j , обращающие обозначенные условия в истину. Временная оценка алгоритма полного перебора про-

```

SimpleSearch(u1, u2) :=
  ttlSearches ← 0
  for i ∈ 0..100
    for j ∈ 0..100
      eq1 ← (F1i,j = u1)
      eq2 ← (F2i,j = u2)
      return (i j ttlSearches) if eq1 = 1 ∧ eq2 = 1
  ttlSearches ← ttlSearches + 1
    
```

порциональна размерности исходных матриц $F1_{i,j}$ и $F2_{i,j} - O(n^2)$.

Алгоритм полного перебора можно модифицировать, ограничив поиск в текущей строке элементами одной матрицы. С одной стороны, это экономит ресурсы при установке адреса (исключается вычисление его смещения), а с другой – выход из внутреннего цикла происходит быстрее – при нахождении первого элемента матрицы, равного значению принятого сигнала. По такому принципу разработан алгоритм (4).

Символ «U» в наименовании алгоритма (4) введен для акцентирования выполнения перебора в текущей строке каждой из матриц с начального элемента до конечного – такой перебор является «однонаправленным» (unidirectional). В данном исследовании рассматривается и алгоритм, в котором матрица $F2_{i,j}$ просматривается с конечного элемента текущей строки до начального («двухнаправленный» (bidirectional) перебор).

Сравнение количества переборов, необходимых каждому из вариантов данного алгоритма для нахождения искомых параметров, произведенных по всем возможным значениям $u1$ и $u2$ (см. рис. 2), дает следующий результат: в 63 % случаев «двухнаправленный» перебор определяет решение быстрее, чем «однонаправленный». Такое соотношение можно наблюдать, когда параметры x и y не-

```

DirectSearchU(u1, u2) :=
    i ← 0
    ttlSearches ← 0
    Found ← 0
    while Found ≠ 1
        for j ∈ 0..100
            break if F1i,j = u1
            ttlSearches ← ttlSearches + 1
        for k ∈ 0..100
            break if F2i,k = u2
            ttlSearches ← ttlSearches + 1
        if F1i,j = u1 ∧ F2i,k = u2
            if j = k
                Found ← 1
                return (i j ttlSearches)
            if j < k
                for r ∈ j, j + 1..k
                    return (i r ttlSearches) if F1i,r = u1 ∧ F2i,r = u2
                    ttlSearches ← ttlSearches + 1
                Found ← 0
            if j > k
                for s ∈ k, k + 1..j
                    return (i s ttlSearches) if F1i,s = u1 ∧ F2i,s = u2
                    ttlSearches ← ttlSearches + 1
                Found ← 0
        i ← i + 1
    (-1 -1 0)
    (4)

```

нормированных сигналов $u1'$ и $u2'$ лежат в интервале $[0,4; 1]$. Во вложенных циклах модифицированного алгоритма полного перебора определяются первые возможные значения j и k , при которых $F1_{i,j} = u1$ и $F2_{i,k} = u2$, поэтому j и k могут не совпадать. При этом решение с текущим i находится на отрезке $[j, k]$, если $j < k$, и на отрезке $[k, j]$ – в противном случае. Подобный дополнительный проход добавляет не более 2–3 переборов и выполняется один раз за весь прогон алгоритма.

Временная сложность модифицированного ал-

горитма полного перебора пропорциональна размерности исходных матриц $F1_{i,j}$ и $F2_{i,j} - O(n^2)$.

Предлагается также целенаправленный перебор, использующий дополнительную информацию о «направлении» поиска параметров. Такой информацией являются, например, сведения о монотонности функций $F1_{i,j}$ и $F2_{i,j}$. Это позволит отойти от используемого в классике метода наискорейшего спуска, где «направление» определяется знаками частных производных по параметрам поиска. В данном исследовании, где функции явля-

ются таблично заданными, а ресурсов микроконтроллера явно недостаточно для вычисления частных производных, пусть и численными методами (конечные разности), априорным является факт возрастания функции $F1_{i,j}$ по обоим параметрам и убывания функции $F2_{i,j}$ также по обоим параметрам. Тогда при поиске индексов i и j первый из них будет определяться из матрицы $F1_{i,j}$, а второй – из матрицы $F2_{i,j}$. Подобная стратегия реализована в алгоритме (5).

Целенаправленный перебор также может быть модифицирован путем организации просмотра матрицы $F2_{i,j}$ с конечного элемента текущей стро-

ки до начального. Для случая рассматриваемых функций наблюдается сокращение числа переборов, но в произвольном их виде возможны дополнительные исследования.

Алгоритм завершает работу, когда приближенные решения, найденные на текущем и предыдущем шагах, совпадают (производные $F1_{i,j}$ и $F2_{i,j}$ перестают изменяться, и спуск выполнен).

Временная сложность каждого из внутренних циклов в алгоритме целенаправленного перебора равна $O(n)$. Временная сложность всего алгоритма перебора с предусловием будет равна $O(n \cdot \log n) < O(n^2)$. Так, в данной работе допустимая погреш-

```

PurposeSearchU(u1, u2) :=
    SlnAppr0,0 ← 0
    for j ∈ 0..100
        break if F20,j = u2
    SlnAppr0,1 ← (ttlSearches ← j)
    idx ← 1
    StopFlag ← 0
    while StopFlag ≠ 1
        j ← SlnAppridx-1,1
        for i ∈ 0..100
            break if F1i,j = u1
            ttlSearches ← ttlSearches + 1
        SlnAppridx,0 ← i
        for j ∈ 0..100
            break if F2i,j = u2
            ttlSearches ← ttlSearches + 1
        SlnAppridx,1 ← j
        if SlnAppridx,0 = SlnAppridx-1,0 ^ SlnAppridx,1 = SlnAppridx-1,1
            StopFlag ← 1
            return (SlnAppridx,0 SlnAppridx,1 ttlSearches)
        idx ← idx + 1
    (SlnAppridx,0 SlnAppridx,1 ttlSearches)
    
```

ность вычислений принята равной 1 %, что обеспечивается размерностью матриц $F1_{i,j}$ и $F2_{i,j}$. При этом указанная выше оценка сложности справедлива: $O(101 \cdot \log 101) < O(101^2)$.

Далее приводится сравнение разработанных переборных алгоритмов по критериям количества операций поиска и примерного числа ассемблерных команд, их реализующих. Результаты сравнения представлены в таблице.

В каждом из алгоритмов при изложении на языке Ассемблера имеется повторяющийся набор команд: установка адреса ячейки внешней памяти, чтение данных из этой ячейки и проверка равенства считанного значения с величиной принятого сигнала. Выполнение этого набора инструкций требует 25 машинных циклов (м. ц.): 10 – на установку адреса, 10 – на чтение данных и 5 – на сравнение. Это число не зависит от алгоритма и его можно принять за константу: $C = 25$ м. ц.

Тестирование алгоритмов будет осуществляться на двух наборах входных сигналов: первый – $u11$ и $u21$, которым соответствуют параметры $x = 1$ и $y = 1$ (худший случай, при котором требуется просмотреть полностью обе таблицы); второй – $u12$ и $u22$, которым соответствуют параметры $x = 0,3$ и $y = 0,7$ (средние значения в области определения).

Согласно приведенной таблице «двунаправленный» вариант модифицированного алгоритма полного перебора оказывается эффективнее полного перебора по числу машинных циклов даже при большем числе выполненных поисковых операций. Наиболее эффективным как по числу переборов, так и по количеству машинных циклов выявлен алгоритм целенаправленного перебора.

Таким образом, рассмотренные переборные алгоритмы с использованием только операций сравнения, характерных для процессоров ограничен-

Сравнение эффективности алгоритмов перебора

Критерии сравнения	Диапазон переменных	Варианты поисковых алгоритмов		
		Простой перебор	Модифицированный простой перебор	Целенаправленный перебор
Число переборов			однонаправленный	
	max	10 200	20 400	500
	Пример	3 000	4 933	859
			двунаправленный	
	max	–	20 300	300
	Пример	–	3 253	479
Число машинных циклов / быстродействие (с)			однонаправленный	
	max	$(2 \cdot C + 2 + 5) \times 10\,200 = 5,8E + 5/0,07$	$2 \cdot C \cdot 20\,400 = 1,02E + 6/0,12$	$2 \cdot C \cdot 500 + 20 \cdot 3 = 25\,060/3,04 \cdot 10^{-3}$
	Пример	$(2 \cdot C + 2 + 5) \cdot 3000 = 1,7E + 5/0,02$	$2 \cdot C \cdot 4933 = 2,4665E + 5/0,029$	$2 \cdot C \cdot 859 + 20 \cdot 7 = 43\,090/5,22 \cdot 10^{-3}$
			двунаправленный	
	max	–	$C \cdot 10\,200 + C \cdot 10\,100 = 5,075E + 5/0,061$	$2 \cdot C \cdot 300 + 20 \cdot 3 = 15\,060/1,83 \cdot 10^{-3}$
	Пример	–	$2 \cdot C \cdot 3253 = 1,6265E + 5/0,019$	$2 \cdot C \cdot 479 + 20 \cdot 7 = 24\,090/2,92 \cdot 10^{-3}$

ной конфигурации, позволяют с точностью и быстродействием, достаточными для типовых производственных процессов, определять их параметры в виде решения системы нелинейных уравнений по таблично заданным функциям, т.е. выполнять задачу специализированных математических пакетов.

Список литературы

1. Полянский А.В. Контроль влажности материалов на

базе приборов с ионизирующими излучениями при конвейерной загрузке / Полянский А.В., Ларичев А.В., Ямбаршев А.В., Полянский Т.А. // Актуальные проблемы развития лесного комплекса: Сб. тр. Междунар. науч.-техн. конф., 5–7 декабря 2006 г. – Вологда: ВоГТУ, 2006.

2. Воскобойников Ю.Е., Воскобойникова Т.И. Программирование в математическом пакете MathCAD: Материалы с образовательного портала <http://www.exponenta.ru>.

3. Новиков Ю.В., Скоробогатов П.К. Основы микропроцессорной техники. – М.: Изд-во Интернет-ун-та информ. технологий, 2006. – 440 с.

УДК 53.08:681.3

В.А. Карпенков, Н.М. Федорчук

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

КОМПЬЮТЕРНОЕ ПРЕДСТАВЛЕНИЕ ПЕРИОДИЧЕСКОЙ ТАБЛИЦЫ. МЕТАЛЛОХИМИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ЭЛЕМЕНТОВ

The computer program "Periodic Table dotNET" is described. The program includes data related as to individual elements so to groups of elements possessing similar properties (> 30 groups). The program uses C# computer language and may be useful for researchers, teachers and students, occupied with physico-chemical problems.

Периодическая система элементов представляет собой теоретическую основу для прогноза и разработки новых материалов, процессов, прогрессивных технологий. Место индивидуального элемента в периодической таблице является ключом к его электронному, атомному и кристаллическому строению; физико-химическим свойствам. В настоящее время известно более 500 вариантов графического изображения периодической таблицы (таблица, открытая Д.И. Менделеевым 1 марта 1869 г.; таблица с гипотетическим числом элементов, равным 168, которую открыли Г. Сиборг, Д. Блум и др.) Авторы [2] считали, что верхним пределом порядкового номера в периодической таблице будет элемент $Z_{\max} = 137$, его электронная структура $8s^2 8p^2 6f^4 5g^{11}$; физико-химические свойства элементов с $Z > 137$ экспериментально будут неразличимы.

С появлением персональных компьютеров, сети Internet были начаты разработки «электронных» вариантов периодической таблицы [3]. Открытые,

доступные компьютерные варианты периодической таблицы не содержат информации о кристаллической структуре, металлохимических свойствах, взаимодействии элементов и других желательных данных. Потребность в разработке новых специализированных компьютерных вариантов-представлений таблицы с полным визуальным обзором её вида, одновременно включающих обширную физико-химическую информацию (сопровождающую базу данных) по свойствам индивидуальных элементов, актуальна.

Авторами разработано компьютерное представление периодической таблицы (программа «Periodic Table dotNET»). Программа включает в себя широкий набор числовой информации по физико-химическим свойствам индивидуальных элементов, преимущественно металлов. Свойства металлоидов элементов внедрения (В, С, N, О, Н, Не), элементов группы нобелевских газов отражены частично. В качестве рабочего и графического вариантов таблицы выбран европейский, составленный по форме, утвержденной IUPAC в 1989 г., с дополнениями и уточнениями за прошедшие годы. Таблица содержит 111 элементов, названия которых приведены на русском и английском языках. Разработка предусматривает демонстрационный показ таблицы на большом экране с использованием проекторов.

Обзорно по команде пользователя на экране монитора появляются выделенные цветом группы элементов таблицы, объединенные каким-либо свойством (признаком): ветхозаветные металлы; металлы античности; элементы сплавов античности; двойные диаграммы состояний выделенного элемента с другими элементами таблицы (непрерывные твердые растворы, ограниченные твердые растворы, эвтектические смеси, образующие соединения, не взаимодействующие); диамагнетики; парамагнетики; ферромагнетики; антиферромагнетики; легкие металлы (плотность $\delta \leq 3,5 \text{ г/см}^3$); тяжелые металлы (плотность $\delta \geq 15 \text{ г/см}^3$); легкоплавкие металлы (температура плавления $T_{m,p} \leq 327 \text{ }^\circ\text{C}$); тугоплавкие металлы (температура плавления $T_{m,p} \geq 1535 \text{ }^\circ\text{C}$); металлы, монофазные в интервале от 0 К до $T_{m,p}$, со структурами A1 : A2 : A3; полиморфные металлы; метаметаллы; элементы (неметаллы) с металлической связью при $T \geq T_{m,p}$; полупроводники элементарные; сверхпроводники; элементы внедрения, металлоиды; кристаллические структуры металлов (тип решетки) при температурах $T < \Theta_D$, $\Theta_D < T \leq T_{m,p}$ (Θ_D – температура Дебая); элементы (металлы и металлоиды), содержащиеся в организме человека.

Общее число селективных групп по периодической таблице – более 30. Перечень этих групп находится в правой части интерфейса программы (рис. 1). Цвета, выделения групп подобраны так, чтобы информация о них легко воспринималась пользователями с цветовыми дефектами зрения, протанопами – «дальтониками» первого типа. На рис. 1 в качестве образца приведен вид экрана монитора по запросу: «Кристаллическая структура элементов A1 при $T \leq T_{m,p}$ ».

При выделении индивидуального элемента периодической таблицы на экране монитора появляется информация: атомный номер (Z); относительная атомная масса (μ , е.); распределение электронов; плотность при $T = 20 \text{ }^\circ\text{C}$; тип кристаллической решетки (параметры); полиморфные модификации (параметры); пространственная группа; атомные и ионные радиусы; мольный объем; удельное электросопротивление; удельная магнитная восприимчивость; первый потенциал иони-

зации; работа выхода электрона; электроотрицательность; значения температуры плавления $T_{m,p}$, температуры кипения T_b , температуры Дебая Θ_D , температуры Нееля $T_N(\Theta_N)$, температуры фазовых превращений, температуры перехода в сверхпроводящее состояние T_s , температуры Кюри T_c ; основные изотопы для элементов металлов; значения коэффициентов теплопроводности; температурный коэффициент линейного расширения.

В разработанном компьютерном варианте таблицы приведены сведения о распространении выделенного элемента в земной коре; его биологическая роль.

На рис. 2 в качестве образца приведен вид экрана монитора по запросу: «Элемент Cr (хром)».

Программа написана на языке С# (Си Шарп), который базируется на технологии dotNET. Все данные по всем элементам хранятся в электронных таблицах базы данных MsSQL.

Разработанный компьютерный вариант периодической таблицы, как справочник по физико-химическим свойствам элементов, будет полезен исследователям в областях физики и химии металлического состояния, металлургии и материаловедения.

Данная разработка может быть использована и в учебном процессе: в лекционных курсах по общей и теоретической физике, химии; в дисциплинах специализации по физике и химии конденсированного состояния вещества; на семинарах и во время индивидуальной работы аспирантов и студентов на компьютере.

При наполнении содержательной базы данных по индивидуальному элементу таблицы использовались источники [4–10].

Программу «Периодическая таблица» предлагается сделать доступной для лиц, изъявивших желание ее иметь. Программа будет распространяться на правах «as is».

Список литературы

1. Сиборг Г., Блум Д. Синтетические элементы // Успехи физических наук. – 1970. – Т. 101. – Вып. 4. – С. 755–771.
2. Bonchev D., Mekenyan O. An estimate of the upper limit of the periodic table based on the eddington number // Rev. Roum. Chim. – 1981. – 26, № 3. – С. 349-354; Fritche B & other "Theor. Chim. Acta". – 1971. – С. 21, 235. – Цит. по: Химия: РЖ. – 1981. – 22Б1.

3. Черняев В.С., Костенко А.П., Гуцин В.С., Петров В.А. Компьютерный вариант периодической таблицы элементов Д.И. Менделеева // Школа и Вуз: достижение и проблемы непрерывного физического образования: Сб. – Екатеринбург, 2004. – 102 с.; http://ru.wikipedia.org/wiki/Периодическая_Таблица.

4. Эмсли Дж. Элементы. – М.: Мир, 1993. – 255 с.

5. Металлохимические свойства элементов / И.И. Корнилов, Н.М. Матвеева, Л.И. Прягина, Р.С. Полякова. – М.: Наука, 1966. – 351 с.

6. Шульце Г. Металлофизика. – М.: Мир, 1980. – 152 с.

7. Физическая энциклопедия. – М., 1988–1998. – Т. 1–5.

8. Зиновьев В.Е. Кинетические свойства металлов при высоких температурах: Справ. – М.: Metallurgia, 1984. – 200 с.

9. Григорович В.К. Металлическая связь и структура металлов. – М.: Наука, 1988. – 296 с.

10. Лившиц Б.Г., Крапошин В.С., Линецкий Я.П. Физические свойства металлов и сплавов. – М.: Metallurgia, 1980. – 320 с.

ВАЛЕРИЮ ВЛАДИМИРОВИЧУ ПЛАШЕНКОВУ – 60 ЛЕТ!



В.В. Плашенков родился 9 июня 1948 года в Читинской области. С 1971-го по 1975 г. учился в РВВИАУ им. Я. Алксниса, получил диплом с отличием по специальности «инженер по радиотехнике». С 1975-го по 1977 г. работал инженером авиационного полка (г. Узин Белоцерковского района Киевской области), с 1977-го по 1981 г. – младшим научным сотрудником 2-го ЦНИИ МО (г. Тверь). С 1981-го по 2001 г. – на преподавательской работе в Военной командной академии Воздушно-космической обороны (г. Тверь).

В 1987 г. в диссертационном совете ВКА ПВО (г. Тверь) защитил кандидатскую диссертацию, в 1998 г. в диссертационном совете ВУ ПВО (г. Тверь) защитил докторскую диссертацию.

В.В. Плашенков, проходя службу в ВВС, получил широкую известность в России и за рубежом благодаря постановке, теоретическому обобщению и разрешению актуальной проблемы организации и управления техническим обеспечением (логистикой) войск (сил) ПВО. Им разработан, обоснован и опубликован в отечественной и зарубежной литературе территориальный принцип построения технического обеспечения группировок войск (сил) ПВО, систематизированы теория и математические модели технического обеспечения, методы расчета систем снабжения, эксплуатации и ремонта (восстановления) военной техни-

ки, способы организационного управления техническим обеспечением на театрах военных действий. В 1981–1998 гг. В.В. Плашенковым проведены комплексные экспериментальные исследования по этой проблеме в ряде объединений ПВО и ВВС.

Выполненные В.В. Плашенковым теоретические и экспериментальные исследования легли в основу разработанных в ВВС нормативно-правовых документов по техническому обеспечению.

С 1990 года В.В. Плашенков и созданная им научная школа активно проводят исследования в направлении «Методология проектирования и эксплуатации военной техники противосамолетной обороны». В этот период подготовлены и защищены одна докторская и четыре кандидатские диссертации (две из них представителями Сирии и Египта), опубликовано более 20 статей в центральных изданиях, получено 4 патента на изобретения, сделано более 10 докладов на международных конференциях (в том числе в Египте, Сирии, Москве, Минске, Киеве, Харькове, Санкт-Петербурге).

С августа 2001 г. В.В. Плашенков находится на преподавательской работе в Череповецком государственном университете. С декабря 2001 г. – заместитель директора Института экономики и управления по научной и воспитательной деятельности. С 2002 г. возглавляет вновь созданный Инженерно-экономический институт. За относительно короткий срок (всего 7 лет) в институте им создана научная школа по теории и технологии информационной безопасности «Методология и практика защиты информации». Научные разработки осуществляются по следующим направлениям:

- научно-методические основы повышения уровня защиты информации;
- теоретические основы комплексной защиты объектов информатизации;
- разработка эффективных методов и систем технической защиты информации.

Наиболее значимые научные результаты по данным направлениям – 2 авторских свидетельства

ва, 3 патента на изобретения, 4 кандидатские диссертации, 4 учебных пособия с грифом УМО, 5 алгоритмов с программными продуктами, 240 статей.

В.В. Плащенко является лидером разработки и внедрения в различные предметные области инновационных технологий. Под его руководством в ИЭИ созданы учебный центр, решающий задачи повышения квалификации специалистов предприятий и организаций города и области; центр офисных технологий, клубы экономистов и менеджеров. Его усилия направлены на подготовку про-

фессорско-преподавательского состава из молодежи.

В.В. Плащенко – член двух докторских диссертационных советов в ЧГУ, член редколлегии журнала «Вестник ЧГУ». В 2007 году Приказом МОиН РФ ему присвоено звание «Почетный работник высшего профессионального образования РФ».

В общей сложности им опубликовано более 20 книг, учебников, учебных пособий, монографий, более 200 научных статей, создано 4 изобретения.

Лицензия А № 165724 от 11 апреля 2006 г.

Подписано в печать 29.09.08.

Тираж 300. Уч.-изд. л. 16,02. Усл. печ. л. 19,07.

Формат 60 × 84 ¹/₈. Гарнитура Таймс.



Череповецкий
государственный
университет

ISSN 1994-0637



9 771994 063357 >