

Раздел 1

# МЕТАЛЛУРГИЯ

УДК 621.771.262

*М.В. Темлянец*

ГОУ ВПО «Сибирский государственный индустриальный университет»

## ИССЛЕДОВАНИЕ МИКРОТВЕРДОСТИ ПОВЕРХНОСТНОГО ОБЕЗУГЛЕРОЖЕННОГО СЛОЯ РЕЛЬСОВОЙ СТАЛИ

Эксплуатационные свойства и стойкость рельсов зависят от целого ряда факторов. Одним из немаловажных факторов является глубина видимого обезуглероженного слоя стали. Обезуглероживание стали, сопровождающееся снижением концентрации углерода, связано с его выгоранием при высокотемпературном взаимодействии с атмосферой при нагреве и прокатке металла [1, 2]. Снижение концентрации углерода в поверхностных слоях рельсов приводит к снижению твердости, сопротивляемости металла механическим повреждениям [3]. Наличие в рельсах обезуглероженного слоя приводит к их ускоренному износу в начальный период службы, а при дальнейшей эксплуатации способствует образованию усталостных трещин, формирующихся в поверхностных слоях. Обезуглероженный слой ускоряет образование наплыва металла на боковую грань, вызывает неблагоприятное перераспределение контактных напряжений на глубине 3–5 мм, что приводит к возникновению микротрещин в металле. На срок службы рельсов существенное влияние может ока-

зывать не только толщина обезуглероженного слоя головки (поверхности катания), но и шейки, а также подошвы. Намины от накладок, являясь концентраторами напряжений, приводят к образованию трещин под головкой рельса. Неравномерное распределение углерода в поверхностных слоях подошвы приводит к различной интенсивности коррозионных процессов (глубины разъедания ржавчиной), что в свою очередь оказывает отрицательное влияние на долговечность рельсов.

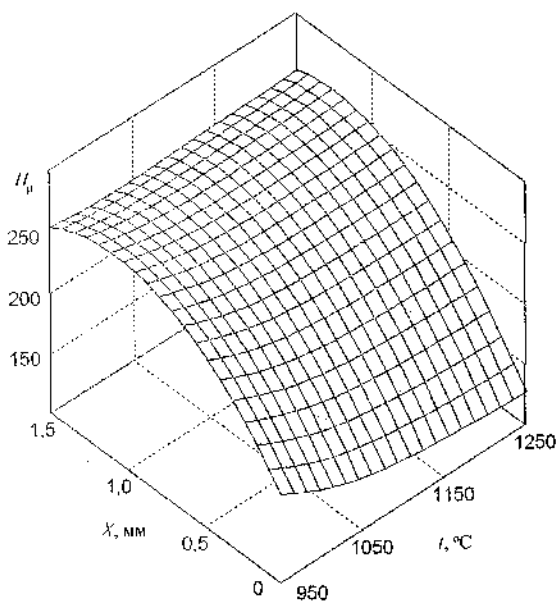
Анализ специальной технической литературы показывает, что данные по распределению твердости в обезуглероженном слое рельсовой стали и влиянию на нее температурных режимов тепловой обработки практически отсутствуют. В работах [4, 5] проводились подобные исследования, однако только для температуры 1150 °С, что явно недостаточно для представления полной картины физико-химических процессов и изучения влияния именно температурного фактора. В связи с этим изучение особенностей влияния процессов обезуглероживания на твердость поверхностных слоев

рельсовой стали актуально и имеет практическое значение.

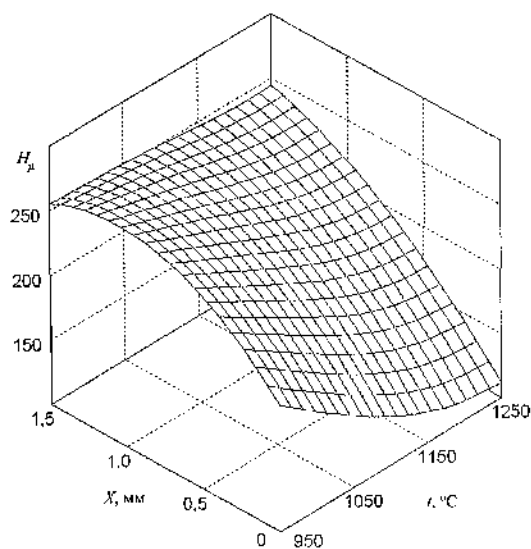
В рамках данной работы проведено исследование микротвердости поверхностных слоев образцов рельсовой стали, прошедших тепловую обработку по различным режимам [6]. Формирование обезуглероженного слоя обеспечивали нагревом образцов до температур 950–1250 °С и выдержкой их при постоянной температуре в течение 10, 30 и

60 мин. После замедленного охлаждения образцов на воздухе изготавливали шлиф, микроструктуру металла выявляли травлением в 4 %-ном растворе азотной кислоты в этиловом спирте. Микротвердость  $H_{\mu}$  металла в области обезуглероженного слоя на различном расстоянии от поверхности измеряли микротвердомером ПМТ-3.

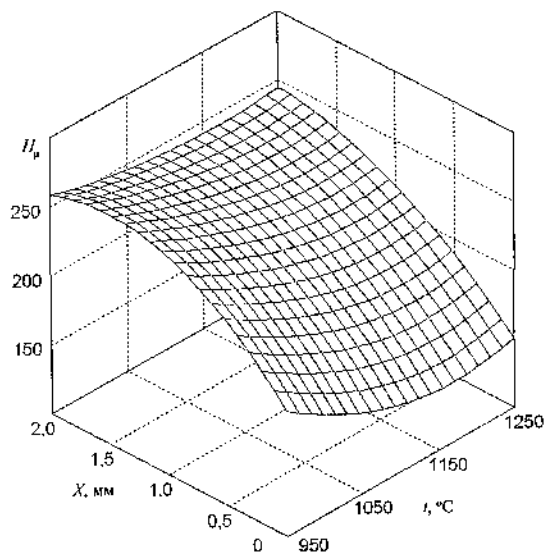
На рисунке представлены зависимости, построенные по усредненным данным замеров. Как



б)



в)



Зависимости микротвердости поверхностных обезуглероженных слоев стали от температуры и глубины для продолжительности выдержки 10 мин (а), 30 мин (б), 60 мин (в) при постоянной температуре

видно из рисунка, для различной продолжительности выдержки металла увеличение температуры  $t$  приводит к снижению микротвердости поверхности образцов. Сопоставляя полученные данные с результатами исследований [6], можно отметить, что снижение микротвердости стали распространяется на большую глубину, чем глубина видимого обезуглероженного слоя, определяемого металлографическим методом. Аналогичное явление отмечено в работе [1] при сравнении химического, металлографического и микротермо-э.д.с. методов определения глубины видимого обезуглероженного слоя.

Выдержки рельсовой стали при температуре 950 °С различной продолжительности приводят к идентичному снижению микротвердости поверхностных обезуглероженных слоев, относительно не измененных центральных, в среднем на 25–30 %, т.е. с 250–260 до 175–195  $H_{\mu}$ .

Выдержки различной продолжительности при температурах выше 1050 °С приводят к более существенному снижению микротвердости поверхностных обезуглероженных слоев, относительно не измененных центральных, в среднем достигающему 40–50 %, т.е. с 250–260 до 125–160  $H_{\mu}$ .

При температуре 950 °С и продолжительности выдержки 10 мин снижение микротвердости стали зафиксировано на глубине до 0,3–0,5 мм. Повышение температурного уровня до 1250 °С и времени выдержки до 60 мин приводит к тому, что снижение микротвердости стали наблюдается уже на глубине до 1,6–1,8 мм.

Зависимость микротвердости стали от координаты  $x$  (расстояния от поверхности образца) в общем случае имеет параболический вид, а увеличение температуры выдержки в большей степени

трансформирует эту зависимость ближе к линейной. Полученные результаты для идентичных температур экспериментов согласуются с данными работы [4].

Таким образом, установлено, что в интервале температур 950–1250 °С и при выдержках продолжительностью 10–60 мин формируется обезуглероженный слой, приводящий к снижению микротвердости стали на глубину от 0,3–0,5 до 1,6–1,8 мм. При температурах выдержки более 1050 °С микротвердость поверхностных слоев рельсовой стали может снижаться на 40–50 % относительно микротвердости основного металла.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Темлянец М.В., Михайленко Ю.Е. Окисление и обезуглероживание стали в процессах нагрева под обработку давлением. – М.: Теплотехник, 2006. – 200 с.
2. Дефекты и качество рельсовой стали / В.В. Павлов, М.В. Темлянец, Л.В. Корнева и др. – М.: Теплотехник, 2006. – 218 с.
3. Фартусова Т.В. О качестве шлифовки рельсов // Путь и путевое хозяйство. – 2006. – № 10. – С. 14.
4. Влияние параметров прокатки на качество поверхности рельсов производства комбината «Азовсталь» / В.Ф. Карпенко, Ю.М. Таптыгин, Н.Ф. Левченко, В.Н. Бардусов // Технология производства железнодорожных рельсов и колес: Отрасл. сб. науч. тр. – Харьков: Изд-во УкрНИИмет, 1989. – С. 11–16.
5. Нестеров Д.К., Карпенко В.Ф., Левченко Н.Ф. и др. Влияние обезуглероженного слоя на качество поверхности рельсов // Черная металлургия: Бюл. НТИ. – 1992. – № 1. – С. 33–35.
6. Исследование окисления и обезуглероживания сталей для рельсов и рельсовых накладок при нагреве под прокатку / М.В. Темлянец, В.С. Стариков, Н.В. Темлянец, А.Ю. Сюсюкин // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2004. – № 8. – С. 36–38.

УДК 621.762

А.Т. Степанов, Ю.Д. Смирнова  
ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»  
В.А. Гаврилов, С.А. Гаврилов  
ООО «ССМ-Тяжмаш»

#### ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ГРАНУЛОМЕТРИЧЕСКОГО СОСТАВА НА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА ЖЕЛЕЗНОГО ПОРОШКА

В длительной практике порошковой металлургии и производства металлических порошков попытки классифицировать порошок на отдельные

классы крупности и затем создавать синтетическую смесь не дали положительных результатов. Это связано с тем, что из-за невысокой эффектив-

ности грохочения в промышленных условиях в надрешетном продукте всегда остается существенное количество частиц порошка, размер которых меньше размера ячейки сита. Как правило, содержание таких фракций колеблется, и поэтому создать синтетическую смесь с очень точным содержанием отдельных фракций сложно и кропотливо. Кроме того, частицы порошка имеют сложную форму, что затрудняет его просеивание. В связи с этим в каталогах фирм, производящих железный порошок, указывается разбег (интервал) значений содержаний отдельных фракций.

Целью данной работы является определение влияния фракционного состава порошка на его технологические свойства с помощью метода планирования эксперимента и функций распределения Вейбулла.

Содержание фракций в железном порошке, производимом на ООО «ССМ-Тяжмаш», колеблется в пределах, указанных в табл. 1.

Таблица 1  
Разбег содержания фракций  
железного порошка  
на ООО «ССМ-Тяжмаш»

Размер частиц, мкм	%
200–160	0–15
160–100	10–40
100–71	8–35
71–45	13–37
< 45	10–25

Первоначально провели статистическое исследование по определению зависимости технологических свойств порошка от фракционного состава методом планирования эксперимента. Для реализации метода планирования эксперимента были выбраны границы варьирования параметров (содержание фракций) (см. табл. 2) и составлен план экспериментов (см. табл. 3).

Таблица 2  
Границы варьирования фракций в эксперименте, %

Размер частиц (факторы), мкм	-1 (-30 %)	0 (среднее)	+1 (+30 %)
200–160	3	7,5	12
160–100	16	25	34
100–71	13,4	21,5	29,6
71–45	17,8	25	32,2
< 45	13	17,5	22

Так как на технологические свойства железного порошка влияет количество каждой фракции, то план включает 5 факторов (фракций), варьируемых в пределах трех заданных уровней. В итоге получаем 15 неповторяющихся комбинаций значений факторов.

Таблица 3

Содержание фракций в опытных пробах, %

Номер опыта	Размер частиц, мкм				
	200–160	160–100	100–71	71–45	< 45
1	9,2	26,2	22,8	24,8	16,9
2	9,6	27,1	23,6	25,7	14,0
3	10,2	28,8	25,1	21,2	14,8
4	10,9	30,9	19,5	22,7	15,9
5	11,9	24,8	21,3	24,8	17,3
6	7,8	25,9	22,3	25,9	18,1
7	8,2	27,2	23,4	27,2	14,1
8	8,8	29,5	25,4	21,0	15,3
9	9,8	32,6	17,5	23,2	16,9
10	11,1	23,6	19,8	26,3	19,2
11	4,7	25,3	21,2	28,2	20,6
12	4,2	22,2	18,6	24,7	30,5
13	3,5	18,5	15,5	37,2	25,4
14	2,9	15,6	28,8	31,3	21,4
15	2,5	28,1	24,5	26,7	18,2

Примечание. Сумма фракций в каждой пробе равна 100 %.

Для проведения эксперимента была отобрана навеска железного порошка ПРЖВ2.200.27(А) и рассеяна по фракциям. Опытные пробы получали смешением отдельных фракций согласно табл. 3. Каждую пробу подвергали испытанию на прочность, насыпную плотность, уплотняемость (табл. 4).

Полученные экспериментальные данные обрабатывались с помощью пакета программ Microsoft Excel, который рассчитывает статистическую связь параметров методом наименьших квадратов и определяет уравнение, которое наилучшим образом аппроксимирует опытные данные.

Таблица 4

Результаты эксперимента

Номер пробы	Технологические свойства		
	Насыпная плотность, г/см <sup>3</sup>	Прочность прессовок, Н/мм <sup>2</sup>	Плотность, г/см <sup>3</sup> , при давлении 700 МПа
1	2,74	17,40	7,06
2	2,86	13,70	7,07
3	2,83	16,50	7,00
4	2,9	16,06	6,94
5	2,76	19,09	7,01
6	2,87	13,60	7,01
7	2,68	17,06	7,06
8	2,68	18,12	7,08
9	2,84	15,50	7,02
10	2,80	14,70	6,98
11	2,78	18,40	7,06
12	2,72	17,90	7,03
13	2,84	14,30	7,03
14	2,70	16,02	7,02
15	2,63	17,50	7,02

По фактическим значениям технологических параметров и значениям, получаемым расчетом, вычисляется коэффициент детерминированности (теснота связи), нормированный от 0 до 1. Если он равен 1, то имеет место полная корреляция с моделью, т. е. нет различия между фактическим и оценочным значениями  $y$ . Если коэффициент детерминированности близок к нулю, то уравнение регрессии непригодно из-за низкой точности для предсказания значений  $y$ .

Для данных табл. 4 были получены коэффициенты детерминированности влияния фракционного состава на прочность 0,253 и на уплотняемость 0,17. Отсюда можно сделать вывод, что получить желаемые технологические свойства порошка только путем смешения чистых фракций маловероятно. Отсюда следует, что порошок с высокими технологическими свойствами должен содержать весь спектр фракций. Это подтверждается практикой порошковой металлургии.

В дальнейших исследованиях для общей характеристики фракционного состава порошка использовали понятие его неоднородности (коэффициент вариации) и средний размер частиц. Средний размер характеризует средневзвешенную крупность, а коэффициент вариации – неоднородность или разбег крупности. Однако определить средний размер частиц в сыпучем материале и, особенно если частицы имеют сложную разветвленную форму, весьма затруднительно.

С целью поиска более представительного, чем обычный рассев, метода оценки среднего размера фракций неоднородных сыпучих материалов применили функцию распределения Вейбулла, которая позволяет рассчитать среднюю крупность частиц в материале, используя данные о количестве различных по крупности фракций. Функция распределения Вейбулла  $F(\delta)$  в аналитической форме имеет следующий вид [1]:

С целью поиска более представительного, чем обычный рассев, метода оценки среднего размера фракций неоднородных сыпучих материалов применили функцию распределения Вейбулла, которая позволяет рассчитать среднюю крупность частиц в материале, используя данные о количестве различных по крупности фракций. Функция распределения Вейбулла  $F(\delta)$  в аналитической форме имеет следующий вид [1]:

$$F(\delta) = 1 - e^{-\chi(\delta/\delta_{cp})^m},$$

где  $F(\delta)$  – суммарное (в долях единицы) содержание в материале кусков размером меньше  $\delta$ ;  $\delta$  – любой заданный размер кусков материала, мкм;  $\delta_{cp}$  – средний размер кусков материала, мкм;  $\chi$  и  $m$  – параметры, однозначно отражающие неоднородность материала (параметры распределения).

Приведем пример расчета средней крупности и неоднородности железного порошка для пробы № 1, используя функцию распределения Вейбулла. Промежуточные результаты расчетов представлены в табл. 5 и 6. Методика расчета заключается в последовательном расчете показателей по приведенным формулам и построчном заполнении табл. 5 и 6.

По результатам табл. 5 и 6 рассчитываем уравнение регрессии.

Коэффициент регрессии:

$$m = \frac{\sum \Delta X \cdot \Delta Y}{\sum \Delta X^2} = \frac{1,732}{0,863} = 2,007.$$

Коэффициент корреляции величин  $X$  и  $Y$ :

$$r = \frac{\sum \Delta X \cdot \Delta Y}{\sqrt{\sum \Delta X^2 \cdot \sum \Delta Y^2}} = \frac{1,732}{\sqrt{0,863 \cdot 3,494}} = 0,997.$$

Таблица 5

Методика расчета

Фракции, мкм	0-45	45-71	71-100	100-160	160-200
Содержание, %	16,9	24,8	22,8	26,3	9,2
Размер максимальной фракции $\delta_{\max}$ , мкм	45	71	100	160	200
$X = \ln \delta_{\max}$	3,807	4,263	4,605	5,075	5,298
Суммарное содержание фракций, %	16,9	41,7	64,5	90,8	100
Функция Вейбулла $F(\delta)$	0,169	0,417	0,645	0,908	1
$1 - F(\delta)$	0,831	0,583	0,355	0,092	-
$\frac{1}{1 - F(\delta)}$	1,203	1,715	2,817	10,869	-
$\ln \frac{1}{1 - F(\delta)}$	0,185	0,539	1,036	2,386	-
$Y = \ln \left( \ln \frac{1}{1 - F(\delta)} \right)$	-1,687	-0,618	0,035	0,869	-

$$\chi = 0,5712 + 0,4267 \cdot \left( \frac{1}{m} \right) =$$

$$= 0,5712 + 0,4267 \cdot \frac{1}{2,007} = 0,784.$$

Средняя крупность:

$$\ln \delta_{\text{cp}} = \frac{\ln \chi - a}{m} = \frac{\ln 0,784 + 9,257}{2,007} = 4,491;$$

$$\delta_{\text{cp}} = e^{\ln \delta_{\text{cp}}} = e^{4,491} = 89,2 \text{ мкм.}$$

Коэффициент вариации:

$$v_{\delta} = 0,047 + 0,948 \cdot \left( \frac{1}{m} \right) =$$

$$= 0,047 + 0,948 \cdot \frac{1}{2,007} = 0,519.$$

Таким образом, для пробы № 1 средняя крупность составляет  $\delta_{\text{cp}} = 89,2$  мкм, а неоднородность (коэффициент вариации)  $v_{\delta} = 0,519$ .

Промежуточные результаты расчета

Таблица 6

	$X$	$Y$	$\Delta X$	$\Delta Y$	$\Delta X^2$	$\Delta Y^2$	$\Delta X \Delta Y$
	3,807	-1,687	-0,631	-1,337	0,398	1,788	0,844
	4,263	-0,618	-0,175	-0,268	0,031	0,072	0,047
	4,605	0,035	0,167	0,385	0,028	0,148	0,064
	5,075	0,869	0,637	1,219	0,406	1,486	0,777
Сумма	17,75	-1,401	0	0	0,863	3,494	1,732
Среднее	4,438	-0,350	0	0	-	-	-

Уравнение линейной регрессии:

$$Y = Y_{\text{cp}} + m(X - X_{\text{cp}}) = Y_{\text{cp}} - m X_{\text{cp}} + m X =$$

$$= -0,350 - 2,007 \cdot 4,438 + 2,007 \cdot X =$$

$$= -9,257 + 2,007 \cdot X.$$

Значение параметра  $\chi$  :

Результаты расчетов средней крупности и неоднородности для всех проб с использованием функции распределения Вейбулла приведены в табл. 7.

Для проверки предположения о том, что высокие технологические свойства порошков можно обеспечить только присутствием всех фракций, но с определенным их набором, характеризуемым неоднородностью, по табл. 4 и 7 определили влияние неоднородности порошка на прочность и уплотняемость (рис. 1, 2).

Из полученных данных (рис. 1, 2) видно, что уравнения, приведенные на графиках, подтверждают предположение о влиянии комбинации всех фракций, характеризуемой функцией Вейбулла, на свойства порошков и применимы для предсказания технологических свойств (уплотняемость, прочность) не разделенных по фракциям железных порошков. Если же дополнительно проводить

Таблица 7

Средняя крупность и неоднородность фракций в пробах

Номер пробы	Размер частиц, мкм					Средняя крупность, мкм	Неоднородность (коэффициент вариации)
	200–160	160–100	100–71	71–45	< 45		
1	9,2	26,2	22,8	24,8	16,9	89,2	0,519
2	9,6	27,1	23,6	25,7	14,0	91,4	0,489
3	10,2	28,8	25,1	21,2	14,8	93,5	0,499
4	10,9	30,9	19,5	22,7	15,9	94,2	0,525
5	11,9	24,8	21,3	24,8	17,3	91,5	0,548
6	7,8	25,9	22,3	25,9	18,1	88,3	0,581
7	8,2	27,2	23,4	27,2	14,1	89,5	0,480
8	8,8	29,5	25,4	21,0	15,3	92,0	0,494
9	9,8	32,6	17,5	23,2	16,9	92,7	0,530
10	11,1	23,6	19,8	26,3	19,2	88,5	0,567
11	4,7	25,3	21,2	28,2	20,6	80,4	0,517
12	4,2	22,2	18,6	24,7	30,5	73,1	0,608
13	3,5	18,5	15,5	37,2	25,4	71,9	0,722
14	2,9	15,6	28,8	31,3	21,4	72,8	0,491
15	2,5	28,1	24,5	26,7	18,2	83,5	0,464

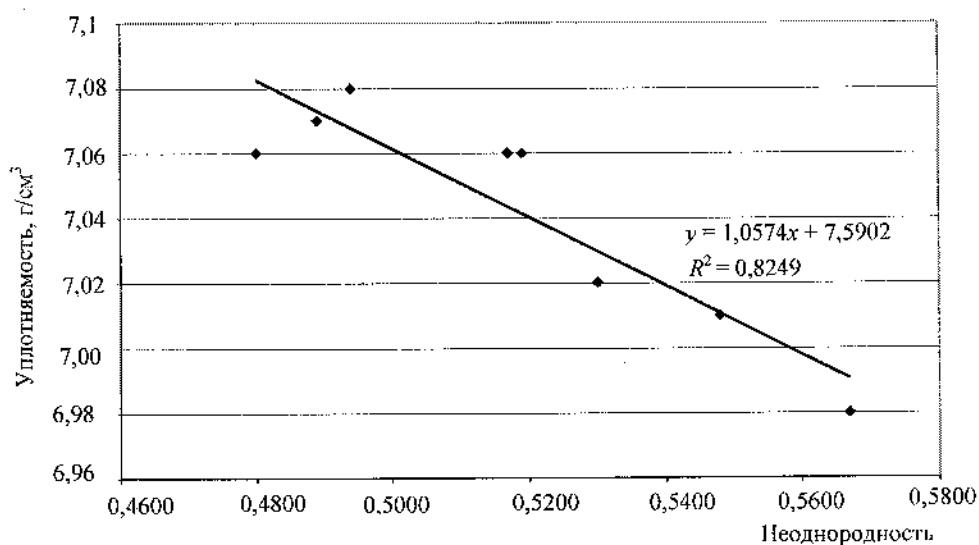


Рис. 1. Влияние неоднородности порошка на уплотняемость

коррекцию комбинаций порошков путем добавления или уменьшения в них необходимых фракций для получения оптимальной неоднородности, то

появляется возможность регулирования свойств порошков.

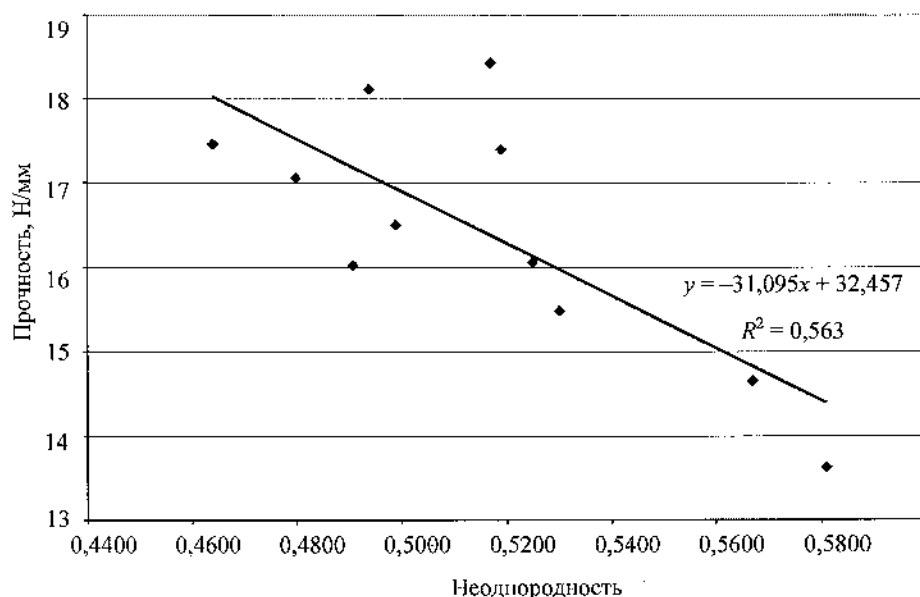


Рис. 2. Влияние неоднородности порошка на прочность

Список литературы

1. Русаков И.Г., Русанов И.Ф. и др. Исследование закономерности распределения неоднородного сыпучего мате-

риала по откосу // Изв. вузов. Черная металлургия. – 1985. – № 6. – С.15–18.

УДК 669.187

Г.С. Козлов

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

Н.Е. Хисамутдинов

ГОУ ВПО «Московский государственный вечерний металлургический институт»

С.В. Шаталов

ОАО «Северсталь»

### СПОСОБ ПОВЫШЕНИЯ СТЕПЕНИ ИЗВЛЕЧЕНИЯ МАРГАНЦА ИЗ НЕОБОГАЩЕННЫХ РУД

В настоящее время перед сталеплавильными заводами России стоит проблема обеспечения производства марганецсодержащими ферросплавами. Это связано с тем, что после распада СССР сырьевая и производственная базы получения марганца в РФ оказались слаборазвитыми: имеющиеся в РФ марганцевые месторождения характеризуются невысоким содержанием марганца (в среднем 20–30 % Mn); практически нет предприятий по обогащению марганцевых руд; отсутству-

ет производство мало- и среднеуглеродистого ферромарганца, а производство высокоуглеродистого ферромарганца обеспечивает только небольшую часть от требуемого количества; имеющиеся технологии производства марганецсодержащих ферросплавов характеризуются низкой степенью извлечения марганца в сплав (70–75 %, при сквозном извлечении марганца 50–60 %, при производстве высокоуглеродистого ферромарганца в рудовосстановительных или доменных печах)

и высокими требованиями к используемым рудам или концентратам (содержание Mn должно быть более 42 %) [1–3].

В силу сложившейся ситуации встает вопрос создания новой, некапиталоемкой технологии производства марганцесодержащих ферросплавов, которая позволит без обогащения получать ферромарганец из имеющихся в России марганцевых руд, за счет большей степени извлечения марганца в сплав.

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

В качестве лабораторного плавильного агрегата была выбрана печь Таммана. Ход проводимых экспериментов был следующий. В разогретый до температуры 1823–1873 К графитовый тигель печи Таммана загружали 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 производили взвешивание продуктов плавки (сплава и шлака) с точностью до 0,01 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 (см. табл. 1).

Таблица 1

Химический состав марганцевых руд Парнокского месторождения

Элемент	Mn <sub>общ</sub>	Fe <sub>общ</sub>	SiO <sub>2</sub>	S	P
Содержание, %	35–45	4,1–7,0	8–10	< 0,02	0,03–0,05

Большое влияние на степень извлечения марганца оказывает фракционный размер шихтовых материалов, количество и вид восстановителя, а также состав шлака. Поэтому исследования были направлены на определение влияния на степень извлечения марганца:

- фракционного состава шихты и вида восстановителя;
- содержания в шихте извести и восстановителя;

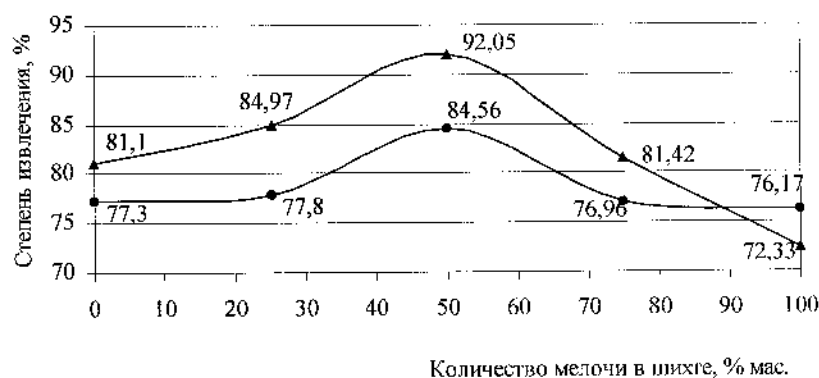


Рис. 1. Зависимость степени извлечения марганца от количества “мелочи” в шихте. Цифры у точек показывают степень извлечения марганца: ▲ – восстановитель – уголь марки Ж; ● – восстановитель – антрацит

- количества присаживаемого в шлак алюминия.

Результаты лабораторных исследований представлены на рис. 1–4 в виде зависимости степени извлечения марганца от различных параметров шихты и шлака.

Предварительные эксперименты показали, что снижение размера максимальной фракции шихтовых материалов с 5 до 2,5 мм позволяет повысить степень извлечения марганца с 80 до 84 %. Поэтому в последующих опытах использовали шихтовые материалы фракции 0–2,5 мм. Также выясни-

лось, что использование материалов, размер фракций которых менее 1,6 мм, приводит к их выбросам из печи. Пакетирование «мелочи» (шихтовые материалы фракцией менее 1,6 мм) предотвращает эти выбросы. На рис. 1 представлена зависимость степени извлечения марганца от количества этой «мелочи» в шихте для разных восстановителей.

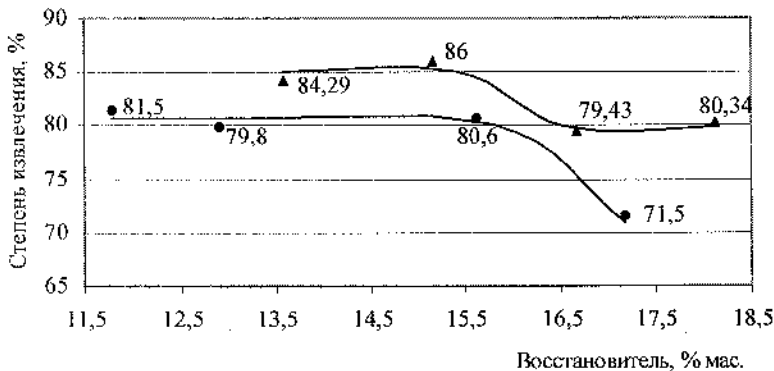


Рис. 2. Зависимость степени извлечения марганца от содержания в шихте восстановителя. Цифры у точек показывают степень извлечения марганца: ▲ – восстановитель – уголь марки Ж; ● – восстановитель – антрацит

Из рис. 1 видно, что в обоих случаях максимальная степень извлечения наблюдается при 50 % «мелочи» в шихте. На участке, содержащем 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.

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, образуется значительно больше горячих восстановительных газов (летучих веществ:  $\text{CH}_4$ ,  $\text{H}_2$  и др.) и мелкодисперсных частиц угля, которые являются хорошими восстановителями оксидов марганца (рис. 2) [4, 5].

На технико-экономические показатели производства при выплавке ферросплавов большое влияние оказывает основность шлака.

На рис. 3 показана зависимость степени извлечения марганца из руды от основности шлака (перед присадкой алюминия). Как видно из рис. 3, для наиболее полного извлечения марганца из руды необходимо иметь основность шлака перед присадкой алюминия в интервале 1,5–1,8.

Для получения такой основности необходимо иметь в шихте известь в количестве 7,5–15 % от общей массы шихты. При незначи-

тельном количестве окиси кальция в шлаке, практически весь монооксид марганца связан в прочные силикаты ( $2\text{MnO} \cdot \text{SiO}_2$  и  $\text{MnO} \cdot \text{SiO}_2$ ). Активность монооксида марганца в таких шлаках низка, вследствие этого восстановление марганца из

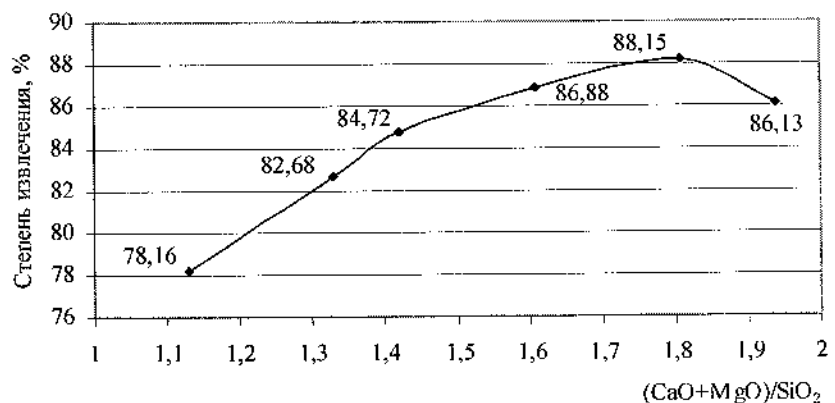


Рис. 3. Зависимость степени извлечения марганца от основности шлака (перед присадкой алюминия). Цифры у точек показывают степень извлечения марганца

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.

Чрезмерное увеличение основности шлака приводит к снижению степени извлечения марганца. Это вызвано повышением вязкости шлака, вследствие чего шлак становится малореакционноспособным, 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. 4, повышение количества присаживаемого алюминия до 2,6 % 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.

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

Таблица 2

В ходе исследований получали высокоуглеродистый ферромарганец, химический состав которого приведен в табл. 2.

Таким образом, в ходе проведенных лабораторных экспериментов были получены результаты по оптимальному фракционному составу шихты, по виду восстановителя, по содержанию в шихте извести и восстановителя, по количеству присаживаемого в шлак алюминия, которые способствуют максимальному извлечению марганца из руды.

На основе данных результатов было проведено промышленное опробование производства высокоуглеродистого ферромарганца в индукционной печи.

На двух индукционных печах ИСТ-016, было проведено 14 экспериментальных плавов. В качестве марганецсодержащего материала использовали марганцевые руды Парнокского месторождения (40,03 % Mn; 5,53 % Fe; 0,022 % S; 0,056 % P).

Результаты промышленных экспериментов приведены в табл. 3.

Из табл. 3 видно, что полученные результаты промышленных экспериментов отличаются высокой стабильностью. Варьируя расходом алюминия, можно получать различную степень извлече-

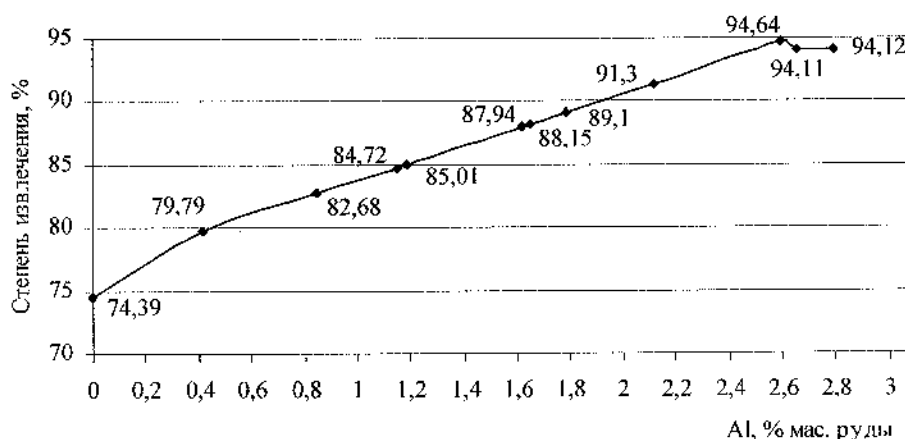


Рис. 4. Зависимость степени извлечения марганца от количества присаживаемого алюминия. Цифры у точек показывают степень извлечения марганца

Результаты промышленных экспериментов

Номер плавки	Масса сплава, кг	Степень извлечения (α) Mn, %	Содержание элементов в сплаве, %					
			Mn	Si	C	S	P	Fe
1–12	68,48–70,2	78,89–80,16	77,56–80,02	1,44–1,56	6,12–6,43	0,012–0,016	0,072–0,120	Остальное
13	69,01	79,26	78,63	1,49	6,27	0,016	0,076	Остальное
14	74,92	93,3	85,25	1,40	5,90	0,012	0,070	Остальное

ния марганца в сплав, что позволяет получать либо высокоуглеродистый ферромарганец марки ФМн78К, либо высокоуглеродистый ферромарганец новой марки с повышенным содержанием марганца (~ 85 % Mn).

Таким образом, в результате лабораторных исследований разработан способ производства высокоуглеродистого ферромарганца, удовлетворяющего ГОСТ по химическому составу из обогащенных руд, содержащих 27–39 % марганца.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Нохрина О.И. Раскисление и легирование стали оксидными марганецсодержащими материалами: Мо-

нография / СибГИУ. – Новокузнецк, 2002. – 156 с.

2. Хазанов Л. Марганец СНГ: дефицит и излишек // *Металлоснабжение и сбыт*. – 2004. – № 11. – С. 98–103.

3. Верушкин В.В., Ракитин Д.И., Нефедов А.Б. Опыт использования марганцевой руды Парнокского месторождения при выплавке ферросиликомарганца // *Сталь*. – 2004. – № 8. – С. 37–38.

4. Сенин А.В., Чернобровин В.П., Михайлов Г.Г., Пашкеев И.Ю., Кузнецова О.В. Исследование восстановления хромита железа углеродом // *Сталь*. – 2004. – № 11. – С. 41–45.

5. Шаталов С.В. Исследование механизма бесконтактного переноса углерода при восстановлении марганцевых руд с целью повышения степени извлечения марганца и получения кондиционного ферромарганца: Автореф. – Череповец: ГОУ ВПО ЧГУ, 2006. – 24 с.

УДК 669.01

А.И. Виноградов, И.А. Сарычева  
ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

**АНАЛИЗ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ ИЗМЕНЕНИЯ СТРУКТУРЫ МЕТАЛЛОВ ПРИ РАЗЛИЧНЫХ СПОСОБАХ ИХ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ**

При анализе качества металлопроката, его потребительских свойств наиболее значимой характеристикой является структура получаемого металла, одними из главных параметров которой являются размер и форма зерен, а также их трансформация в процессе обработки. Важность эволюции структурной текстуры отмечается в работах [1–4]. В частности, в этих работах для анализа изменения пространственной формы зерен авторы используют коэффициент анизотропии (отношение продольного размера зерна к поперечному):

$$k = \frac{l}{d},$$

где  $l, d$  – соответственно продольный и поперечный размеры зерна.

Изменение величины  $k$  при обработке металлов характеризует трансформацию так называемой размерной текстуры.

Для описания ориентации зерен в пространстве до и после пластической деформации ряд авторов [2, 3] используют вектор структурной текстуры,

направление которого совпадает с длинной осью зерна, а его длина равна коэффициенту анизотропии, при этом измеряется и анализируется угол  $\varphi$  отклонения продольной оси зерна от оси изделия (рис. 1). Изменение угла  $\varphi$  характеризует трансформацию *угловой текстуры*.

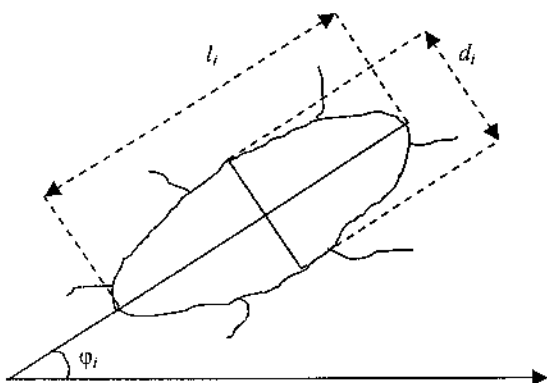


Рис. 1. Схема расположения зерен:  $l_i$  – большая диагональ  $i$ -го зерна;  $d_i$  – меньшая диагональ  $i$ -го зерна;  $\varphi_i$  – угол отклонения продольной оси  $i$ -го зерна от оси изделия

Рассмотрим изменения параметров структуры при пластической обработке металлов. В работе [2] исследуются размерная и угловая текстуры при холодной штамповке ферритно-перлитной стали 20Г2Р, причем анализ изменения вектора структурной текстуры проводится в осевом и в радиальном направлениях, в поверхностных и в центральных слоях образца.

При этом изделие формировалось сложным процессом, сочетающим холодное волочение и прессование, верхняя часть изделия деформировалась прессованием с обжатием  $\varepsilon = 0,74$ , нижняя часть образца – волочением с обжатием  $\varepsilon = 0,15$ .

Проведенные исследования показали, что в осевом направлении вектор структурной текстуры изменялся следующим образом: волочение сопровождалось увеличением продольных и уменьшением поперечных размеров зерен в нижней части образца (коэффициент анизотропии увеличивается от 1,6 до 2,7); прессование приводило к увеличению коэффициента анизотропии до 3,5 в нижней части образца и к его уменьшению до 0,2 в верхней части; и при волочении, и при прессовании угол отклонения продольной оси зерна от оси изделия в нижней части образца равен  $0^\circ$ , а в верх-

ней он увеличился до  $90^\circ$  (90-градусная текстура при прессовании наблюдалась во всей верхней области изделия, а при волочении – лишь в ее центральной части).

Изменение текстуры в радиальном направлении заключалось в том, что при волочении коэффициент анизотропии зерен в нижней части образца увеличился от 2,2 до 6,5 на поверхности и почти не изменился в центральной части; прессование также приводило к увеличению коэффициента анизотропии в нижней части образца до 6,0 и 3,0 в поверхностных и центральных слоях соответственно. Угловая текстура в радиальном направлении практически не изменялась.

В работе [3] анализируются изменения вектора структурной текстуры при волочении катанки из стали Ст2кп по маршруту 6,5 → 4,0 мм в поверхностной и центральной частях проволоки. Исследованию подвергается ферритно-перлитная структура материала равноосной формы при ее изменении в процессе пластической деформации. Относительное обжатие, равное 62 %, приводит к резкому изменению формы зерен. Для центральной части проволоки коэффициент анизотропии ферритных зерен в процессе деформации равен 5, перлитных зерен – 4. Угол отклонения продольной оси зерна от оси изделия уменьшается и принимает значения, не превосходящие  $10^\circ$ .

В этой же работе рассмотрены изменения зеренной структуры стали, подвергнутой холодной осадке. При холодной осадке катанки на  $\frac{2}{3}$  высоты образца (что соответствует степени пластической деформации материала  $\varepsilon \approx 0,67$ ) значения коэффициентов анизотропии зерен феррита и перлита были равны 2,0 и 2,3 соответственно, угол  $\varphi$  при этом принимал значения, близкие к  $0^\circ$ .

В работе [1] авторы исследовали изменения коэффициента анизотропии зерен в титановом сплаве ВТ9 в зависимости от степени деформации и от соотношения крутящей и сдвиговой компонент деформации при постоянных температуре и степени деформации. В качестве исходного материала использовали горячекатаный пруток диаметром 40 мм из двухфазного сплава ВТ9. Деформирование осуществляли по схемам кручения, растяжения, а также по трем вариантам пропорционального (кручение + растяжение) нагружения с разным

соотношением сдвиговой и крутящей компонент нагружения (1:2,5, 1:1, 2,5:1). Температурно-скоростной режим соответствовал проявлению эффекта сверхпластичности в сплаве ВТ9 и осуществлялся при температуре  $t = 950\text{ }^\circ\text{C}$  и скорости деформации  $\dot{\xi} = 1,0 \cdot 10^{-3}\text{ с}^{-1}$ .

В качестве основного критерия оценки трансформации микроструктуры был выбран коэффициент анизотропии частиц  $\alpha$ -фазы титанового сплава. В исходном материале  $k_\alpha = 15,6$ . При всех изучаемых схемах нагружения наблюдалось реформирование металлографической текстуры в продольном сечении образцов. Уровень микроструктурных изменений зависел от степени деформации и от соотношения крутящей и осевой компонент деформации.

Наиболее значительные структурные изменения происходили на начальных этапах деформирования при  $\epsilon = 0,2$ . В этом случае  $k_\alpha$  уменьшается в 1,5–2 раза. Самое низкое значение  $k_\alpha = 4,2$  наблюдается в образце, деформированном пропорциональным нагружением с соотношением компонент 1:1, а самое высокое –  $k_\alpha = 6,0$  – при кручении. При степени деформации  $\epsilon = 0,6$  значения  $k_\alpha$  для всех схем нагружения примерно одинаковы и составляют 3,5–4,5. Поэтому в работе сделан вывод о том, что наиболее медленно микроструктурные изменения происходят при кручении, а наибольшая интенсивность и полнота трансформации наблюдаются при деформировании образцов пропорциональным нагружением с соотношением компонент 1:1.

В работе [5] проводится исследование изменения коэффициента анизотропии зерен стали 12Х18Н9 при горячей винтовой прокатке в зависимости от степени деформации и от температуры деформации. Исследования проводились как в продольном сечении образца, так и в поперечном. В исходном состоянии сталь имела анизотропную структуру с коэффициентом анизотропии зерна, равным 4. Заготовки диаметром 21 мм нагревали до 1000–1070  $^\circ\text{C}$  и прокатывали со скоростью 0,2 м/с и разными коэффициентами вытяжки. Полученные прутки диаметром 16–18 мм ускоренно

охлаждали в воде до комнатной температуры. После деформации выдержка не превышала 3 с.

Результаты эксперимента представлены в таблице.

Величина зерна в стали 12Х18Н9 после контрольной закалки и термомеханической обработки

Температура нагрева, $^\circ\text{C}$	Коэффициент вытяжки $\mu$	Размер зерна, мкм		Коэффициент анизотропии зерна
		продольный	поперечный	
Исходное состояние	–	30±2	7,5±1	4
1000	1,3	47,5±3	16,3±1,3	3
1000	1,7	23±1,5	15,5±1,4	1,5
1070	1,4	22±1	11,8±0,5	2
1070	1,8	19±2	13±1	1,5

В работе [5] изучается влияние пластической деформации на кинетику распада аустенита и морфологию образующейся фазы. Исследования проводились на образцах из стали 85, представляющих собой круглые прутки диаметром 8 мм. Сделан вывод о том, что увеличение степени деформации и снижение температуры деформации приводят к измельчению зерен аустенита.

В работе [6] исследуется влияние прокатки на микроструктуру катанки из стали марок 1кп и 08Г2С. Для различных режимов горячей прокатки сталей были рассчитаны функции распределения размеров зерен феррита и перлита, а также определены средние размеры зерен.

В работе [7] построена математическая модель измельчения зеренной структуры горячедеформированного аустенита, учитывающая химический состав стали. Модель построена аналитически и проверена экспериментально, доказано с вероятностью  $p > 0,9$ , что измельчение аустенита в результате первичной рекристаллизации стали подчиняется соотношению

$$\frac{D_1}{D_2} = A\epsilon^{\frac{2}{3}}, \quad (1)$$

где  $D_1, D_2$  – соответственно средний размер равноосного зерна до и после деформации;  $\epsilon$  – степень деформации;  $A$  – коэффициент, зависящий от марки стали.

Полученные указанными авторами результаты свидетельствуют, что геометрические изменения зеренной структуры материалов при различных методах обработки, различной степени, температуре и скорости деформации являются актуальными технологическими критериями, используемыми для различных способов обработки материалов. В то же время анализ источников показывает отсутствие единого подхода к анализу геометрических изменений структуры материала. Это не дает возможности в полной мере использовать статистический аппарат при анализе технологических процессов и увеличивает число необходимых исследований для подтверждения или опровержения теоретических выводов.

Унифицированный и простой метод анализа изменения структурной текстуры, адекватно отражающий особенности каждого из способов обработки металлов, позволил бы обобщить методы структурных исследований и уточнить прогноз свойств изделия.

На основании анализа представленных источников можно сформулировать основные требования к унифицированной геометрической модели изменения структуры металлов:

- 1) универсальность модели для широкого спектра материалов, способов обработки, видов структур;
- 2) простота математического описания модели;
- 3) возможность адаптации модели к конкретным технологическим условиям;
- 4) открытость модели для использования возможностей других эффективных моделей;
- 5) возможность применения модели для решения задач различной сложности;
- 6) возможность сведения сложной задачи к ряду более простых.

Попробуем на основании анализа представленных источников создать интегрированную модель изменения геометрических характеристик зеренной структуры металлов при их пластической обработке.

Площадь зерна равноосной структуры, у которой известны только средние размеры зерен, может быть определена по формулам:

$$S_1 \approx \frac{\pi D_1^2}{4};$$

$$S_2 \approx \frac{\pi D_2^2}{4},$$

где  $S_1$  и  $S_2$  – площади зерен до и после деформации соответственно.

Тогда учитывая (1), получаем

$$\frac{S_1}{S_2} \approx A^2 \varepsilon^{\frac{4}{3}}. \quad (2)$$

Структура реальных материалов в большинстве случаев отличается от равноосной и характеризуется двумя геометрическими параметрами:  $l$  (продольный, максимальный размер зерна) и  $d$  (поперечный, минимальный размер зерна).

Пусть  $l_1, d_1$  – соответственно продольный и поперечный размеры зерна до деформации, а  $l_2, d_2$  – после деформации. Тогда коэффициент анизотропии до и после деформации соответственно равен  $k_1 = \frac{l_1}{d_1}$  и  $k_2 = \frac{l_2}{d_2}$ . В этом случае площадь зерна до и после деформации можно найти по формулам:

$$\begin{aligned} S_1 &\approx \frac{1}{4} \pi l_1 d_1; \\ S_2 &\approx \frac{1}{4} \pi l_2 d_2. \end{aligned} \quad (3)$$

Пусть относительная деформация зерен  $\varepsilon_d = \frac{d_1 - d_2}{d_1}$ , тогда

$$d_2 = (1 - \varepsilon_d) d_1. \quad (4)$$

С учетом (2) получаем

$$l_2 d_2 = \frac{l_1 d_1}{A^2 \varepsilon_d^{\frac{4}{3}}}.$$

После несложных преобразований получено отношение, связывающее коэффициенты анизотропии зерен до и после деформации:

$$k_2 \approx \frac{1}{(1 - \varepsilon_d)^2 A^2 \varepsilon_d^{\frac{4}{3}}} \cdot k_1. \quad (5)$$

Проанализируем изменение структуры материала при различных способах пластического деформирования, используя векторно-матричную модель, ранее применявшуюся для анализа формоизменения заготовки при сортовой прокатке [8].

Реальная структура металла состоит из большого количества зерен, каждое из которых имеет свой коэффициент анизотропии и площадь, изменяющиеся в процессе пластической деформации. Зная средние значения размеров, площадей и коэффициентов анизотропии зерен до деформации, используя формулы (1), (2), (5) и применяя структурно-матричный подход, можно прогнозировать средние значения этих параметров для зерен деформированного металла. Из средних значений геометрических параметров зерен недеформированного металла составим матрицу-столбец  $B_1$  (начальное состояние)

$$B_1 = \begin{pmatrix} D_1 \\ S_1 \\ k_1 \end{pmatrix},$$

а из средних значений геометрических параметров зерен деформированного металла – матрицу-столбец  $B_2$  (конечное состояние)

$$B_2 = \begin{pmatrix} D_2 \\ S_2 \\ k_2 \end{pmatrix}.$$

Перейти от матрицы  $B_1$  к матрице  $B_2$  можно с помощью матрицы перехода  $\Pi$ , а именно:

$$\Pi = \begin{pmatrix} \frac{1}{A\varepsilon_d^{\frac{2}{3}}} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{A^2\varepsilon_d^{\frac{4}{3}}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{(1-\varepsilon_d)^2 A^2\varepsilon_d^{\frac{4}{3}}} \end{pmatrix}.$$

Тогда матричное уравнение приобретает вид

$$\Pi \cdot B_1 = B_2$$

или

$$\begin{pmatrix} \frac{1}{A\varepsilon_d^{\frac{2}{3}}} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{A^2\varepsilon_d^{\frac{4}{3}}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{(1-\varepsilon_d)^2 A^2\varepsilon_d^{\frac{4}{3}}} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} D_1 \\ S_1 \\ k_1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} D_2 \\ S_2 \\ k_2 \end{pmatrix}. \quad (6)$$

Проверим справедливость полученного уравнения (6), сравнив данные о коэффициенте анизотропии зерен после пластической деформации, указанные в источниках, с коэффициентами, рассчитанными с помощью матричного уравнения для различных материалов при различных степенях деформации.

Для определения отсутствующих в источниках данных воспользуемся формулами (7) и (8).

$$A = \frac{D_1}{D_2\varepsilon^{\frac{2}{3}}}. \quad (7)$$

Учитывая (2), площадь зерна после деформации, определяем по формуле

$$S_2 \approx \frac{S_1}{A^2\varepsilon^{\frac{4}{3}}}. \quad (8)$$

Пример расчета среднего размера, площади и коэффициента анизотропии зерна стали марки 40ХСГ2НМКФ, а также экспериментальные данные взяты из работы [9].

Матрица начального состояния имеет вид:

$$\begin{pmatrix} D_1 \\ S_1 \\ k_1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 19,1 \\ 274,9 \\ 1 \end{pmatrix}; A = 2,581; \varepsilon = 0,3,$$

тогда матрица перехода

$$P = \begin{pmatrix} \frac{1}{2,581 \cdot 0,3^{\frac{2}{3}}} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{2,581^2 \cdot 0,3^{\frac{4}{3}}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{2,581^2 \cdot 0,3^{\frac{4}{3}} \cdot (1-0,3)^2} \end{pmatrix}$$

Матричное уравнение имеет вид:

$$\begin{pmatrix} \frac{1}{2,581 \cdot 0,3^{\frac{2}{3}}} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{2,581^2 \cdot 0,3^{\frac{4}{3}}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{2,581^2 \cdot 0,3^{\frac{4}{3}} \cdot (1-0,3)^2} \end{pmatrix} \times \begin{pmatrix} 19,1 \\ 274,9 \\ 1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 16,5 \\ 213,9 \\ 1,5 \end{pmatrix}$$

Таким образом, средний размер зерна после деформации равен 16,5 мкм, площадь зерна – 213,9 мкм<sup>2</sup>, а коэффициент анизотропии зерна после деформации равен 1,5. По данным источника [9] эти параметры после деформации равны соот-

ветственно 15,3, 172,1 и 1,6. Таким образом, полученные результаты достаточно близки к экспериментальным данным.

Проводя аналогичные вычисления для различных материалов и способов обработки, сравним данные, полученные из источников [1–9] с данными, рассчитанными по формулам (5)–(7), результаты вычислений представим в виде диаграмм.

Из рис. 2 видно, что экспериментальные данные, полученные из источников [1–9], и данные, полученные по формуле (5), принимают достаточно близкие друг к другу значения при небольших степенях деформации, равных 20–50 %, а при степени деформации 70 % разница между ними значительна.

Из диаграммы, представленной на рис. 3, видно, что расчетные и экспериментальные данные, полученные из источников, при небольших степенях деформации принимают более близкие друг к другу значения для широкого марочного сортамента.

Таким образом, используя формулу (5), можно прогнозировать изменение формы зерна деформированного металла при небольших степенях деформации. В то же время при анализе сложных структурных формирований, полученных при значительных обжатиях (более 60 %), имеет место расхождение расчетных и экспериментальных данных (рис. 4). Это позволяет сделать вывод о значительной погрешности матричной модели и

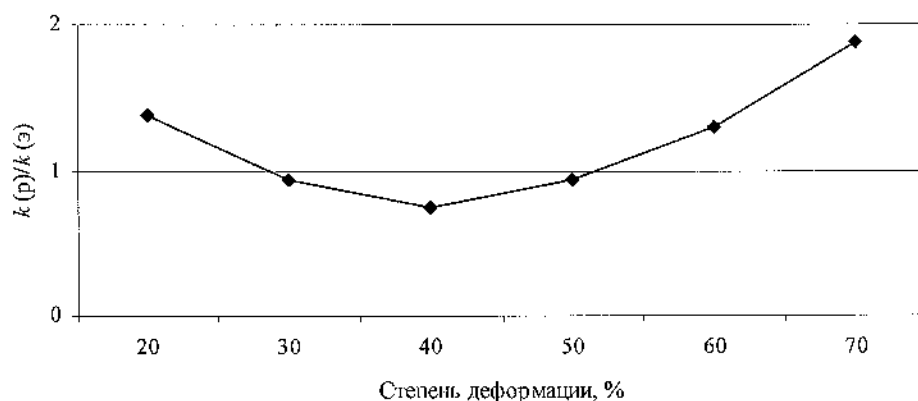


Рис. 2. Сравнение экспериментальных и расчетных значений коэффициента анизотропии при различной деформации металла

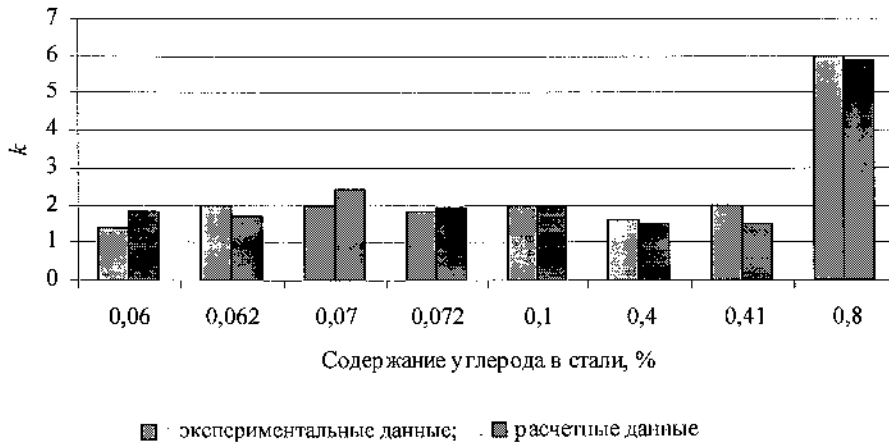


Рис. 3. Сравнение экспериментальных и расчетных значений коэффициента анизотропии зернистой структуры различных сталей для небольших деформаций

влиянии на расчеты неучтенных факторов (скорости деформации, совмещение нескольких процессов при термомеханических обработках и т.п.).

В то же время из рис. 5 и 6 видно, что рассчитанные средние размеры зерен после деформации достаточно близки к экспериментальным значениям как при малых, так и при больших степенях деформации.

Выводы:

1. Анализ работ, посвященных исследованию изменения геометрических параметров зеренной структуры деформированного металла, показал, что единой, универсальной

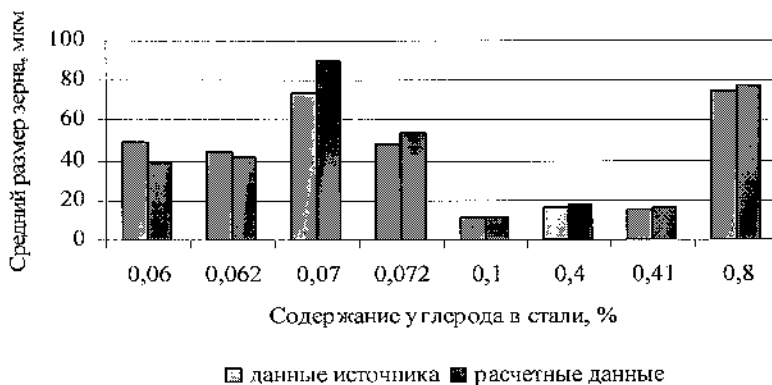


Рис. 5. Сравнение средних размеров зерен при деформации 20–30 %

модели, описывающей эти изменения, не существует.

2. Для анализа изменения структуры материала при различных способах пластического деформирования, в качестве универсального метода предложено использовать векторно-матричную модель. Как показали проведен-

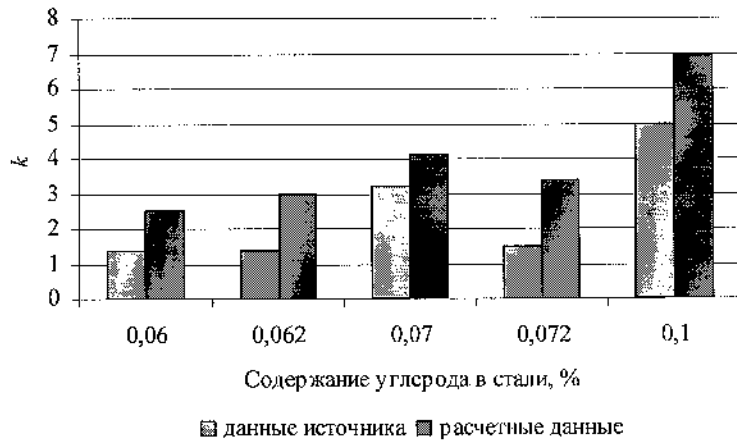


Рис. 4. Сравнение значений коэффициентов анизотропии при значительной деформации металла

ные исследования, данная модель позволяет прогнозировать изменение формы зерна деформированного металла для широкого марочного сортамента и способов его обработки в широком диапазоне варьирования степени деформации.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Бердин В. К., Караваева М.В., Сюткина Л.А., Нуриева С.К. Зависимость механического поведения и эволюции пластичной микроструктуры сплава ВТ9 от соотношения осевой и сдвиговой компонент горячей

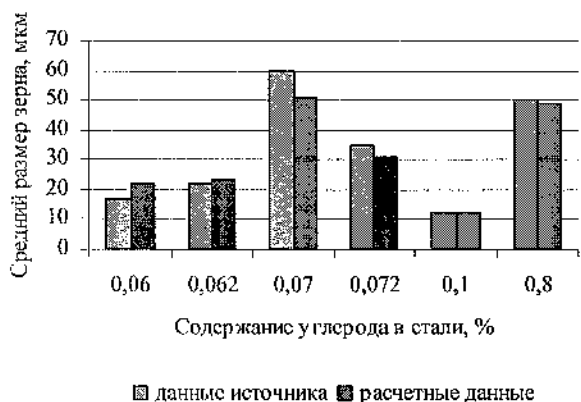


Рис. 6. Сравнение средних размеров зерен при деформации 60–70 %

деформации // *Металловедение и термическая обработка металлов.* – 2004. – № 2. – С. 7–13.

2. Закиров Д.М., Целлермаер В.Я., Иванов Ю.Ф., Козлов Э.Ю., Громов В.Е. Структурная текстура и ее эволюция при холодной штамповке ферритно-перлитной стали // *Изв. вузов. Черная металлургия.* – 1996. – № 12. – С. 36–40.

3. Лебошкин Б.М., Чинюкалов В.Я., Громов В.Е., Козлов Э.В. Изменение структуры и фазового состава стали Ст2кп с разной подготовкой поверхности на стадии метизного передела // *Тр. IV конгр. прокатчиков.* – М., 2002. – Т. 1. – С. 339–341.

4. Грусев В.А., Капуткина Л.М., Романцев Б.А., Андреевичев М.Ю., Корш С.Г. Изменение структуры и

свойств стали 12Х18Н9 при горячей винтовой прокатке на мини-стане 10–30 // *Сталь.* – 2001. – № 10. – С. 63–65.

5. Урцев В.Н., Морозов С.А., Дегтярев В.Н., Воронков С.Н. Исследование влияния температуры и степени деформации на кинетику перлитного превращения в стали 85 // *Фазовые и структурные превращения в сталях: Сб. науч. тр. / Под ред. Урцева В.Н.* – Магнитогорск, 2003. – Вып. 3. – С. 402–417.

6. Дегтярев В.Н., Урцев В.Н., Морозов С.А., Платов С.И. Прокатка в двухфазной области катанки из сталей 1кп и 08Г2С. Результаты промышленного эксперимента на станс 150 ОАО «БМК» // *Фазовые и структурные превращения в сталях: Сб. науч. тр.* – Вып. 1. – С. 255–267.

7. Моляров В.Г. Геометрическая модель измельчения зеренной структуры в результате рекристаллизации горячкатаной стали // *Металловедение и термическая обработка металлов.* – 2005. – № 9. – С. 17–20.

8. Тулунов О.Н., Моллер А.Б., Арцибашев В.В., Симков Ю.В., Колясов Д.В., Завьялов А.А. Структурно-матричный подход и его приложения при моделировании процессов сортовой прокатки // *Фазовые и структурные превращения в сталях: Сб. науч. тр.* – Магнитогорск, 2003. – Вып. 3. – С. 497–509.

9. Диаграммы горячей деформации, структура и свойства сталей: *Справ. изд. / Бернштейн М.Л., Добаткин С.В., Капуткина Л.М., Прокошкин С.Д.* – М.: Металлургия, 1989. – 544 с.

УДК 669.02/09(075)

Е.В. Дилигенский

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

## КОНСТРУИРОВАНИЕ И ЭКСПЛУАТАЦИЯ ВАЛКОВЫХ УЗЛОВ ШИРОКОПОЛОСНЫХ СТАНОВ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ, ОСНАЩЕННЫХ СИСТЕМАМИ ОСЕВОГО ПЕРЕМЕЩЕНИЯ РАБОЧИХ ВАЛКОВ

Потребители холоднокатаной листовой стали предъявляют высокие требования к точности формы листов и широких полос. Для обеспечения конкурентоспособности продукции, выпускаемой на широкополосных станах холодной прокатки (ШСХП) отечественных предприятий, требуется их реконструкция и внедрение новых технологий.

В основе ряда новых технологий лежит применение валков с переменной кривизной продольного профиля, оснащенных системами их встречного осевого перемещения, при котором плавно изменяется профиль активного зазора в рабочей

клетки стана. Главное преимущество таких технологий – сокращение парка прокатных валков за счет применения одной универсальной профилировки их бочек для прокатки широкого сортамента полос и листов. Другим важным преимуществом являются широкие возможности регулирования активного межвалкового зазора в рабочей клетке.

В последние 25 лет на металлургических предприятиях Европы, США и Юго-Восточной Азии многие 4- и 6-валковые рабочие клетки ШСХП были оснащены новыми средствами воздействия на

профиль и форму проката (системами K-WRS, CVC и CVC<sup>PLUS</sup> с осевым перемещением и горизонтальной стабилизацией рабочих валков и др.). Получили распространение рабочие клетки с главным приводом опорных валков, соотношение диаметров бочек опорных и рабочих валков увеличилось с 2,5–3,5 до 4–6 [1–3].

Однако публикации, посвященные методике конструирования валковых узлов, оснащенных системами осевого перемещения рабочих валков с переменной кривизной продольного профиля, в литературе почти отсутствуют, нет данных и о режимах управления этими системами при переменных технологических параметрах процесса прокатки.

Сущность системы CVC (Continuously Variable Crown – непрерывно изменяемая кривизна) состоит в том, что профилировки бочек рабочих валков выполняются одинаковыми S-образными (близкими к синусоидальным), но развернутыми по отношению друг к другу на 180°, что позволяет получить симметричный профиль межвалкового зазора (рис. 1). Когда оба валка занимают основное положение (осевое перемещение равно нулю), они действуют, как обычная валковая пара с определенной выпуклостью (рис. 1, а). Встречное осевое перемещение  $C$  рабочих валков изменяет профиль межвалкового зазора, оказывая такое же влияние на профиль и форму полосы, какое оказывает использование большого парка обычных валков с различными выпуклостями.

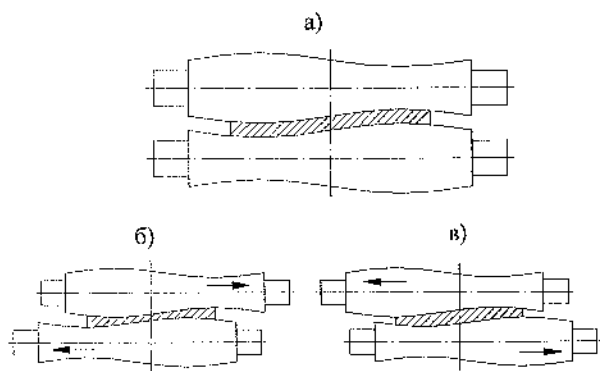


Рис. 1. Принцип действия CVC-валков

Осевое перемещение рабочих валков имеет положительное значение  $C > 0$ , когда верхний валок перемещается вправо, нижний – влево, что соот-

ветствует увеличению обжатия в середине и уменьшению его у боковых кромок (рис. 1, б).

Осевое перемещение рабочих валков имеет отрицательное значение  $C < 0$ , когда верхний валок перемещается влево, а нижний – вправо, что соответствует уменьшению обжатия в середине и увеличению его у боковых кромок (рис. 1, в).

Основное назначение CVC – установка при начальной настройке стана требуемого профиля межвалкового зазора, обеспечивающего сохранение в процессе прокатки равенства вытяжек по ширине полосы путем поддержания постоянства относительной поперечной разнотолщинности подката.

Профилировки S-образных рабочих валков ШСХП, как и обычных рабочих валков, необходимо определять с учетом тепловых, упругих деформаций валкового узла, профилировок и износа бочек опорных валков. В результате анализа работ [2–4] по вопросу определения оптимальных профилировок рабочих и опорных валков CVC-клетей сделаны следующие выводы:

а) разность наибольшего и наименьшего диаметров бочки S-образного валка должна быть минимальной и достаточной для прокатки всего сортамента полос на ШСХП, чтобы неравномерности межвалковых давлений и износа по длине бочек валков в 4- и 6-валковых CVC-клетях в сравнении с обычными клетями ШСХП отличались незначительно, а для компенсации большей части упругих деформаций валкового узла необходимо применять опорные валки с выпуклыми профилировками;

б) применение S-образных опорных валков с профилем, соответствующим профилю S-образных рабочих валков, в связи с осевым перемещением последних, не дает существенного преимущества в обеспечении равномерности межвалковых давлений по сравнению с применением обычных опорных валков с выпуклым параболическим профилем;

в) в CVC-клетях возможно и выгодно применение обычных опорных валков с выпуклым параболическим профилем, который легко шлифуют на вальцешлифовальном станке без ЧПУ и учитывают при настройке профиля активного зазора между рабочими валками.

В работе [4] приводится методика определения

основных параметров SVC – амплитуды синусоидального профиля ( $A$ ) и максимального осевого перемещения рабочих валков ( $C_{\max}$ ) для конструирования 4-валкового узла с синусоидальной профилировкой валков. В соответствии с методикой [4], параметры синусоидального профиля определяют, исходя из максимальных возможных прогибов нагруженных рабочих валков, при условии обеспечения плоскостности прокатываемой полосы. Указанная методика имеет следующие недостатки:

а) приняты цилиндрические опорные валки, что приводит к большой величине амплитуды ( $A$ ) и большой неравномерности межвалковых давлений;

б) не учтены минимальные возможные прогибы узла валков, поэтому значительная часть диапазона осевого перемещения рабочих валков является избыточной и не будет использована, так как осевое перемещение  $C < 0$  в сочетании с цилиндрическими опорными валками устанавливает шлифовочную вогнутость ненагруженного 4-валкового узла и не компенсирует прогибы нагруженных валков.

С целью устранения указанных недостатков в данной работе предложена новая методика определения основных параметров 4- и 6-валковых узлов с синусоидальной профилировкой рабочих валков, в которой учитывается весь диапазон возможных прогибов валков в линии рабочих клетей ШСХП. Кроме того, предложена математическая модель, позволяющая управлять системой встречного осевого перемещения S-образных валков в процессе эксплуатации для регулирования плоскостности холоднокатаных полос.

Основные допущения, принятые в новой методике, состоят в следующем:

1. Профиль бочки ненагруженных рабочих валков описывается синусоидальными функциями с длиной волны, равной длине бочки рабочего валка  $L_p$  (рис. 2).

2. Первоначальный зазор между бочками рабочего и опорного валков, неравномерный по длине их контакта, под воздействием усилия прокатки  $P$  полностью исчезает в результате упругого сплющивания, неравномерного по длине бочек.

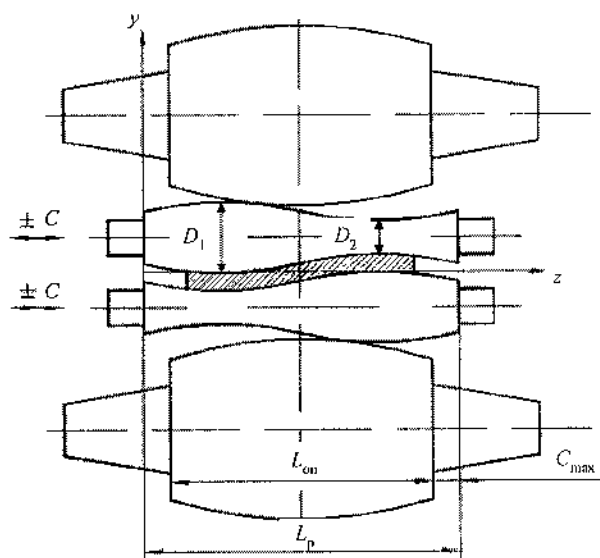


Рис. 2. Четырехвалковый узел рабочей клетки ШСХП с синусоидальными профилировками рабочих валков

3. Прогиб оси S-образного рабочего валка под действием усилия прокатки  $P$  незначительно отличается от прогиба обычного рабочего валка.

4. Шлифовочная профилировка опорных валков  $\Delta D_{\text{шл.оп}}$  принята выпуклой, как в обычных клетях ШСХП ( $\Delta D_{\text{шл.оп}} = +0,2 \dots +0,3$  мм), чтобы компенсировать основные упругие деформации валков.

5. Зазор между ненагруженными S-образными рабочими валками, находящимися в среднем положении ( $C = 0$ ), может быть равномерным или неравномерным по длине их бочек.

Допущения 1, 2, 3 приняты такие же, как в методике [4], а допущения 4, 5 позволяют устранить ее недостатки.

В 4- и 6-валковых клетях с осевым перемещением рабочих валков шлифовочная выпуклость в том смысле, в котором она использована для обычных рабочих валков (с бочкообразным профилем), отсутствует, а упругие деформации и износ должны быть скомпенсированы соответствующим профилем щели между активными синусоидальными образующими валков.

В качестве численной характеристики этого профиля, аналогичной шлифовочной выпуклости, может быть принята разность  $\Delta_{\text{щ}}$  зазоров верхнего и нижнего рабочих валков в сечениях, соответ-

ствующих краю активной части бочки опорного вала и середине его бочки (с координатами соответственно  $z_1 = (L_p - L_{оп})/2 = C_{\max}$  и  $z_2 = L_p/2$ , где  $L_{оп}$  – длина бочки опорного вала), что поясняется рис. 3. За начало координат ( $z = 0$ ) принято сечение, соответствующее краю бочки рабочих валков, находящихся в среднем (нейтральном) положении, когда их осевое смещение  $C = 0$ .

Согласно рис. 3,

$$\Delta_{ш} = \Delta y(z_1) - \Delta y(z_2), \quad (1)$$

где  $\Delta y(z_1) = y_v(z_1) - y_{ш}(z_1)$  – зазор между рабочими валками в сечении с координатой  $z_1$ ;  $\Delta y(z_2) = y_v(z_2) - y_{ш}(z_2)$  – зазор между рабочими валками в сечении с координатой  $z_2$ .

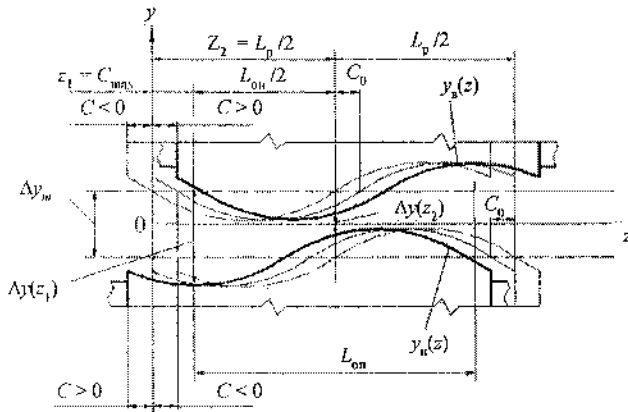


Рис. 3. Схема к расчету основных параметров валковых узлов с S-образными рабочими валками

Для 4-валковой клетки взаимосвязь деформаций и синусоидальной профилировки валков, необходимую для прокатки плоской полосы, можно выразить с помощью уравнения, полученного из уравнения методики [4] после подстановки в него показателя шлифовочной выпуклости опорных валков:

$$\Delta_{ш} = 2 \left( y_{оп} + \Delta_{спл. оп. п} - \Delta D_{Tр} \right) + \Delta D_{изн. оп} - \Delta D_{Tоп} -$$

$$- \Delta D_{ш. оп} + \left( 2\Delta_{спл} - \delta_n \frac{h_1}{h_0} \right) \left( \frac{L_{оп}}{b} \right)^2, \quad (2)$$

где  $y_{оп}$  – прогиб опорного вала (разность прогибов в середине и у края бочки);  $\Delta_{спл. оп. п}$  – «собственный» прогиб рабочего вала (разность упругих сплющиваний в контакте с опорным валком в середине и у края его бочки, вызванная неравномерностью межвалковых контактных напряжений);  $\Delta D_{изн. оп}$  – максимальный износ в середине бочки одного опорного вала (на диаметр) в момент установки отшлифованного рабочего вала;  $\Delta_{спл}$  – разность сплющивания одного рабочего вала в контакте с полосой в середине и на кромке полосы;  $\Delta D_{Tр}, \Delta D_{Tоп}$  – средние значения тепловых выпуклостей рабочего и опорного валков на длине бочки, возникающих в результате неравномерного нагрева и охлаждения при прокатке;  $\Delta D_{ш. оп}$  – шлифовочная выпуклость одного опорного вала;  $\delta_n$  – поперечная разнотолщинность подката;  $h_0, h_1$  – толщина полосы на входе и выходе из клетки;  $b$  – ширина полосы.

Для внедрения 6-валковых рабочих клеток при реконструкциях отечественных ШСХП актуальной задачей является разработка методики определения основных параметров 6-валкового узла с синусоидальной профилировкой рабочих валков, оснащенных системами их осевой сдвижки.

Для 6-валковой клетки взаимосвязь деформаций и синусоидальной профилировки валков, необходимую для прокатки плоской полосы, можно выразить с помощью уравнения (2), подставив в него вместо показателя  $\Delta_{спл. оп. п}$  показатели шлифовочной и тепловой выпуклостей промежуточных валков, их износа и упругих сплющиваний в контактах с опорными и рабочими валками:

$$\begin{aligned} \Delta_{ш} = & 2 \left( y_{оп} + \Delta_{спл. оп. пр} + \Delta_{спл. пр. п} + \right. \\ & \left. + \Delta D_{изн. пр} - \Delta D_{Tпр} - \Delta D_{Tр} - \Delta D_{ш. пр} \right) + \\ & + \Delta D_{изн. оп} - \Delta D_{Tоп} - \Delta D_{ш. оп} + \left( 2\Delta_{спл} - \delta_n \frac{h_1}{h_0} \right) \left( \frac{L_{оп}}{b} \right)^2, \end{aligned} \quad (3)$$

где  $\Delta_{\text{спл. оп. пр}}$  – «собственный» прогиб промежуточного валка (разность упругих сплющиваний в контакте с опорным валком в середине и у края его бочки, вызванная неравномерностью межвалковых контактных напряжений);  $\Delta_{\text{спл. пр. р}}$  – «собственный» прогиб рабочего валка (разность упругих сплющиваний в контакте с промежуточным валком в середине и у края его бочки, вызванная неравномерностью межвалковых контактных напряжений);  $\Delta D_{\text{изн. пр}}$  – максимальная величина износа в середине бочки одного промежуточного валка (на диаметр) в момент установки отшлифованного рабочего валка;  $\Delta D_{\text{ш. пр}}$  – шлифовочная выпуклость одного промежуточного валка;  $\Delta D_T \text{ пр}$  – среднее значение тепловой выпуклости промежуточного валка на длине  $L_{\text{оп}}$ , возникающее в результате неравномерного нагрева и охлаждения при прокатке.

Для разработки новой математической модели, определяющей режим прокатки плоской полосы в S-образных валках, по формуле (2) или (3) необходимо определить максимальную ( $\Delta_{\text{ш. max}}$ ) и минимальную ( $\Delta_{\text{ш. min}}$ ) возможные разности зазоров  $\Delta_{\text{ш}}$ , которые соответствуют максимальному ( $+C_{\text{max}}$ ) и минимальному ( $-C_{\text{max}}$ ) осевым перемещениям рабочих валков и являются исходными для определения основных параметров данного валкового узла. Значение  $\Delta_{\text{ш. max}}$  соответствует максимальным значениям упругих деформаций валков и минимальным значениям их тепловых выпуклостей при максимально изношенных опорных и промежуточных валках. Значение  $\Delta_{\text{ш. min}}$  соответствует минимальным значениям упругих деформаций валков и максимальным значениям их тепловых выпуклостей при неизношенных опорных и промежуточных ( $\Delta D_{\text{изн. оп}} = 0$ ,  $\Delta D_{\text{изн. пр}} = 0$ ) валках. С помощью встречного осевого перемещения ненагруженных S-образных рабочих валков в диапазоне  $\pm C_{\text{max}}$  в межвалковой щели получаем разность зазоров в диапазоне от  $\Delta_{\text{ш. max}}$  до  $\Delta_{\text{ш. min}}$ , следовательно, можем принять, что среднему осевому перемещению валков

$C = (C_{\text{max}} - C_{\text{max}}) / 2 = 0$  (см. рис. 3) соответствует среднее значение разности зазоров  $\Delta_{\text{ш. ср}}$ :

$$\Delta_{\text{ш. ср}} = (\Delta_{\text{ш. max}} + \Delta_{\text{ш. min}}) / 2. \quad (4)$$

Величина  $\Delta_{\text{ш. ср}}$ , согласно допущению 5, может быть положительной, отрицательной, равной нулю (неравномерный или равномерный межвалковый зазор) и обеспечивается соответственно положительными, отрицательными или равными нулю начальными смещениями синусоидальных образующих рабочих валков  $C_0$  вдоль оси  $z$  (см. рис. 3), при этом их бочки остаются в среднем положении ( $C = 0$ ).

Начальное смещение синусоидальных образующих рабочих валков имеет положительное значение  $C_0 > 0$ , когда образующая верхнего валка смещается вправо, нижнего – влево. Начальное смещение синусоидальных образующих рабочих валков имеет отрицательное значение  $C_0 < 0$ , когда образующая верхнего валка смещается влево, нижнего – вправо. Смещение  $C_0$  является одним из главных конструктивных параметров узла S-образных рабочих валков наряду с параметрами  $A$  и  $C_{\text{max}}$ .

Для конструирования рабочих клеток с системой SVC в методике [4] определены максимальное осевое перемещение рабочих валков  $C_{\text{max}}$  и разность длин бочек рабочего и опорного валков ( $L_p - L_{\text{оп}}$ ) (см. рис. 2). Оптимальным принимаем выражение из методики [4], когда эти величины связаны соотношением:

$$L_p = L_{\text{оп}} + 2C_{\text{max}}, \quad (5)$$

обеспечивающим минимально необходимую длину бочки рабочего валка и, следовательно, минимальную массу валкового узла.

Определение зависимости величины  $\Delta_{\text{ш}}$  от конструктивных параметров узла S-образных рабочих валков и от величины их осевого перемещения необходимо для управления механизмом

осевой сдвижки рабочих валков в процессе эксплуатации.

$$\Delta_{\text{ш}} = F(A, C_{\text{max}}, C_0, C); \quad (6)$$

$$A = \frac{D_1 - D_2}{4}, \quad (7)$$

где  $A$  – амплитуда синусоиды образующей рабочего валка;  $D_1$  и  $D_2$  – максимальный и минимальный диаметры бочки (см. рис. 2).

Вывод зависимости (6) выполним для диапазона осевого перемещения  $\pm C_{\text{max}}$ .

Активную образующую ненагруженного верхнего рабочего валка при  $C > 0$  в функции осевой координаты  $z$  (см. рис. 3) можно описать выражением

$$y_n(z) = \frac{\Delta y_m}{2} - A \cdot \sin \left[ \frac{2\pi}{L_p} (z - C_0 - C) \right], \quad (8)$$

где  $\Delta y_m$  – расстояние по оси  $y$  между номинальными диаметрами  $D_p = (D_1 + D_2)/2$  ненагруженных рабочих валков (см. рис. 2, 3).

Активную образующую ненагруженного нижнего рабочего валка при  $C > 0$  можно описать аналогичным выражением:

$$y_{\text{ш}}(z) = -\frac{\Delta y_m}{2} - A \cdot \sin \left[ \frac{2\pi}{L_p} (z + C_0 + C) \right]. \quad (9)$$

Вычитая функцию (9) из функции (8), получим зависимость зазора между активными образующими верхнего и нижнего рабочих валков от осевой координаты  $z$  при любом фиксированном смещении  $C > 0$ :

$$\Delta y(z) = \Delta y_m + 2A \cdot \sin \frac{2\pi(C_0 + C)}{L_p} \cos \frac{2\pi(C_0 + z)}{L_p}. \quad (10)$$

С помощью выражения (10) можно определить разность зазоров между активными образующими двух ненагруженных рабочих валков в любых по-

перечных сечениях в диапазоне  $z$  (см. рис. 3):

$$C_{\text{max}} \leq z \leq L_{\text{оп}} + C_{\text{max}}.$$

Используя это выражение для определения величины  $\Delta_{\text{ш}}$  по формуле (1), получим:

$$\begin{aligned} \Delta_{\text{ш}} &= 4A \cdot \sin \frac{2\pi(C_0 + C)}{L_p} \times \\ &\times \cos \frac{\pi(2C_0 + C_{\text{max}})}{L_p} \cdot \cos \frac{\pi \cdot C_{\text{max}}}{L_p}. \quad (11) \end{aligned}$$

Проведя аналогичные преобразования выражения (1) при перемещении рабочих валков в противоположном направлении ( $C < 0$ ), легко убедиться, что и в этом случае величина  $\Delta_{\text{ш}}$  определяется формулой (11). Используя ее в выражении (2), получим базовое уравнение взаимосвязи основных параметров узла S-образных валков ( $A, C_{\text{max}}, C_0, C$ ) и составляющих деформации 4-валковой системы, определяющее режим прокатки плоской полосы:

$$\begin{aligned} 4A \cdot \sin \frac{2\pi(C_0 + C)}{L_p} \cos \frac{\pi(2C_0 + C_{\text{max}})}{L_p} \cos \frac{\pi \cdot C_{\text{max}}}{L_p} = \\ = 2 \cdot (y_{\text{оп}} + \Delta_{\text{спл.оп.р}} - \Delta D_{T_p}) + \Delta D_{\text{изн.оп}} - \Delta D_{T_{\text{оп}}} - \\ - \Delta D_{\text{ш.оп}} + \left( 2\Delta_{\text{спл}} - \delta_n \frac{h_1}{h_0} \right) \left( \frac{L_{\text{оп}}}{b} \right)^2. \quad (12) \end{aligned}$$

Используя выражения (3) и (11), получим аналогичное уравнение для 6-валковой системы:

$$\begin{aligned} 4A \cdot \sin \frac{2\pi(C_0 + C)}{L_p} \cos \frac{\pi(2C_0 + C_{\text{max}})}{L_p} \cos \frac{\pi \cdot C_{\text{max}}}{L_p} = \\ = 2 \left( y_{\text{оп}} + \Delta_{\text{спл.оп.пр}} + \Delta_{\text{спл.пр.р}} + \Delta D_{\text{изн.пр}} - \right. \\ \left. - \Delta D_{T_{\text{пр}}} - \Delta D_{T_p} - \Delta D_{\text{ш.пр}} \right) + \Delta D_{\text{изн.оп}} - \end{aligned}$$

$$-\Delta D_{\text{тон}} - \Delta D_{\text{ш.оп}} + \left( 2\Delta_{\text{спл}} - \delta_{\text{п}} \cdot \frac{h_1}{h_0} \right) \left( \frac{L_{\text{оп}}}{b} \right)^2. \quad (13)$$

Величины  $\Delta_{\text{ш. max}}$  и  $\Delta_{\text{ш. min}}$  соответствуют предельным осевым перемещениям  $+C_{\text{max}}$  и  $-C_{\text{max}}$  (см. рис. 3). Используя формулу (11), получим уравнение для определения на стадии конструирования основных параметров 4-валковой или 6-валковой клетки с синусоидальной профилировкой валков:

$$A = \frac{\Delta_{\text{ш. max}} - \Delta_{\text{ш. min}}}{8 \cos \frac{2\pi C_0}{L_p} \sin \frac{2\pi C_{\text{max}}}{L_p} \cos \frac{\pi(2C_0 + C_{\text{max}})}{L_p} \cos \frac{\pi C_{\text{max}}}{L_p}}. \quad (14)$$

Расчеты по формуле (14) показали, что параметры  $A$ ,  $C_{\text{max}}$  и  $C_0$  взаимозависимы: с увеличением  $C_{\text{max}}$  существенно уменьшается необходимая амплитуда профиля валков, а с увеличением  $C_0$  амплитуда незначительно увеличивается. Из конструктивных соображений и по данным [2–4], величину  $C_{\text{max}}$  следует принимать в диапазоне 100–150 мм, так как при  $C_{\text{max}} < 100$  мм существенно возрастает величина  $A$ , вследствие чего увеличивается неравномерность сплющиваний по длине контакта бочек рабочего и опорного валков. При  $C_{\text{max}} > 150$  мм увеличивается ширина станины и подушек опорных валков, а следовательно, и их металлоемкость, а также усложняется конструкция сочленения с муфтами приводных концов рабочих валков.

Для определения величины  $C_0$  используем уравнение (11). Величины  $C_{\text{max}}$  и  $C_0$  значительно меньше величины  $L_p$ , поэтому с погрешностью, которой пренебрегаем, в формуле (11) принимаем  $\sin(x) \approx x$ . Используя это допущение, получим выражение для определения  $C_0$ :

$$C_0 = \frac{C_{\text{max}} (\Delta_{\text{ш. max}} + \Delta_{\text{ш. min}})}{\Delta_{\text{ш. max}} - \Delta_{\text{ш. min}}}. \quad (15)$$

Из выражения (15) видно, что начальное сме-

щение синусоидальной профилировки  $C_0$  увеличивается с увеличением  $C_{\text{max}}$ . Кроме того, величина  $C_0$  существенно зависит от рассчитываемых по формулам (2) или (3) предельных разностей зазоров  $\Delta_{\text{ш. max}}$  и  $\Delta_{\text{ш. min}}$ .

Предлагаемая методика применена для определения основных конструктивных параметров S-образных рабочих валков 4-валковой клетки непрерывного 5-клетевого стана 1700 холодной прокатки (НСХП) ОАО «Северсталь».

По результатам расчетов с применением известных методик получили: значение  $\Delta_{\text{ш. max}} = +0,303$  мм соответствует клетки № 5 при прокатке узкой полосы и максимальном износе ( $\Delta D_{\text{изн. оп}} = 0,2$  мм) опорных валков; значение  $\Delta_{\text{ш. min}} = -0,152$  мм соответствует клетки № 2 при прокатке широкой полосы в начале кампании опорных валков ( $\Delta D_{\text{изн. оп}} = 0$ ).

Параметры профилировки рабочих валков с номинальным диаметром  $D_p = 600$  мм, рассчитанные по формулам (7), (14) и (15), для двух крайних значений  $C_{\text{max}}$  и разностей зазоров  $\Delta_{\text{ш. max}} = +0,303$  мм и  $\Delta_{\text{ш. min}} = -0,152$  мм приведены в табл. 1.

Таблица 1

$C_{\text{max}}$ , мм	$C_0$ , мм	$A$ , мм	$D_1 - D_2$ , мм	$D_1$ , мм	$D_2$ , мм
100	33	0,177	0,708	600,354	599,646
150	50	0,136	0,544	600,272	599,728

При заданных конструктивных параметрах  $C_{\text{max}}$ ,  $C_0$  и  $A$ , реализованных в действующей рабочей клетки, из выражения (12) получим зависимость осевого перемещения валков от параметров деформации 4-валковой системы в процессе прокатки:

$$C = \frac{L_p}{2\pi} \arcsin \frac{\Delta_{\text{ш}}}{4A \cos \frac{\pi(2C_0 + C_{\text{max}})}{L_p} \cos \frac{\pi \cdot C_{\text{max}}}{L_p}} - C_0. \quad (16)$$

Зависимость (16) можно использовать в АСУ ТП стана для начальной установки валков после их завалки в клеть или для их перемещений в процессе прокатки в режиме регулирования плоскостности полосы по возмущениям.

Составляющие упругой деформации 4-валковой клетки, тепловые выпуклости рабочих и опорных валков могут быть вычислены с использованием известных методик, величины износа опорных валков и поперечной разнотолщинности подката – из практических данных.

Например, если для заданного режима прокатки в 1-й клетки НСХП ( $P = 6,68$  МН; подкат из стали 08Ю;  $h_0 = 1,93$  мм;  $h_1 = 1,31$  мм;  $b = 935$  мм;  $\delta_{II} = 0,05$  мм) рассчитаны следующие параметры:  $y_{оп} = 0,028$  мм;  $\Delta_{спл. оп. p} = 0,12$  мм;  $\Delta_{спл} \approx 0$ ;  $\Delta D_{ш. оп} = 0,2$  мм;  $\Delta D_{изн. оп} = 0,1$  мм;  $\Delta D_{T p} = 0,025$  мм;  $\Delta D_{T_{оп}} = 0,015$  мм, то при  $A = 0,177$  мм,  $C_0 = 33$  мм и  $C_{max} = 100$  мм начальное осевое перемещение валков будет равно

$$C = \frac{1800}{2\pi} \times \arcsin \frac{2 \cdot (0,028 + 0,12 - 0,025) + 0,1 - 0,2 - 0,015 - 0,05 \cdot \frac{1,31}{1,93} \left( \frac{1600}{935} \right)^2}{4 \cdot 0,177 \cdot \cos \frac{\pi(2 \cdot 33 + 100)}{1800} \cdot \cos \frac{\pi \cdot 100}{1800}} - 33 = -19 \text{ мм,}$$

что соответствует положению валков, показанному на рис. 3, при  $C < 0$ .

Таким образом, разработана и апробирована математическая модель, позволяющая рассчитать параметры рабочих валков широкополосного стана, оснащенного системой осевого перемещения – амплитуду, начальное смещение их синусоидального профиля и максимальное осевое перемещение, с учетом упругих, тепловых деформаций и износа валков, а также управлять их перемещением для регулирования плоскостности холоднокатаных полос.

Модель может быть использована в проектах реконструкции широкополосных станков и в автоматизированных системах управления их технологическим процессом.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Profile control of hot rolled strip by work roll shifting (K-WRS) mill / M. Kitahama, I. Yarita, H. Abe, H. Awazuhara // Iron And Steel Engineer. – 1987. – № 11. – P. 34–43.
2. Bald W., Beisemann G., Feldmann H., Schüttes T. CVC. Continuously Variable Crown Rolling // Iron and Steel Engineer. – 1987. – № 3. – P. 32–41.
3. Европейский пат. EP0294544, int. Cl.<sup>4</sup>: B 21 B 13/14. Rolling stand with axially adjustable cylinders / J. Seidel, D. Rosenthal, J. Dr. Klockner. – Оpubл. 14.12.88.
4. Гарбер Э.А., Дилигенский Е.В. Основные параметры валковых узлов широкополосных станков, оснащенных системами осевой сдвижки // Производство проката. – 1998. – № 6. – С. 31–37.

УДК 621.774

А.Г. Васенин, ОАО «Северсталь»  
 А.И. Виноградов, ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»  
 А.В. Колобов, А.Н. Тюлятин, ОАО «Северсталь»  
 В.С. Юсупов, ИМЕТ РАН

### СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ПРОИЗВОДСТВА ЭЛЕКТРОСВАРНЫХ ТРУБ КРУГЛОГО И ПРОФИЛЬНОГО СОРТАМЕНТА В УСЛОВИЯХ ЦЕХА ГНУТЫХ ПРОФИЛЕЙ ОАО «СЕВЕРСТАЛЬ»

Одним из востребованных видов продукции черной металлургии являются профильные сталь-

ные трубы квадратного и прямоугольного сечения, которые получают на трубозлектросварочных аг-

регатах путем формовки и сварки круглой трубы с последующим профилированием в неприводных валках (турголовках).

В связи с постоянным ростом спроса на электросварные трубы в России в 2005 году в цехе гнугых профилей ОАО «Северсталь» пущен новый трубозлектросварочный агрегат «21–89» фирмы «OTO MILLS» производительностью 60 тыс. т/год для производства круглых и профильных труб.

В настоящее время на стане «21–89» освоено весь сортамент труб диаметром от 21 до 89 мм с толщиной стенки 1–4 мм из углеродистых и низколегированных марок стали по ГОСТ 10704, ГОСТ 10705, DIN 2394; DIN 2395, ГОСТ 8639, ГОСТ 8645. При проектировании валковой оснастки нового ТЭСА «21–89» для формовки труб различного сортамента, расчет калибровок вели по разработанной методике [1, 2].

Однако производство профильных труб на стане сопровождается рядом негативных моментов: увеличивается брак по гофрообразованию при переходе на производство трубы такого же диаметра, но из заготовки другой толщины; отсутствуют данные о связи радиусов скругления углов готовой трубы с технологическими параметрами процесса, обеспечивающими исключение потери устойчивости боковых граней профильной трубы.

### 1. Разработка методики расчета калибровки круглой трубы

При производстве круглой трубы процесс вытяжки стабилизирует подготовку кромки полосы к последующей сварке. Происходит устранение нежелательных продольных искривлений волокон кромки полосы, образующихся на этапе формовки в открытых калибрах, обеспечивается достаточное обжатие трубы по периметру и тем самым достигается увеличение устойчивости профиля в калибрах.

Для обеспечения качественной формовки трубной заготовки, которая обеспечит параллельное схождение торцов кромок в сварочном калибре и исключит гофрообразование при сварке, необходимо определение вытяжек в каждой закрытой формовочной клетки с учетом изменения тол-

щины заготовки и регулирования зазора между ребордами валков.

Для этого предложена следующая методика определения вытяжек при производстве трубы одного и того же диаметра из заготовки различной толщины.

Вытяжка в каждой закрытой формовочной клетки рассчитывается по формуле

$$\mu_i = \frac{P_{i-1}}{P_i},$$

где  $P_{i-1}$  – периметр трубной заготовки перед рассчитываемой клетью, мм;  $P_i$  – периметр трубной заготовки за рассчитываемой клетью, мм.

Вытяжка в закрытой формовочной клетки для первого по ходу формовки калибра рассчитывается по формуле

$$\mu_i = \frac{B_{\text{заг}}}{P_i},$$

где  $B_{\text{заг}}$  – периметр исходной трубной заготовки, мм.

При изменении толщины стенки трубы и соответствующей этому изменению ширины исходной заготовки необходимо найти средний периметр калибра, сохраняющий заложенный режим обжатия.

Исходные данные для расчета:

$S$  – толщина стенки трубы (отличная от исходной), мм;

$R_i$  – радиус калибра  $i$ -й закрытой клетки, мм;

$t$  – расчетный зазор между ребордами валков закрытого калибра, мм;

$\Delta$  – величина смещения валков относительно центра калибра, мм;

$\alpha$  – центральный уголгиба в закрытом калибре, град.

Средний периметр калибра при изменении зазора между валками на величину  $\Delta$  (рис. 1) определяется формулой

$$P_{\text{общ}} = 2L_{AD} + 2L_{AB} - L_{BC},$$

где  $L_{AD}$  – длина дуги рабочей части калибра ниж-

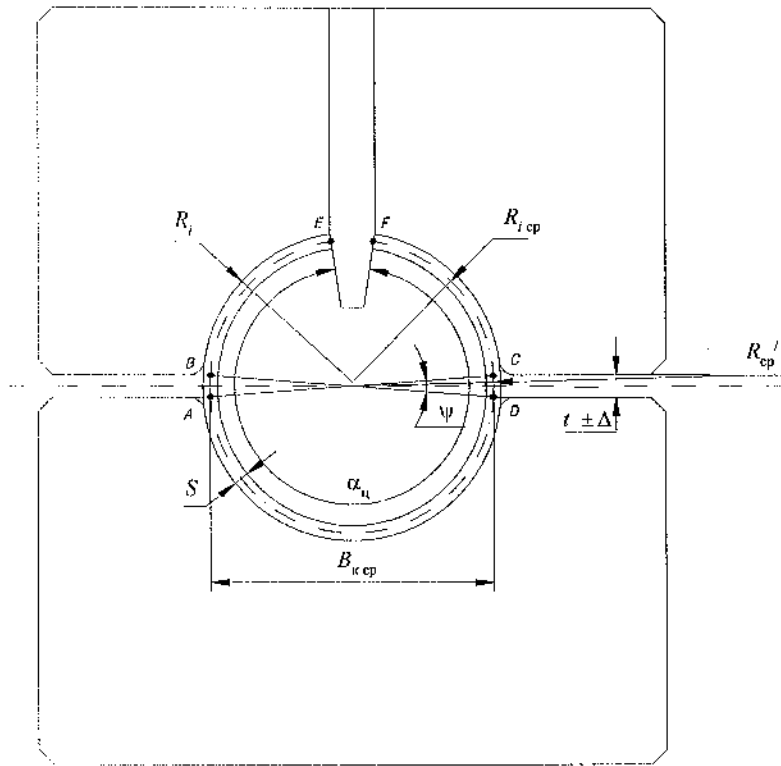


Рис. 1. Схема расчета среднего периметра закрытого калибра при изменении зазора между ребордами валков на величину  $\Delta$

него ваяка;  $L_{AB}$  – длина дуги, приходящаяся на зазор между валков;  $L_{EF}$  – длина дуги, приходящаяся на толщину разрезной шайбы.

Длина дуги рабочей части калибра нижнего вала определяется по формуле

$$L_{AD} = 2R_{ср} \cdot \pi \cdot \left( \frac{\arcsin\left(\frac{B_{к.ср}}{2R_{ср}}\right)}{180^\circ} \right), \quad (1)$$

где  $R_{ср} = R_i - \frac{S}{2}$  – средний радиус калибра, мм;

$B_{к.ср} = 2 \cdot R_{ср} \cdot \sin\left(\arccos\left(\frac{t}{2 \cdot R_{ср}}\right)\right)$  – средняя ширина калибра, мм.

Длина дуги, приходящаяся на зазор между валков

$$L_{AB} = \frac{R' \cdot \pi \cdot \psi}{180^\circ}, \quad (2)$$

где  $R' = \sqrt{\left(\frac{t + \Delta}{2}\right)^2 + \left(\frac{B_{к.ср}}{2}\right)^2}$  – радиус заготовки в зазоре между ребордами валков (при  $\Delta = 0$ ,  $R' = R_{ср}$ );

$$\psi = 2 \cdot \arcsin\left(\frac{\left(\frac{t + \Delta}{2}\right)}{R'}\right).$$

Длина дуги, приходящаяся на толщину разрезной шайбы:

$$L_{EF} = \frac{R_{ср} \cdot \pi \cdot (360^\circ - \alpha)}{180^\circ}.$$

Кроме того, при осуществлении перехода на другую толщину подката (при производстве трубы одного и того же диаметра) возникает необходимость в перенастройке горизонтальных калибровочных клетей на данную толщину для стабилизации суммарной

вытяжки.

Вытяжка в каждой горизонтальной калибровочной клетке рассчитывается по формуле

$$\mu_i = \frac{P_{i-1}}{P_i},$$

где  $P_{i-1}$  – периметр сваренной трубы перед клетью, мм;  $P_i$  – периметр сваренной трубы за клетью, мм.

Исходные данные для расчета:

$S$  – толщина стенки трубы (отличная от исходной), мм;

$R$  – радиус калибра, мм;

$t$  – расчетный зазор между ребордами валков, мм;

$\Delta$  – смещение валков относительно центра калибра, мм.

Средний периметр калибра при изменении зазора (рис. 2) находим по формуле

$$P_{общ} = 2L_{AD} + 2L_{AB}.$$

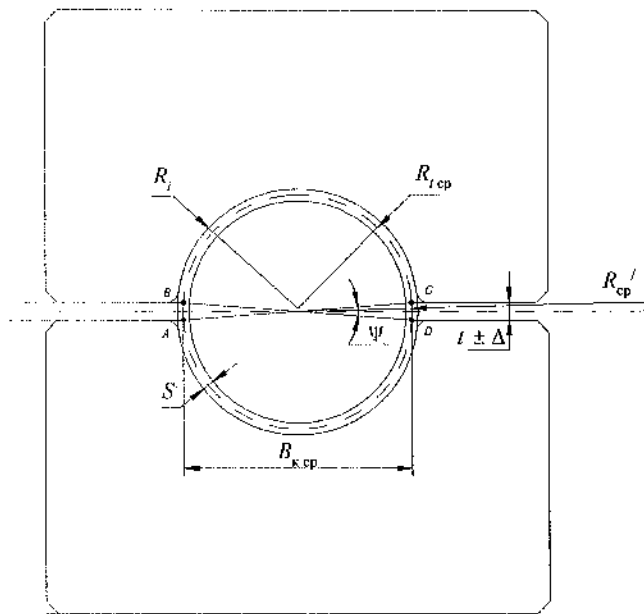


Рис. 2. Схема расчета среднего периметра калибровочного калибра при изменении зазора между ребрами валков на величину  $\Delta$

Длина дуги рабочей части калибра нижнего валька и длина дуги, приходящаяся на зазор между валков, рассчитываются аналогично [см. формулы (4)–(5)].

Таким образом, изменяя настроечный зазор  $\Delta$  между вальками, смещая вальки относительно центра калибра на определенную величину, достигают настройки клетей по условиям постоянства расчетных вытяжек.

## 2. Математическое моделирование процесса профилирования труб в турголовках

К профильным трубам, в зависимости от их назначения, предъявляются различные требования по радиусам скругления в углах профиля: например, для трубчатых балок для строительных конструкций радиус должен составлять  $(1,6 \div 2,4)S$ , где  $S$  – толщина стенки (ГОСТ 30245–94, EN 10219),

для конструкционных труб  $R = (0,8 \div 1,2)S$ .

Геометрические параметры процесса профилирования представлены на рис. 3.

Ранее выполненные работы [3, 4] не позволяют установить однозначных зависимостей между радиусами скругления углов и технологическими параметрами процесса профилирования в турголовках. Не решен также вопрос построения калибровки, обеспечивающей исключение потери устойчивости боковых граней трубы при профилировании.

Указанная задача была решена методом математического моделирования трехмерного формоизменения трубной заготовки. Основными факторами, влияющими на радиус скругления, являются параметры калибровки (глубина вреза калибра валька турголовки, радиус вреза калибра первой турголовки) и размеры профильной трубы ( $S, a \times b$ ). Изменение данных параметров в условиях действующего ТЭСА является трудоемким и экономически нецелесообразным. Поэтому влияние этих параметров было изучено на модели.

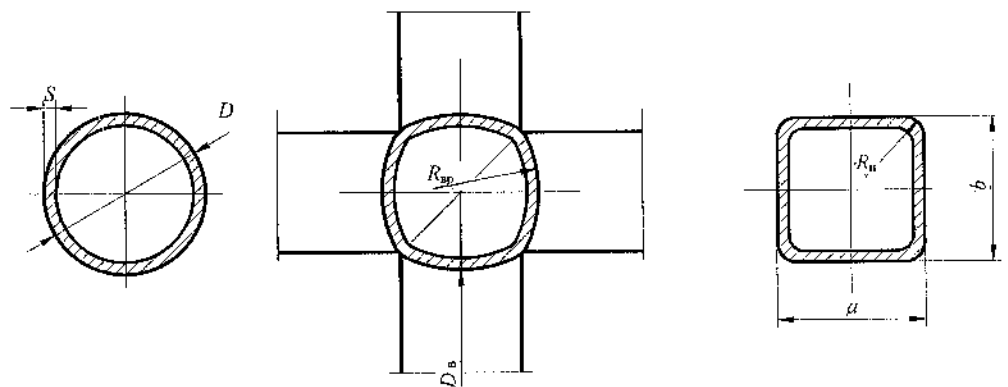


Рис. 3. Геометрические параметры профилирования трубной заготовки:  $a$  – ширина профиля;  $b$  – высота профиля;  $S$  – толщина стенки;  $R_n$  – наружный радиус скругления;  $R_{вр}$  – радиус вреза валька;  $D$  – диаметр трубной заготовки;  $D_v$  – диаметр валька

Математическая модель создана на основе программного продукта QFORM-3D, позволяющего методом конечных элементов осуществить совместное решение уравнений теории пластичности и реологических зависимостей свойств материала от параметров деформации.

В качестве исходных данных принято: предварительные подготовительные операции отсутствуют; материал заготовки – сталь 20; материал инструмента – инструментальная сталь X12ВМФ;

температура заготовки – 20°C; температура инструмента – 20 °C; фактор трения – 0,05; заданы форма и размеры валкового инструмента; скорость движения трубной заготовки является постоянной и равна 60 м/мин; исходная заготовка имеет цилиндрическую форму с начальной накопленной деформацией, равной нулю. Профилирование осуществляется в двух турголовках, первая из которых имеет вогнутые валки, а вторая – цилиндрические.

С помощью математической модели определены технологические параметры профилирования. Вид очага деформации при профилировании круглой трубы с разбиением на конечные элементы (происходит автоматически) показан на рис. 4.



Рис. 4. Вид очага деформации при профилировании трубы с разбиением на конечные элементы

### 3. Результаты расчетов по модели

В результате моделирования были получены поля деформаций и скоростей деформации, накопленных два прохода, а также значения средних напряжений, возникающих в процессе профилирования профильной трубы. Задавая различные размеры исходной заготовки, трубы и геометрию валкового инструмента определяли геометрические размеры получаемого профиля в зависимости от условий трения на контакте заготовки. По этим данным рассчитаны радиусы скругления готового профиля, а также определены условия потери устойчивости полки профильной трубы в начальной стадии и на стационарном участке.

Предварительные расчеты и их визуализация показали, что модель адекватно описывает процесс течения металла в неприводных четырехвалковых калибрах, фиксирует процесс потери устойчивости стенок заготовки. Рассчитанные по модели параметры были уточнены по имеющимся экспериментальным данным.

На рис. 5 приведен пример расчета поля накопленной деформации в продольном сечении труб-

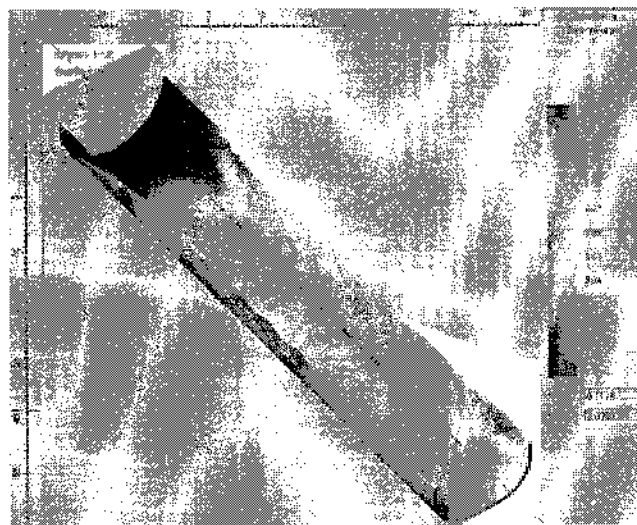


Рис. 5. Поле накопленной деформации в продольном сечении трубной заготовки при профилировании трубы  $\varnothing 24,5 \times 1,5$  мм в профиль  $22 \times 22$  мм с большими радиусами переходов

ной заготовки при профилировании квадратной трубы.

Расчеты оптимального варианта профилирования проводили для трубчатой балки размерами  $22 \times 22 \times 1,5$  мм с радиусом скругления профиля  $R = (2,8 \div 4,8) S$ . Для определения радиуса вреза первого калибра турголовки, при котором течение металла происходит без потери устойчивости и обеспечивается заданный радиус скругления профиля, технологические параметры процесса (диаметр исходной заготовки  $D_{\text{заг}}$ , радиус вреза  $R_{\text{вп}}$ ) варьировали с заданным шагом  $t$ .

Всего с помощью модели выполнили расчеты для 240 вариантов возможных сочетаний технологических параметров. Расчеты по модели позволили выявить условия деформирования, обеспечивающие сохранение устойчивости стенки и заданный радиус кривизны в углах получаемой заготовки, а также определить влияние на него технологических параметров (рис. 6).

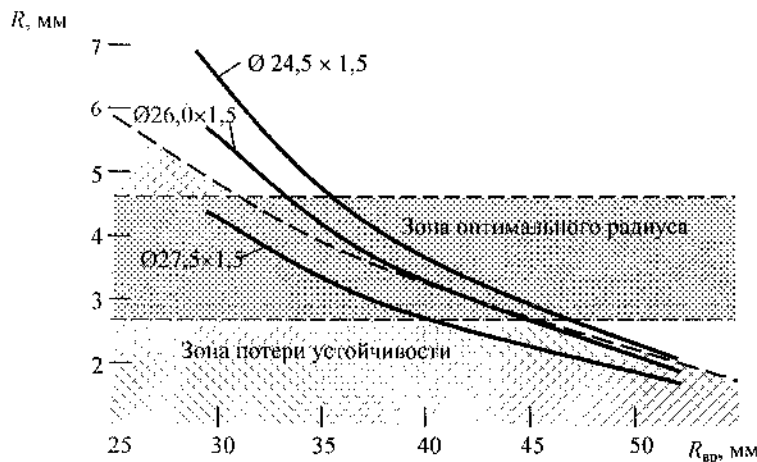


Рис. 6. Зависимость радиуса скругления от глубины вреза в первом калибре для различной исходной заготовки

Как показали исследования, основной режим деформации заготовки в турголовках определяется выбором радиуса врезки в первом калибре турголовок, который рекомендуется устанавливать в диапазоне  $R_{врз} = (1,15 \div 1,17) a(b)$  для получения радиуса скругления  $1,6 S < R < 2,4 S$ .

Таким образом, исходя из геометрических размеров готового профиля, становится возможным расчет и графическое построение калибров турголовок. Проведенные опытные прокатки подтвердили возможность получения прямоугольных профильных труб с заданным радиусом скругле-



Рис. 7. Поперечное сечение профильных труб, изготовленных по разработанной методике

ния, изготовленных по разработанной методике (рис. 7).

Выводы:

1. Разработана математическая модель, описывающая формоизменение цилиндрической заготовки при профилировании прямоугольных труб в неприводных четырехвалковых калибрах в линии трубоэлектросварочного агрегата.

2. С помощью математической модели определены геометрические параметры профилирования прямоугольных труб в двух турголовках, первая из которых имеет вогнутые валки, а вторая — цилиндрические.

3. Изготовлены валки и проведены опытные прокатки, которые позволили получить прямоугольные профильные трубы с заданным радиусом скругления без потери устойчивости полки профильной трубы.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Методика расчета формовки электросварных прямоугольных труб / А.В. Колобов, А.Н. Тюляпин, М.Г. Барбанцев и др. // Сб. тр. V конгр. прокатчиков, г. Череповец, 2003 г. — М., 2004. — С. 342–345.
2. Колобов А.В. Разработка технологии формовки труб с заданным распределением обжатий с целью повышения качества готовой продукции // Северсталь — пути к совершенствованию: Тез. докл. науч.-техн. конф. — Череповец, 2003. — С. 40–41.
3. Производство профильных труб / Данченко В.Н., Сергеев В.В., Никулин Э.В. — М.: Интермет инжиниринг, 2003.
4. Продольная прокатка труб в многовалковых калибрах / Блинов Ю.И. — Челябинск: МЕТАЛЛ, 1992.

#### КИНЕТИКА И МЕХАНИЗМ ОКИСЛЕНИЯ СПЛАВОВ КОБАЛЬТА С АЛЮМИНИЕМ

В работе [1] термогравиметрическим методом была изучена кинетика окисления сплавов в потоке сухого кислорода при  $P = 10^5$  Па и температу-

рах  $1000 \div 1200$  °С в течение 8 ч. Установлено, что для всех сплавов выполнялся параболический закон окисления

$$(\Delta q)^2 = K \Delta t,$$

где  $\Delta q$  – привес образца, г/м<sup>2</sup>;  $\Delta t$  – время окисления, ч;  $K$  – константа скорости, г<sup>2</sup>/(м<sup>4</sup> · ч).

Некоторые отклонения от параболического закона в первые часы выдержки наблюдались у сплавов с большими добавками алюминия. Добавки до ~ 5 % алюминия в сплавы приводят к повышению скорости окисления, причем максимум скорости наблюдается уже при 3–3,5 % Al. В интервале 5–11 % Al скорость окисления резко снижается, а дальнейшие добавки алюминия оказываются малоэффективными.

В настоящей работе на основе данных, полученных в работе [1] по кинетике окисления, изучения фазового и химического состава оксидов, а также анализа диаграммы равновесия, установлен механизм окисления сплавов кобальта с алюминием.

Для всех сплавов в интервале изученных температур 1000–1200 °С вычислены константы скорости окисления. Константы скорости изменяются с изменением температуры в соответствии с уравнением Аррениуса:

$$K = k_0 \cdot e^{-E/RT},$$

где  $k_0$  – константа, равная  $K$  при  $1/(TK) \rightarrow 0$ ;  $E$  – кажущаяся энергия активации процесса, Дж/моль;  $R = 8,314$  Дж/(моль · К) – газовая постоянная.

Графики, построенные в координатах  $\lg K - 1/TK$ , представляют собой прямые линии (рис. 1). Эти графики были использованы для определения постоянных  $k_0$  и  $E$  уравнения Аррениуса.

Расчеты показали, что значения кажущейся энергии активации для сплавов различны. Так, для кобальта  $E = 177,8$  кДж/моль, для сплава, содержащего ~5 % Al,  $E = 155$  кДж/моль, а для сплавов с наиболее низкой скоростью окисления кажущаяся энергия активации несколько возрастает, однако не превышает 200 кДж/моль.

Приведенные значения  $E$  характерны для процессов, скорость которых определяется скоростью диффузии реагентов.

Металлографическим и рентгенографическим методами обнаружены три основных типа окисных фаз. При окислении кобальта образовывалась

закись CoO, состоящая из двух слоев. Внутренний слой толщиной, примерно равной 10 % от общей толщины закиси кобальта, имел неплотную структуру из беспорядочно ориентированных кристаллов. Наружный плотный слой имел текстуру роста с плоскостями (100), параллельными поверхности оксида.

На сплавах первой группы, содержащих до 3–3,5 % Al, окисная пленка состояла в основном из CoO с растворенной в ней окисью Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>.

На сплавах второй группы, содержащих 5–11 % Al, в окисной пленке находились все три фазы: CoO, CoAl<sub>2</sub>O<sub>4</sub> и  $\alpha$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. Образование и распределение этих фаз в окисном слое зависит от состава сплава.

На сплавах третьей группы, в которых более 10–11 % Al, в окисной пленке преобладали либо шпинель CoAl<sub>2</sub>O<sub>4</sub> и  $\alpha$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, либо одна фаза  $\alpha$ -Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> в зависимости от количества алюминия в сплаве.

Химический анализ окисных слоев показал, что содержание кобальта и алюминия в них не соответствует составу сплава. Содержание кобальта в окисном слое постепенно снижается у сплавов первой группы и более заметно у остальных сплавов. Такое несоответствие состава окисного слоя составу сплава указывает на более высокую термодинамическую активность алюминия.

На рис. 2 сопоставлены результаты металлографических, рентгенографических и химических исследований с кривой жаростойкости.

Совместное рассмотрение этих данных позволяет установить возможный механизм окисления сплавов Co-Al.

Скорость окисления кобальта и сплавов первой группы с небольшими добавками алюминия (до 3–3,5 %) в основном определяется диффузией ионов Co<sup>2+</sup> по вакансиям в закиси кобальта. Энергии активации, найденные при обработке результатов опытов, подтверждают эту гипотезу. По величине они оказались близки к значению самодиффузии кобальта в CoO (~ 145 кДж/моль O<sub>2</sub>).

Образование окиси Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> и растворение ее в окисном слое приводит к увеличению концентрации вакансий в решетке закиси кобальта, в которой идет замена ионов кобальта ионами алюминия ( $3\text{Co}^{2+} = 2\text{Al}^{3+}$ ).

Увеличение количества вакансий в оксиде р-

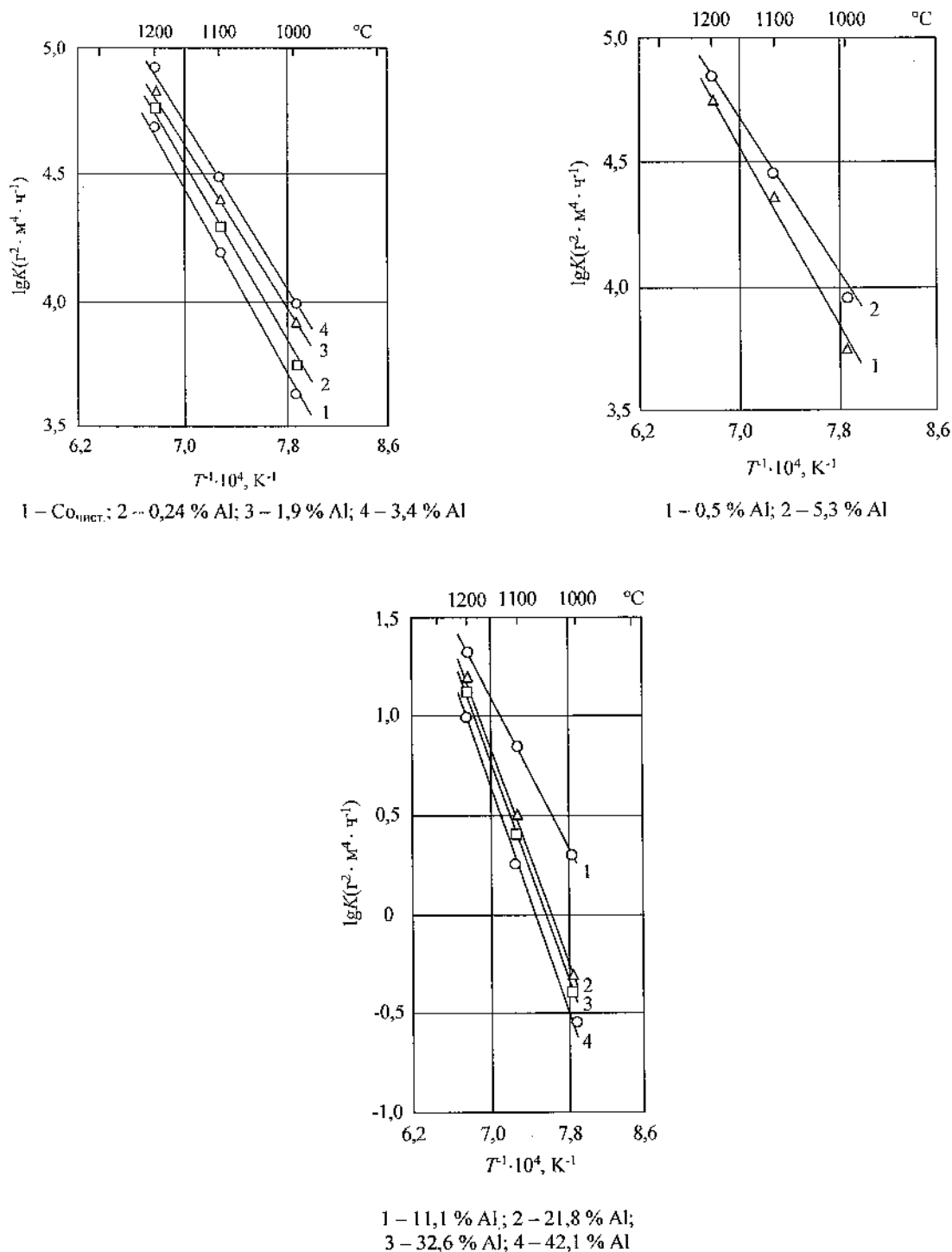


Рис. 1. Влияние температуры на скорость окисления сплавов Co-Al в кислороде

типа ускоряет диффузию ионов кобальта и тем самым повышает скорость окисления. Из сравнения коэффициентов диффузии катионов кобальта  $D_{Co^{2+}}$  и кислорода  $D_O$  в CoO также следует, что

$D_O = 5,9 \cdot 10^{-6} \exp(-36\,000/RT)$  примерно на три порядка меньше  $D_{Co^{2+}} = 2,15 \cdot 10^{-3} \exp(-34\,500/RT)$ .

Так как скорость окисления определяется наиболее подвижными частицами, то увеличение тол-

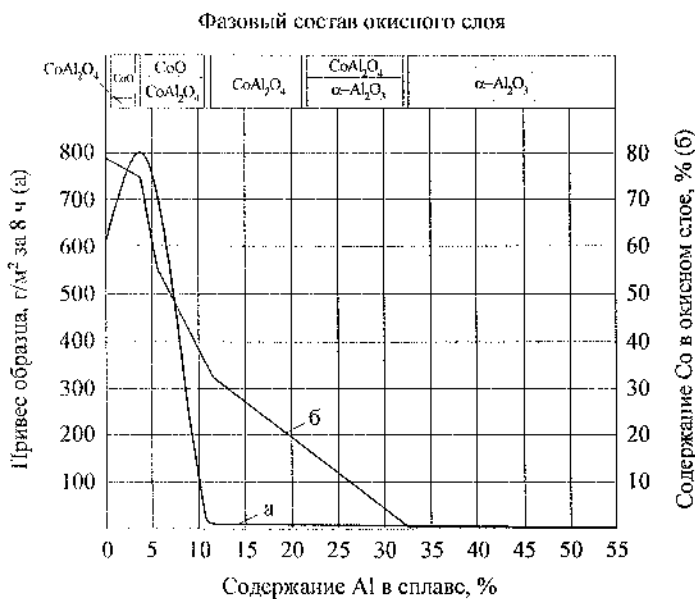
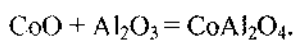


Рис. 2. Жаростойкость (а) при 1200 °С, фазовый и химический состав окисного слоя (б) в зависимости от содержания алюминия в сплавах

плены окисного слоя на кобальте и сплавах первой группы происходит преимущественно за счет диффузии ионов  $Co^{2+}$  по вакансиям в закиси кобальта.

При избытке окиси  $Al_2O_3$  в окисном твердом растворе наблюдается химическое взаимодействие фаз с образованием двойного оксида-шпинели  $CoAl_2O_4$ :



Термодинамические расчеты показали, что при температурах опыта указанная реакция идет в сторону образования шпинели.

В результате образования шпинели окисная пленка становится двухфазной, состоящей из смесей фаз  $CoO$  и  $CoAl_2O_4$ . Однако на сплавах первой группы шпинель не образует сплошного слоя, она находится в виде вкраплений в массе закиси кобальта и потому не оказывает заметного сопротивления окислению.

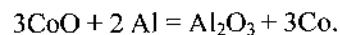
Следует также отметить, что сплавы подвержены внутреннему окислению. Особенно заметно зона внутреннего окисления обнаруживается у сплава, содержащего ~ 5 % Al. Она представляет собой включения  $Al_2O_3$  в матрице кобальта. При-

чиной образования смешанного слоя  $Co-Al_2O_3$  является диффузия кислорода.

На сплавах второй группы, содержащих 5–11 % Al, шпинель постепенно формируется в виде сплошного слоя, ниже которого располагается тонкая пленка окиси  $\alpha-Al_2O_3$ . Образование окиси  $\alpha-Al_2O_3$  на границе со сплавом, вероятно, происходит по реакции замещения или непосредственного взаимодействия с кислородом, проникающим через окисную пленку. Указанные фазы сильно затормаживают диффузию кобальта, и поэтому скорость окисления сплавов резко снижается.

Замена в окисном слое смеси фаз  $CoAl_2O_4$  и окиси  $\alpha-Al_2O_3$  на один оксид алюминия еще больше повышает стойкость сплавов против окисления, но не так эффективно. Процесс окисления протекает вследствие диффузии кислорода в металл.

Наличие кобальта в окисных пленках этой группы сплавов объясняется тем, что образующаяся закись кобальта во внутренних слоях восстанавливается алюминием по реакции



Свободная энергия образования  $CoO$  в стандартных условиях равна  $-430,9$  кДж/моль, а свободная энергия образования  $Al_2O_3$  равна  $-1060,7$  кДж/моль, следовательно, такая реакция термодинамически вероятна, и, очевидно, она реализуется в интервале  $1000-1200$  °С. При этом кобальт распределяется в сплаве и окисной пленке с учетом его растворимости в этих фазах.

Таким образом, механизм окисления сплавов  $Co-Al$  определяется диффузией кобальта, алюминия и кислорода через окисную пленку.

Этот же вывод следует из совместного рассмотрения кривой жаростойкости и диаграммы состояния  $Co-Al$ . Как видно, резкое повышение жаростойкости сплавов наступает, начиная с 10–11 % мас. Al. На первый взгляд, это явление связано с тем, что сплавы становятся двухфазными, тогда как при добавках до 5 % Al они были однофазными. Если бы определяющим процесс окисления был фазовый состав сплава, то скорость окисления изменялась бы не только при переходе

из гомогенной области  $\alpha$ -твердого раствора в гетерогенную область  $\alpha + \beta'$  ( $\beta'$  – фаза CoAl), но и при переходе из области  $\alpha + \beta'$  в область  $\beta'$ -фазы, и на кривой жаростойкости появились бы два скачка, а не один, как получено при исследовании. Поэтому скорость окисления в основном определяют диффузионные процессы в оксидном слое.

Анализ результатов окисления сплавов Co–Al и Ni–Al [2] показал, что при постоянной температуре скорость окисления кобальта и никеля увеличивается при малых добавках алюминия, достигая максимального значения при концентрации 3–3,5 и 2–2,5 % мас. соответственно. Повышение скорости окисления сплавов обеих систем объясняется увеличением количества вакансий в оксидах  $p$ -типа, какими являются CoO и NiO.

При дальнейших добавках алюминия скорость окисления кобальта и никеля резко падает. Причем значительное снижение скорости окисления сплавов происходит при содержании 10–15 % мас. алюминия. Высокая стойкость против окисления сплавов кобальта и никеля обусловлена образованием защитной окисной пленки, состоящей из шпинели и окиси алюминия.

УДК 669.187.66.045

Выводы:

1. Кинетика окисления сплавов Co–Al описывается параболическим законом.

2. Механизм окисления сплавов с небольшими добавками алюминия определяется диффузией кобальта в оксидном слое.

3. Механизм окисления сплавов с большими добавками алюминия также определяется диффузией металла (алюминия) и кислорода.

4. Образованию защитной окисной пленки из шпинели  $CoAl_2O_4$  и окиси  $\alpha-Al_2O_3$  соответствуют значения константы скорости  $10 \div 14 \text{ г}^2/(\text{м}^4 \cdot \text{ч})$  при  $1200^\circ\text{C}$ . При этом необходимо, чтобы сплавы содержали более 10 % мас. или 20 % ат. алюминия.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Тумарев А.С., Сумин С.Н. Жаростойкость сплавов кобальта с алюминием // Изв. вузов. Цветная металлургия. – 1969. – № 3. – С. 125–129.

2. Тумарев А.С., Панюшин Л.А., Гуц А.В. Окисление сплавов никеля с алюминием // Тр. ЛПИ. – Л., 1968. – С. 295.

Э.Э. Меркер, А.В. Сазонов, А.А. Гришин  
Старооскольский технологический институт (филиал ГОУ ВПО МИСИС)

### ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ПЕРЕПЛАВКИ МЕТАЛЛИЗОВАННЫХ ОКАТЫШЕЙ В ЭЛЕКТРОДУГОВОЙ ПЕЧИ

Данные исследования выполнены на 150-тонных электродуговых сталеплавильных печах (ДСП) при непрерывной подаче [1, 2] железорудных металлизированных окатышей (ЖМО) по ходу плавки на поверхность ванны агрегата в пространство между электродами [3, 4].

Важным условием технологии выплавки стали с использованием железорудных металлизированных окатышей (ЖМО) в условиях ЭСПЦ ОАО «ОЭМК» является быстрое [2, 4] и экономичное (по расходу электроэнергии) [6] расплавление металлической шихты с последующей непрерывной подачей и плавлением окатышей в ванне при оп-

тимальном соотношении скоростей плавления  $v_{\text{пл}}$  (кг/с) и загрузки  $v_{\text{ок}}$  (кг/с) окатышей, зависящем от теплового состояния сталеплавильной ванны [5, 7, 8].

Ранее [1, 3, 5, 6] установлено, что процессы плавления ЖМО осуществляются в пределах границы раздела «шлак – металл» в ванне печи. В настоящей работе исследовали факторы, влияющие на плавление металлизированного окатыша шаровидной формы в шлаке. Из анализа теплового баланса на поверхности окатыша [5, 6] было установлено, что скорость плавления ЖМО зависит от

температуры шлака, интенсивности теплоотдачи окатыша в соответствии с выражением

$$v_{\text{пл}} = \frac{dV}{d\tau} = \left[ \alpha_{\text{эф}} (t_{\text{ш}} - t_s) / q_s \right] \cdot F_{\text{ок}}, \quad (1)$$

где  $V = \frac{m_{\text{ок}}}{\rho_{\text{ок}}}$  – объем шарообразного окатыша, м<sup>3</sup>;

$m_{\text{ок}}$  и  $\rho_{\text{ок}}$  – масса (кг) и плотность окатыша, кг/м<sup>3</sup>;  $t_{\text{ш}}$  и  $t_s$  – температуры шлака и окатыша, °C;  $q_s$  – скрытая теплота плавления окатыша, кДж/кг;  $\alpha_{\text{эф}}$  – экспериментально определяемый эффективный коэффициент теплоотдачи на поверхности окатыша, Вт/(м<sup>2</sup> · К);  $F_{\text{ок}} = \sqrt[3]{36 \pi V_0^2}$  – площадь поверхности окатыша, м<sup>2</sup>;  $V_0$  – начальный объем окатыша, м<sup>3</sup>.

Анализируя уравнение (1), можно отметить, что скорость плавления окатышей в ванне дуговой печи зависит от  $\alpha_{\text{эф}}$  и  $t_{\text{ш}}$ , т.е. от факторов теплового состояния ванны ( $Q_v$ ), определяемого с учетом необходимого (в пределах 50÷100 °C) перегрева металла [2, 5] над температурой ликвидус ( $\Delta T_n$ , °C) в условиях интенсивного обезуглероживания металла, т.е. при соблюдении соотношения

$$\frac{Q_v}{\Delta H \cdot v_{\text{ок}} \cdot \tau} \geq K_T, \quad (2)$$

где  $v_{\text{ок}}$  – расход окатышей, кг/с;  $Q_v$  – теплосодержание ванны в данный момент плавки, кВт · ч/т;  $\Delta H$  – энтальпия металлизированных окатышей, равная 450 кВт · ч/т.

Здесь  $K_T$  – коэффициент, характеризующий уровень превышения теплосодержания ванны над затратами тепла на расплавление ЖМО.

Тепло, усвоенное ванной (металлом и шлаком), находим по формуле

$$Q_v = Q_{\Sigma}^{\Delta} - (Q_{\text{изл}}^{\Phi} + Q_{\text{изл}}^{\text{шл}} + Q_{\text{пот}}), \quad (3)$$

где  $Q_v$  измеряется в кВт · ч;  $Q_{\text{изл}}^{\Phi}$ ,  $Q_{\text{изл}}^{\text{шл}}$  и  $Q_{\text{пот}}$  – потери тепла излучением от дуг на футеровку печи, от излучения шлаком в рабочее пространство и другие потери, которые по ходу плавки принима-

лись постоянными (потеря тепла через кладку печи и с отходящими газами), кВт · ч/т.

Все эти величины определяются на основе расчета статей теплового баланса [5, 6] агрегата. При этом тепловая мощность дуг определяется из выражения

$$Q_{\Sigma}^{\Delta} = \frac{0,9 \cdot W (P_{\text{акт}} - P_{\text{э.п}})}{4\pi}, \quad (4)$$

где  $P_{\text{акт}}$  – активная мощность электропечи;  $W$  – телесный угол электрической дуги ( $W = dS \cos \beta / r^2$ ; где  $r$  – расстояние от дуги до элементарной площадки  $dS$ ;  $\beta$  – угол между нормалью к площадке  $dS$  и направлением потока излучения от дуги);  $P_{\text{э.п}}$  – мощность электрических потерь ( $P_{\text{э.п}} = 3 I^2 R_{\text{акт}}$ , где  $I$  – сила тока дуги;  $R_{\text{акт}}$  – суммарное активное сопротивление).

Расчетами установлено, что значение  $K_T = 1,1 \div 1,3$  отвечает пределу перегрева металла  $\Delta T_n = 50 \div 100$  °C.

С учетом вышеизложенного, при  $K_T = 1,2$ , для  $\Delta T_n = 75$  °C скорость загрузки ЖМО  $M_{\text{ок}}$ , кг/с, в ванну ДСП можно рассчитать по формуле

$$M_{\text{ок}} = Q_v / (1,2 \cdot \Delta H \cdot \tau). \quad (5)$$

Выбор скорости загрузки металлизированных окатышей следует осуществлять [1, 5, 7] с учетом текущего [см. уравнение (2)] теплового состояния ванны, зависящего от скоростей плавления окатышей и обезуглероживания расплава [2, 5]. То есть, определив фактическую скорость плавления окатышей по уравнению (1), задаем требуемую скорость загрузки материала (окатышей), что соответствует условию, приведенному в выражении (5).

В случае нарушения этого условия (например, при превышении скорости загрузки над скоростью плавления окатышей) происходит накопление нерасплавившегося металлизированного сырья в ванне жидкого металла, а это приводит к оголению электрических дуг [4, 7], интенсивному воздействию их излучения на футеровку стен и свода печи, т.е. к снижению  $Q_v$  и температуры ванны.

Уменьшение скорости загрузки по отношению к скорости плавления металлизированных окатышей приводит к перегреву и вскипанию ванны [2, 3], т.е. к перерасходу электроэнергии на электродах и выбросам металла из печи. Все это увеличивает продолжительность плавки, повышает удельные расходы электроэнергии и электродов.

При соблюдении технологического режима электроплавки ЖМО, с учетом полного экранирования электрических дуг шлаком [1, 4], возрастает теплоусвоение ванны и снижается расход электроэнергии (табл. 1), а процесс плавки ЖМО осуществляется в рекомендованной области перегрева

Из анализа данных табл. 1 следует, что вариант Б имеет преимущество по таким показателям, как снижение удельного расхода электроэнергии на 40,5 кВт · ч/т, повышение производительности печи на 5-8 % и снижение общих затрат на процесс электроплавки.

При работе печей по варианту (А), с целью поиска энергосберегающего режима определили влияние перегрева металла над линией ликвидус на технологические показатели плавки путем обработки данных серийных плавков. Результаты обработки данных приведены в табл. 2.

Из табл. 2 следует, что показатели работы пе-

Таблица 1

Энерготехнологические показатели\* работы печей ДСП-150

Показатели процесса выплавки стали с применением ЖМО	А	Б
Время плавки под током, мин	100/95	85/87
Удельный расход кислорода на тонну годного металла, м <sup>3</sup> /т	14,5/12,1	30,2/30,73
Удельный расход углеродистого порошка, кг/т	18/7	13/10,5
Удельный расход окатышей на тонну годного металла, кг/т	650/640	720/700
Отношение расходов окатышей и лома на плавку $G_{ок} / G_{лом}$	2/1,3	2,1/1,95
Удельный расход извести на шлакообразование, кг/т	55/51	68/82,6
Энергозатраты на плавку, МДж/т	2482,17/2152	2111,46/2000
Производительность печи, т/ч	60,96/83,5	75,61/88,5

Примечание. \*Числитель – шарикоподшипниковые, знаменатель – низкоуглеродистые марки стали.

металла  $50\text{ }^{\circ}\text{C} < \Delta T_n < 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Процесс управления экранированием электрических дуг вспененным шлаком по ходу электроплавки ЖМО в 150-тонной ДСП осуществляется изменением расходов топлива, кислорода и углеродистого порошка, подаваемых на ванну через топливо – кислородные горелки (ТКГ).

По результатам анализа паспортных данных более 30 опытных плавков, а также анализа проб металла и шлака, измерения температуры расплава составлена табл. 1, в которой приведены показатели работы 150-тонной ДСП при варианте технологии плавки с продувкой металла через наклонную фурму (А) и по технологии с применением ТКГ (Б).

чей на плавках с перегревом металла более 100 °С ухудшаются. Следовательно, оптимизация (см. табл. 2) уровня перегрева металла и применения ТКГ (см. табл. 1) позволяют существенно интенсифицировать процессы электроплавки с использованием ЖМО в ДСП. Обработка полученных данных показала, что скорость плавления окатышей по ходу плавки определяется содержанием углерода в ЖМО, скоростью изменения его концентрации в расплаве, температурой металла и шлака ( $t_{ш}$ , °С) и уровнем перегрева металла ( $\Delta T_n$ , °С), а также расходом кислорода на продувку металла и уровнем теплоснабжения ванны (см. рисунок).

Таблица 2

Влияние степени перегрева металла ( $\Delta T_n$ ) на технологические показатели дуговой печи

Показатели	Степень перегрева металла	
	$50^\circ\text{C} < \Delta T_n < 100^\circ\text{C}$	$\Delta T_n > 100^\circ\text{C}$
Производительность печи, т/мин	1,258	1,152
Удельный расход электроэнергии, кВт·ч/т	578,4	618,9
Расход кислорода на продувку ванны, м <sup>3</sup> /т	13,573	14,274
Расход ЖМО на плавку, т	110	112
Число плавов	13	15

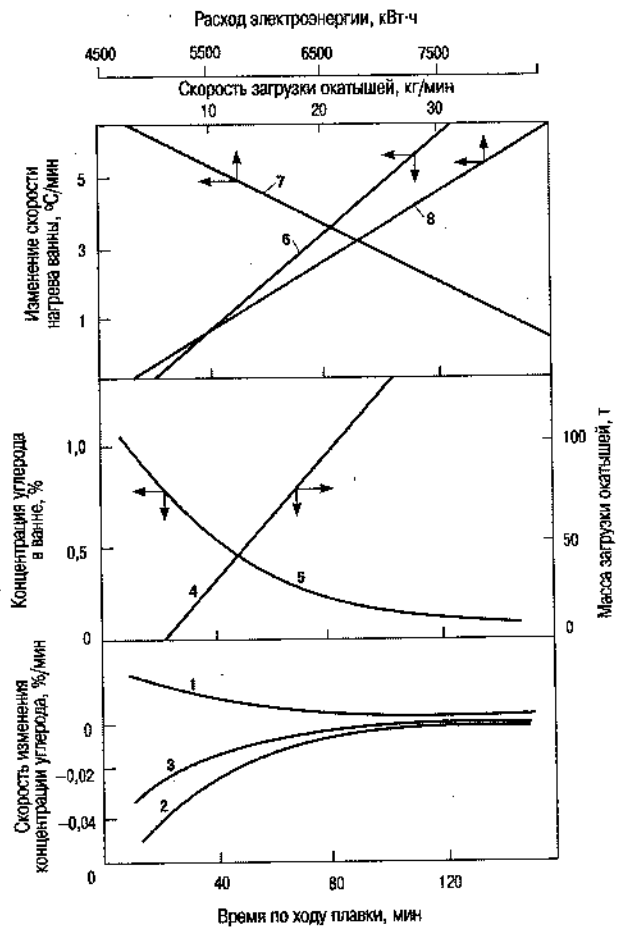
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Меркер Э.Э., Федина В.В., Харламов Д.А. // Черные металлы. – 2004. – № 2. – С. 16–19.
2. Фомин А.М., Хохлов О.А., Ледовской В.М. и др. // Сталь. – 1988. – № 1. – С. 40–42.
3. Трахимович В.И., Шалимов А.Г. Использование железа прямого восстановления при выплавке стали. – М.: Металлургия, 1982. – 248 с.
4. Волкодав А.Н., Токовой О.К.

Приведенные данные подтверждают необходимость синхронизации процессов нагрева, расплава, загрузки и плавления ЖМО в ДСП. Интенсификация режима плавления ЖМО в ванне ДСП возможна при использовании ТКГ не только в технологический, но и в теплотехнический период плавки [5, 8].

Установлено, что использование ТКГ при плавке ЖМО в ванне электродуговой печи с применением повышенных расходов (см. табл. 1) кислорода, коксика и извести на плавку приводит к дополнительному вспениванию шлака и эффективному экранированию электрических дуг [3, 5], а это в свою очередь приводит к повышению теплоусвоения металла, к увеличению  $\alpha_{эф}$  и  $t_{цп}$ , также к повышению скорости плавления окатышей [см. уравнение (5)] и уменьшению длительности плавки под током (см. табл. 2).

Таким образом, для обеспечения энергосберегающего режима электроплавки с использованием ЖМО ( $Q_{в}, \alpha_{эф}, V_{ок}, V_{пл}^{ок} \rightarrow \max$ ) с изменяющейся массой металла в ванне печи необходимым является синхронизация хода процессов скоростей загрузки и плавления окатышей при соответствующем уровне теплового состояния ванны, при оптимальном значении перегрева металла и заглублиении электрических дуг во вспененный шлак. Результаты сопоставления предложенного режима электроплавки с данными текущих плавов показали, что производительность 150-тонной дуговой печи увеличивается с 2,13 до 2,17 т/мин, а удельный расход электроэнергии на процесс снижается с 593,5 до 559,1 кВт·ч/т. Улучшается и ряд других показателей электроплавки стали.



Характер изменения энерготехнологических параметров по ходу плавки: 1 – суммарная скорость изменения концентрации углерода и науглероживания металла углеродом окатышей; 2 – скорость обезуглероживания металлической ванны; 3 – общая скорость изменения концентрации углерода; 4 – масса загруженных окатышей; 5 – концентрация углерода в ванне; 6 – скорость нагрева ванны; 7 – скорость нагрева в зависимости от скорости загрузки окатышей; 8 – скорость нагрева металла в зависимости от расхода электроэнергии на процесс

*Звоначев В.И.* // *Сталь*. – 1997. – № 6. – С. 46–48.

5. *Бартенева О.И., Меркер Э.Э., Харламов Д.А.* // *Изв. вузов. Черная металлургия*. – 2001. – № 5. – С. 74–75.

6. *Макаров А.Н., Свенчанский А.Д.* Оптимальные тепловые режимы дуговых печей. – М.: Энергоатомиздат, 1992. – 96 с.

7. А. с. 2082763 (13) СССР / Т.И. Изгалиев, Ю.И. Анисимов, Ю.А. Лубанев и др. Опубл. 27.06.97, Бюл. № 18. – С. 21.

8. *Белитченко А.К., Кутаков А.В., Лозин Г.А.* // *Черная металлургия: Бюл. ИГИ*. – 1998. – № 1, 2. – С. 23–26.

Раздел 2

# ПРОМЫШЛЕННАЯ ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

УДК 67.53.21

*В.И. Игонин, Д.В. Титов*

ГОУ ВПО «Вологодский государственный технический университет»

## ЭНТРОПИЙНАЯ МОДЕЛЬ ЭЛЕМЕНТА ПРОМЫШЛЕННОЙ ТЕПЛОЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ

Идеи общности построения мира связаны с поиском обобщенных параметров его описания. Одним из таких параметров является энтропия. Наиболее сильные стороны энтропийного описания термодинамических неравновесных систем открыл миру И. Пригожин [1].

Поскольку в работе излагаются основные принципы энтропийного подхода для построения и анализа промышленных теплоэнергетических систем, приведем некоторые выдержки из работы А. Лыкова и Ю. Михайлова, сделанные для теплообменных процессов. Эти выдержки являются лейтмотивом к рассмотрению открытой гидротермической промышленной теплоэнергетической системы в термодинамическом энтропийном аспекте через потоки и силы.

Произведение абсолютной температуры на скорость возрастания энтропии системы равно сумме произведений потоков на соответствующие дви-

жущие силы, независимо от их тензорного характера:

$$T \frac{dS}{d\tau} = \bar{J} \bar{X} + \bar{I} \bar{Y}, \quad (1)$$

где  $T$  – температура;  $\bar{J}$ ,  $\bar{I}$  – векторы потоков;  $\bar{X}$ ,  $\bar{Y}$  – силы.

Следовательно, скорость возрастания энтропии равна сумме произведений термодинамических потоков на соответствующие движущие силы.

Соотношение (1) служит обоснованием для выбора и определения термодинамических сил. Эти силы не имеют ничего общего с силами в ньютоновском понимании этого слова, они вызывают такие необратимые явления, как перенос энергии, массы вещества, электрических зарядов и т.д. Перенос теплоты и массы осуществляется под

действием всех термодинамических движущих сил, действующих на систему.

Для получения энтропийного описания необходимо выполнение следующих условий:

$$dS = d_e S + d_i S,$$

где  $d_e S$  – изменение энтропии, обусловленное ее поступлением в систему от окружающей среды,  $d_i S$  – изменение энтропии, возникающее в самой системе.

Из условия поиска минимального значения скорости производства энтропии (принцип И. Пригожина) и принципа наименьшего рассеивания энергии (Л. Онзагера), Р. Шехтером, Л.И. Седовым формулируются уравнения воспроизводства энтропии для конкретных теплотехнических задач.

Однако методики моделирования гидротермических теплообменных систем применительно к теплообменным процессам, протекающим в условиях сопряженного теплообмена между твердым телом и активированным теплоносителем, недостаточно проработаны.

Ниже приводятся результаты расчетно-экспериментальных исследований, позволяющих описать режимную работу теплообменного устройства в энтропийной постановке с последующим определением численных и функциональных зависимостей.

Объект исследования представляет собой сопряженную систему «металл – движущийся теплоноситель», которая является фрагментом сопловой лопатки газовой турбины (рис. 1).

Теплотехническая система состоит из стенки, которую омывают два движущихся теплоносителя с горячей (продукты сгорания) и холодной (охлаждающий воздух) сторон.

Для проведения исследований заданы экспериментальные данные в виде начальных и граничных условий:

$$T_r = f_r(\tau), \quad 800^\circ\text{C} \leq T_r \leq 1430^\circ\text{C}; \quad (2)$$

$$T_m = f_m(\tau), \quad 600^\circ\text{C} \leq T_m \leq 1180^\circ\text{C}; \quad (3)$$

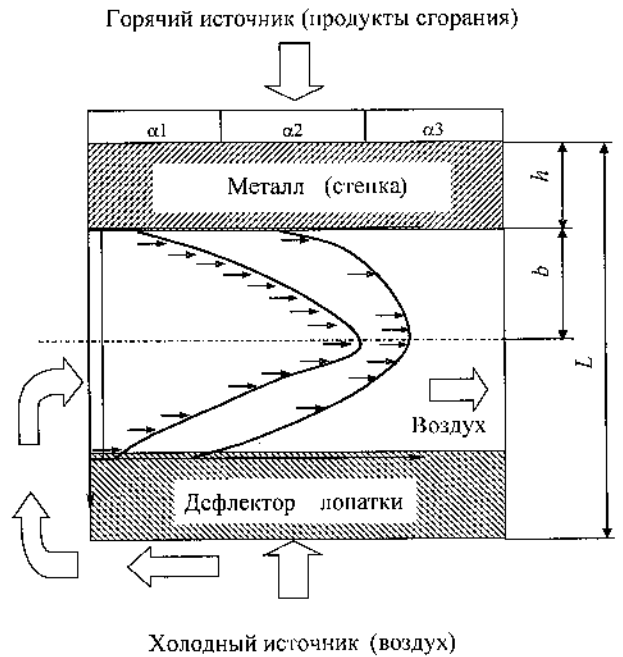


Рис. 1. Структурная схема объекта исследования

$$T_b = f_b(\tau), \quad 400^\circ\text{C} \leq T_b \leq 800^\circ\text{C}; \quad (4)$$

$$T_b|_{x=0} = f_b|_{x=0}(\tau), \quad 400^\circ\text{C} \leq T_b \leq 775^\circ\text{C}; \quad (5)$$

$$G_b = f_b(\tau), \quad 0,01 \leq G_b \leq 0,043 \text{ кг/с}; \quad (6)$$

$$\alpha_{\text{пр. ср}} = f(\tau, x, y), \quad 250 \leq \alpha_{\text{пр. ср}} \leq 1600 \text{ Вт/м}^2; \quad (7)$$

$$P_b = f_b|_{x=0}(\tau), \quad (8)$$

где формулы (2)–(5) задают температуры продуктов сгорания, металла, воздуха; формулы (6) и (8) – расходы воздуха и давления; формула (7) – коэффициент теплоотдачи с горячей стороны.

Для решения сопряженной задачи теплообмена между охлаждающей средой и стенкой теплообменника определены необходимые теплотехнические параметры. Коэффициенты теплоотдачи со стороны продуктов сгорания в пространстве и во времени заданы. Дискретные значения функций (2)–(8) известны. Описание проведено для переходных нестационарных условий работы теплово-

го двигателя. Время переходного режима составляет 14 временных интервалов его работы. В качестве исходных данных для решения энтропийной задачи заданы плоские поля температур в движущемся холодном теплоносителе и охлаждаемой им стенке.

Для построения энтропийной задачи использована 4-слойная балансовая модель, представленная на рис. 2. Модель состоит из металла (I), вязкого подслоя (II), переходной зоны (III) и турбулентного ядра (IV). На рис. 2  $\Delta x$  – шаг вдоль плоского сечения;  $dS_{\text{вх}}$ ,  $dS_{\text{вых}}$  – энтропия на входе и выходе энтропийного элемента сопряженной системы;  $d_i S$  – энтропия, возникающая в системе за счет диссипации энергии;  $dS_n$  – энтропия, поступающая через твердое тело – стенку.

Для программного конечно-разностного численного моделирования использована сетка с зонами, в которых исследован сопряженный теплообмен в системе «металл – теплоносители». При обработке 4-слойной модели итерационным способом рассчитаны координаты сетки по осям координат.

Исследования проведены для термической, гидравлической и термогидравлической подсистем модели.

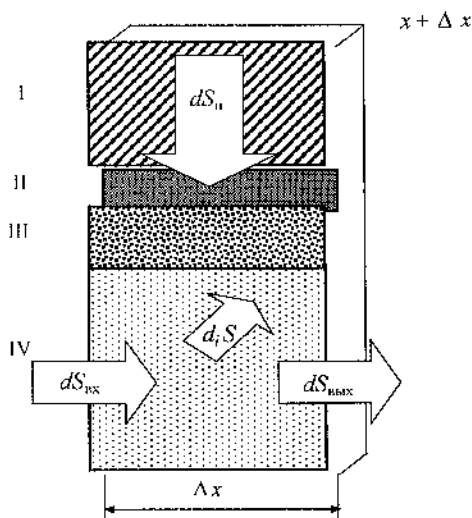


Рис. 2. Четырехслойная энтропийная модель элемента сопряженной системы

Реализованы гидравлическая и термическая за-

дачи теплообмена с использованием следующей зависимости:

$$dS = \frac{dQ}{T} + \frac{PdV}{T},$$

где  $S$ ,  $P$ ,  $Q$ ,  $V$  – текущие значения энтропии, давления воздуха, теплового потока, объема в элементе сопряженной системы.

Исходные поля температур обработаны методами интерполяции с помощью пакета MathCAD.

Если поля температур были заданы в исходных данных задачи, поля скоростей гидравлической задачи находились по трехслойной полуэмпирической модели. Обработка заключалась в дифференцировании значений полей для термической и гидравлической задач.

В гидравлической задаче последовательно определялись поля скоростей и кинетические коэффициенты для воздуха, потоки механической энергии и градиенты скоростей, т.е. термодинамические силы. Постановка задачи включает использование сетки с различным шагом, поэтому формула конечных разностей применялась к матрице размерных скоростей.

Поля температур обрабатывались аналогичным образом, но уже для четырехзонной модели. Вычислялись поля градиентов температуры, поля тепловых потоков и кинетических коэффициентов:

$$Q_k = \left| -\lambda_k \cdot (\text{grad} T)_k \right|.$$

Поскольку значения тепловых потоков  $Q_k$  зависят от значений кинетических коэффициентов в гидравлической части системы, процедура получилась итерационная. Здесь  $k$  – номер зоны;  $\text{grad} T_k$  – матрица градиентов температур. Векторы кинетических коэффициентов  $\lambda_k$  зависят от градиента скорости.

Процедуры вычисления функций турбулентных кинетических коэффициентов для термической и гидравлической задач аналогичны. Коэффициенты эффективной теплопроводности и температуропроводности определены для твердой и жидкой частей теплотехнической системы.

Поля энтропии определены в условиях двухмерной задачи. Из свойства аддитивности энтропии определены ее суммарные значения в каждой точке теплообменного устройства для термической и механической подсистем. Если бы для исследований была взята еще одна подсистема, например химическая, то мы получили бы обобщенные данные в виде суммы трех слагаемых.

Полевые функции определяют состояние термодинамической системы как в металле, так и в движущемся теплоносителе. Локальные значения энтропии повторяют структуру температурного поля. Она получена с учетом геометрических характеристик и соответственно сложных зависимостей коэффициентов теплоотдачи с внешней высокотемпературной стороны системы.

Поскольку размерность энтропии отражает количество суммарной энергии, находящейся в каждой точке пространства и времени, отнесенной к ее температурному уровню, мы можем судить об энергетической ценности каждого элемента этого пространства. Здесь мы можем говорить об энергетической ценности каждой пространственной зоны в термической и механической задачах.

Важно найти связи между энтропией теплотехнической системы и силами, потоками, коэффициентами изучаемой системы при заданной ее геометрии (рис. 3).

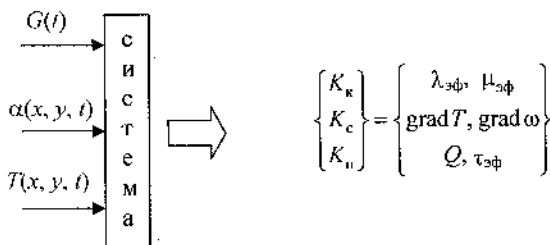


Рис. 3. Представление объекта промышленной термодинамической системы в виде модели

Проследив изменение функций потоков и сил в координатном и временных пространствах, мы можем говорить об изменении обобщенной функции состояния исследуемой системы. Таким образом, появляется возможность прогнозировать ценностные энергетические свойства и сами потоки и силы как в пространстве, так и во времени с помощью выражения:

$$dS(\tau) =$$

$$= \frac{[0,5 \cdot 10^{-4}(T + 273) + 0,011] + C_p \rho^2 l^2 (\text{grad } \omega_x)^2 \text{ grad } T}{T} \quad (9)$$

После интегрирования выражения (9) по поверхности соответствующей подсистемы, найдем функции воспроизводства обобщенной (или средней) энтропии соответственно для гидравлической и термической подсистем сопряженной системы «металл – теплоносители» при работе двигателя на переходных во времени режимах.

Матрицы коэффициентов отображают связи энтропии теплотехнической системы:

$$S_* = f(K_k, K_c, K_n),$$

где  $S_*$  – функция состояния (среднеинтегральная по времени и по пространству безразмерная энтропия сопряженной системы);

$$K_k = \begin{pmatrix} K_{kr} \\ K_{cr} \end{pmatrix}; \quad K_c = \begin{pmatrix} K_{cr} \\ K_{cr} \end{pmatrix}; \quad K_n = \begin{pmatrix} K_{nr} \\ K_{nr} \end{pmatrix}$$

– безразмерные коэффициенты свойств, термодинамических сил, потоков сопряженной термодинамической системы;

$$K_{kr} = \lambda_{эф}, \quad K_{cr} = \mu_{эф}$$

– коэффициенты эффективных теплопроводностей и вязкостей сред;

$$K_{cr} = \text{grad } T, \quad K_{nr} = \text{grad } \omega$$

– коэффициенты термических гидравлических сил;

$$K_{nr} = Q = \lambda_{эф} \text{ grad } T, \quad K_{nr} = \tau_{эф}$$

– коэффициенты потоков теплоты и механической энергии.

Область определения функции состояния системы ограничена ее максимальными и минимальными

ными значениями параметров коэффициентов:

$$K_{\min} \leq K_{\text{тек}} \leq K_{\max}.$$

Если для данной области ввести коэффициент геометрических параметров  $K_{\text{геом}}$ , получим зависимость энтропии  $S_*$  от геометрического параметра системы в безразмерном виде. График усредненной по безразмерному времени Фурье функции представлен на рис. 4. Полученная путем аппроксимации функция представлена выражением

$$S_*(K_{\text{геом}}) = -1,1(K_{\text{геом}})^3 + 3,36(K_{\text{геом}})^2 - 3,3K_{\text{геом}} + 1,093.$$

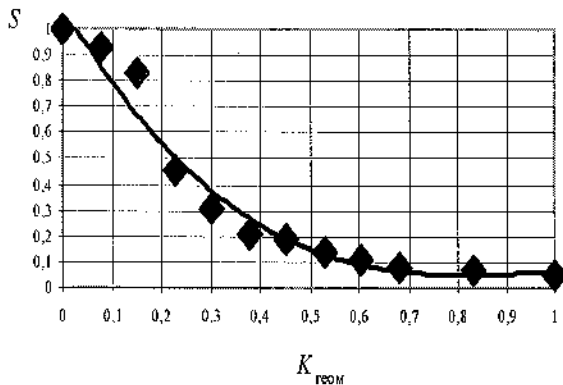


Рис. 4. Зависимость безразмерной энтропии от геометрического параметра сопряженной системы

Таким образом, становится возможным получение зависимости геометрического параметра от энтропии системы. Если за одну ось взять безразмерную энтропию, а по другой оси расположить коэффициент  $K_{\text{геом}}$ , элементы матриц  $K_{\text{т}}$ ,  $K_{\text{с}}$ ,  $K_{\text{п}}$ , то по заданному значению любого параметра (например, геометрического) можно определять коэффициенты, силы и потоки.

Полученные функции составляют систему уравнений состояния системы. Это позволяет производить оценку энергетического состояния сопряженной системы «металл – движущиеся теплоносители» для любого элемента данной промышленной теплоэнергетической системы.

По результатам работы можно сделать следующие выводы:

1. Впервые разработана и построена модель теплопереноса, позволяющая определять функции воспроизводства энтропии в нестационарной сопряженной термогидравлической системе «твердое тело – движущиеся теплоносители» для теплообменного элемента теплоэнергетической системы, работающего на переходном режиме. Практическая часть работы состоит в том, что по известному энтропийному состоянию системы или ее подсистем можно прогнозировать потоки механической и тепловой энергии, термодинамические силы, термогидравлические свойства в каждой точке ее пространства состояния.

2. Найден пространственно-временные функции энтропии, термодинамических сил, потоков и кинематических коэффициентов для элемента системы охлаждения теплового двигателя. Проведены энтропийные оценки состояния металла, ламинарного пограничного слоя, переходной зоны и ядра турбулентного потока и всей системы в целом.

3. Построена процедура обобщения функциональной зависимости безразмерной функции состояния системы (энтропии) от безразмерных параметров (сил, потоков, кинематических коэффициентов), новые алгоритмы и программы для компьютерного моделирования.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Пригожин И. Введение в термодинамику необратимых процессов. – М.: ИЛ, 1960.

### ОЦЕНКА ТЕПЛОЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ РАБОТЫ ПРЕДПРИЯТИЯ

В связи с тем, что деятельность инженера сво-

дится не только к проектированию, но и к оценке

работоспособности существующего оборудования, то методически целесообразно ввести несколько аксиом. Первая из них говорит о том, что модельное представление системы возможно с помощью множеств нескольких реальностей. Для простоты примем к рассмотрению модель объекта с помощью двух реальностей. Положим существование множеств, отображающих объект в первичной и вторичной реальностях [1] (рис. 1).

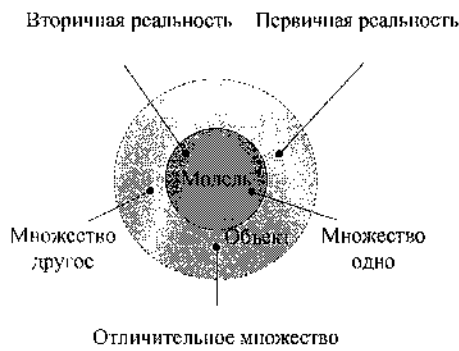


Рис. 1. Множества реальностей модели и объекта

Пусть первичная реальность – это существующие производственные объекты, их узлы. Узлами можно считать двигатели, теплообменники, котельные агрегаты, тепловые сети и т.д. Сюда же можно отнести системы распределения и транспорта энергии. Вторичная реальность – это модели указанных выше объектов.

Следующее положение говорит о том, что для того чтобы построить модель, нужно представить каждый объект и его элемент в виде преобразователей энергии или информации.

Тогда множества моделей преобразователей энергии позволяют получить модель производственной системы как преобразователя энергии [1].

На плоскости множества первичных и вторичных реальностей занимают различные области отображения. Разница в областях отображения позволяет отличить одно множество от другого. В зависимости от величины отличительной области можно говорить о степени приближения той или иной модели к реально существующему параметрическому описанию теплоэнергетической модели или установки.

Сопоставимые множества разных реальностей

могут представлять собой удельные расходы топлива, фактические и расчетные, с которыми имеют дело при оценке эффективности работы теплоэнергетической установки.

Поскольку в установке идет множество процессов, то, как правило, сравниваются между собой две последовательные реальности или реальности, отображающие начало и конец процесса.

Анализ процессов удобно вести с построения обобщенного блока преобразователя энергии [2], [5], [6]. Запись блока подразумевает последующую структуризацию системы и выделение входных и выходных параметров (рис. 2). Поэтому на рис. 2 приняты следующие обозначения:  $f_{ijk}$  – оператор преобразования энергии, где индексы указывают:  $i$  – на назначение системы и количество структурируемых блоков (от 1 до  $n_i$ );  $j$  – на основные параметры блока (от 1 до  $n_j$ );  $k$  – на основные особенности этого блока (от 1 до  $n_k$ ).

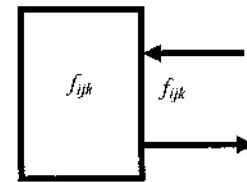


Рис. 2. Блок-преобразователь обобщенной энергии

Развернем блок  $f_{ijk}$  по основным параметрам  $j$ . Пусть  $j = 1 \div 6$  (рис. 3).

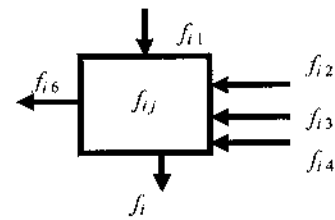


Рис. 3. Основные параметры каждого блока

К параметрам удобно отнести потоковые составляющие энергетической модели. Поскольку взято произвольное предприятие, а основные потоки подобны и мало отличаются по назначению, то приняты 6 основных типов потоков:  $f_{i1}$  – исходного материала,  $f_{i2}$  – рабочего тела,  $f_{i3}$  – элек-

трической энергии,  $f_{14}$  – рабочей силы,  $f_{15}$  – выходного продукта,  $f_{16}$  – отходов производства.

При  $i = 5$  имеем функциональную балансовую модель системы (рис. 4). Имеем пять структурных блоков с балансовыми связями в виде потоков вещества и энергии. Реализация процедуры разворота системы позволяет записать функциональное энергетическое уравнение для организуемой вновь или анализируемой на эффективность работы ТЭС [1]. Это уравнение выглядит следующим образом:

$$\bar{Y} = F_s(X(t), H(t), V(t), t) = 0, \quad (1)$$

где  $F_s$  – оператор состояния организованной системы;  $\bar{Y}$  – вектор параметров выходной траектории системы, описываемый с помощью оператора  $F_s$ .

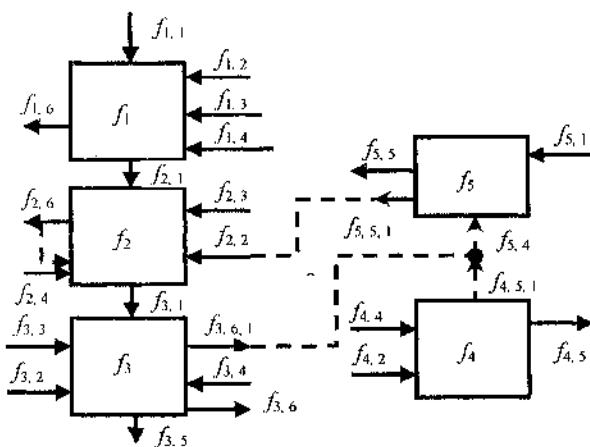


Рис. 4. Функциональная модель энергетической системы

Уравнение (1) представляет собой **функциональную математическую модель** исследуемого объекта, выраженную в терминах пространства состояния системы [1], [4]. Траектория организации системы позволяет учитывать как координатное пространственное, так и временное ее состояние.

Образ такой системы представлен на рис. 5. Модель учитывает входные  $X$ , внутренние  $H$  и внешние  $V$  параметры энергетической системы. Кроме того, выделены начальные стартовые и граничные условия для оператора  $F_s$ , структурируемой в целом или для каждого ее блока (рис. 4). Здесь видны возможности управления параметра-

ми, в том числе и конструктивными. Можно сравнивать между собой образы системы в разных реальностях ее существования (например, до и после внедрения энергосберегающих мероприятий как в координатном, так и во временном энергетическом пространстве состояния анализируемой или вновь синтезируемой системы).



Рис. 5. Образ пространства состояния системы

Рассмотрим алгоритм определения **эффективного энергетического состояния системы**. Для этого требуется составить описания как минимум для двух реальностей: одно – для нормативной, другое – для фактически существующей. Изменяя параметры  $X, H, V$  по законам, установленным для нормативной документации (ГОСТы, нормы), получим **нормативную**, а значит, наиболее **эффективную выходную траекторию**, указывающую на состояние обследуемого объекта.

Следует иметь в виду, что любая система развивается во времени и пространстве, начинает функционировать с **начального состояния**  $z_0 = (H, V, X)$ .

**Граничные условия** определяют форму кривой (области) существования системы в какой-либо момент времени  $t$ . Граничными условиями являются нормы, ГОСТы и т.д. Нормативные показатели могут быть определены из условий сертификации системы.

Появляется возможность **сравнивать пространство состояния моделируемой системы с пространством нормативного состояния** и оп-

ределять эффективность модели обследуемого объекта.

Представление изучаемой модели в терминах пространства состояния системы позволяет иметь для нее несколько функциональных записей (например, до и после реконструкции). Например, для нормативных данных, учитывающих ГОСТы, нормы и т.д., имеем зависимость:

$$Y_{сн} = F_{сн}(z_0; t). \quad (2)$$

Для данных, полученных в результате энергетического обследования:

$$Y_{зд} = F_{зд}(z_0; t). \quad (3)$$

Каждая функция отображает свою реальность. Тогда можно найти разность множеств областей их состояния:

$$Y_{сн} - Y_{зд} = \Delta Y. \quad (4)$$

Разность в энергетических траекториях  $\Delta Y$  указывает на существование отличительного множества для двух сравниваемых реальностей. Как вычислить эффективность работающей системы? Введем понятие *степени энергетической эффективности* системы, которая вычисляется по формуле

$$H = \Delta Y / Y_{сн}, \quad (5)$$

где  $H$  – множественное соотношение, построенное в терминах пространствах состояния из условий сравнения двух реальностей.

Рассмотрим более подробно условия организации и структуризации модели теплоэнергетической системы в рамках ее модернизации [1]. Этот вариант возможен в том случае, когда в пространственной или временной областях возможно внедрение одного или нескольких энергосберегающих мероприятий.

Например, если функциональный вектор системы теплоснабжения выражен через основные структуры в виде энергетического пространства состояния  $S_0 = [F_1; F_2; F_3]$  (где  $F_1, F_2, F_3$  – структурные координаты вектора), то они соответствуют источнику теплоты, распределительной сети и

потребителю. Тогда каждая структура должна иметь свое техническое задание.

Будем считать, что на источник теплоты  $F_1$  разрабатывается техническое задание. Отдел или группа получили только часть задания, которому соответствует структура источника, выраженная через подструктуры  $S_{и} = [F_{11}; F_{12}]$ . Если подструктуру  $F_{11}$  можно принять за часть задания, которое соответствует реализации технического задания  $k$ -го уровня, то представление  $F_1$  будет соответствовать  $(k-1)$ -му уровню структурной реализации (рис. 5). Остальные части проекта будут разработаны на других иерархических уровнях структурной детализации, например на  $(k+1)$ -м иерархическом уровне.

Действительно, анализ эффективности работы той или иной системы ведется, как правило, несколькими отделами или несколькими группами, каждая из которых анализирует свой иерархический уровень исследуемой системы. Рассмотрим алгоритм, по которому следует определять, какое энергосберегающее мероприятие будет наиболее эффективным (рис. 6). Если структуризация

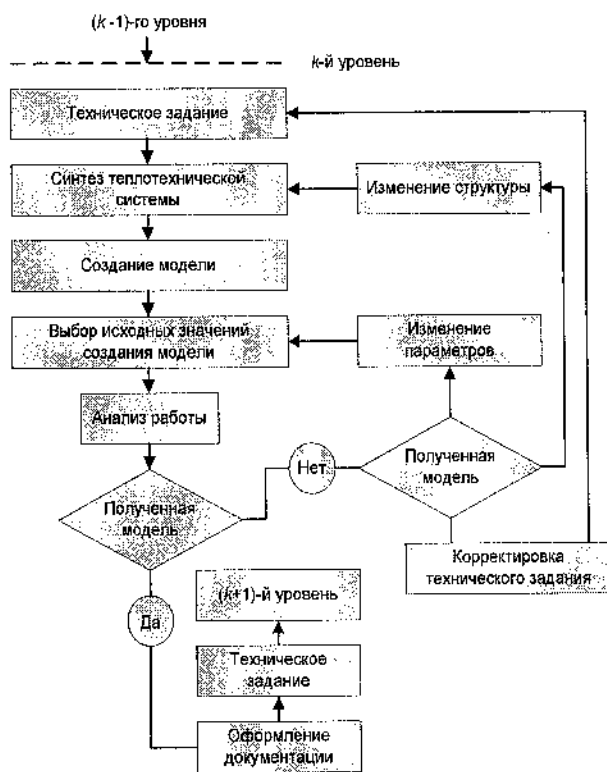


Рис. 6. Алгоритм создания энергоэффективной теплотехнической системы

системы закончена, то работа выполняется на  $k$ -м уровне иерархической системы. На этот уровень информация приходит с  $(k-1)$ -го уровня в виде технического задания. Для данного структурного элемента эта информация перерабатывается с применением **процедур синтеза**. Структурный элемент имеет **свое энергетическое пространство состояния, в которое требуется вставить пространство состояния энергосберегающего мероприятия**.

**В результате синтеза двух подсистем получается новая подсистема, имеющая свое пространство состояния и новые параметрические свойства.**

Далее проводится процедура анализа полученной модели системы в своем, ему присущем, пространстве состояния с новыми энергосберегающими свойствами. Конструируются новые соответствующие траектории в виде зависимостей (2), (3) и функциональные параметры пространства состояния системы со своими начальными и граничными условиями (рис. 5). После построения модели **ведется выбор схмотехнических решений и синтез реальной схемы модернизируемой теплотехнической системы**. Далее на уровне схмотехнических решений повторяется процедура создания новой модели с применением принципов ее идентификации, выбором рабочих параметров.

**Процедура идентификации** подразумевает проверку условия:  $\Delta Y \rightarrow 0$ . Если величина  $\Delta Y$  достаточно мала, то можно говорить о правильном выборе энергосберегающего мероприятия.

Если модель работоспособна и отвечает заданным граничным и начальным условиям, принимается решение об оформлении документации, разработке технического задания для следующего иерархического уровня.

Если анализ системы показал, что модель не работоспособна, то следует попытаться изменить параметры системы или структуру или подготовить новое техническое задание.

Рассмотрим некоторые примеры применения излагаемой выше теории.

В работе [6] проведен анализ теплоэнергетической системы котельной. Котельная разбита на шесть блоков. Проанализированы энергетические блоки основных потоков:  $F_{11}, F_{12}, F_{13}, F_{15}, F_{16}$ . После анализа найдены энергетические потенциалы каждого блока и удельные энергетические показатели теплоемкости, электроемкости, энергоем-

кости, вычисленные относительно выходного потока вырабатываемой продукции  $F_{15}$ :

$$\tau_n = F_{12} / F_{15} \quad (6)$$

– показатель теплоемкости;

$$\varepsilon_n = F_{13} / F_{15} \quad (7)$$

– показатель электроемкости;

$$\varepsilon_n = \tau_n + \varepsilon_n = (F_{12} + F_{13}) / F_{15} \quad (8)$$

– показатель энергоемкости.

Энергоемкость для  $n$  блоков производства равна

$$\sum_i^n \varepsilon_i = \varepsilon_n \quad (9)$$

Энергоемкости первичной  $\varepsilon_n^{\Phi}$  и вторичной  $\varepsilon_n^{\Pi}$  реальностей позволили получить матрицы отклонений  $\Delta_{\varepsilon, n}$  отличительного множества. Матрицы отклонений являются энергетическими потенциалами энергосбережения для  $n$  блоков производства. Появляется возможность сделать следующие выводы: если  $\Delta_{\varepsilon, n} > 0$ , то нужно искать способы уменьшения энергетического потенциала; если  $\Delta_{\varepsilon, n} < 0$ , то требуется обосновать причины отрицательного отклонения потенциала от нормативного энергетического состояния.

Рассмотрим пример вычисления энергоэффективности состояния системы предприятия сельскохозяйственного назначения [4].

На рис. 7 представлена сетка координатного энергетического пространства состояния предприятия сельскохозяйственного профиля. Здесь блоки предприятия являются энергетическими узлами сетки общей энергетической матрицы состояния. Номер блока соответствует номеру структуры, обозначенной в таблице.

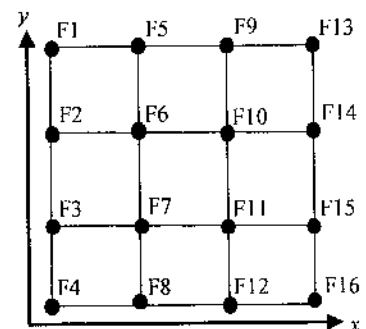


Рис. 7. Координатное энергетическое пространство состояния предприятия

На рис. 8, 9 приведены матрицы, описывающие

Назначение блоков предприятия

Блок	Название структуры
F1	Корпус репродукции
F2	Корпус откорма
F3	Племферма
F4	Санитарно-бытовой корпус
F5	Кормоцех (приготовление зерна)
F6	Пункт технического обслуживания
F7	Канализационно-очистная станция
F8	Водоочистная станция
F9	Цех КРС
F10	Цех растениеводства
F11	Котельная
F12	Блок ЖКХ
F13	Цех мясокостной муки
F14	Биоцех
F15	Хозблоки
F16	Прочие блоки

энергетические пространства разных реальностей: фактическое  $M1 = M_3^{\Phi}$  и нормативное  $M2 = M_3^{\Delta}$ . Данные матрицы описывают потребление энергоресурсов, соответствующее годовому энергетическому балансу, составленному для каждого структурного подразделения. Координатные функции (8) энергетического потенциала (в т. у. т.) реализованы графически.

Матрица  $M3 = M_3^{\Delta}$  (рис. 10) показывает координатную функцию энергетического потенциала энергосбережения предприятия. Экстремумы на поверхности указывают на максимальное количество энергоресурсов, которое можно сэкономить в результате реализации энергосберегающих мероприятий в соответствующих блоках предприятия. Анализ потребления энергоресурсов предприятием проведен для тепловой и электрической

форм энергии воды, производственных стоков. Оценка значимости каждого блока показала, что внедрение энергосберегающих мероприятий целесообразно начинать с блоков F7, F12.

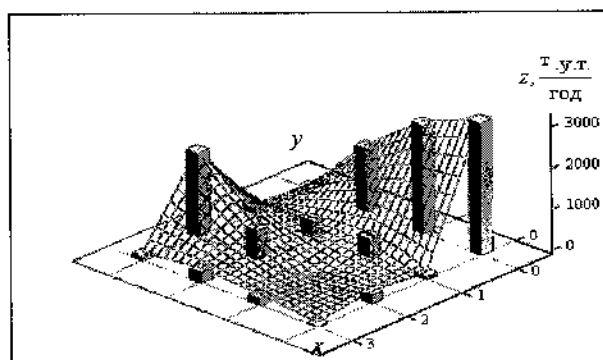
Степень эффективности работы всей системы, взятая из отношения  $\Sigma M3_{ij} / \Sigma M2_{ij}$ , составила 1,7 %. Для элемента системы  $M3_{32} / M2_{32}$  степень эффективности системы приближается к 30 %. После проведения анализа энергетической эффективности функционирования системы можно приступить к выбору схмотехнических решений и процедуры идентификации от внедрения энергосберегающих мероприятий.

Покажем пространственную энергетическую функцию состояния промышленной теплоэнергетической системы. Она представлена в виде энергетического пространства, выраженного с помощью понятия потенциала энергосбережения (рис. 10) [3]. Функция потенциала энергосбережения ТЭС предприятия позволяет вести анализ системы во временном и координатном направлениях (рис. 11).

Чтобы выбрать первоочередность вложения средств в имеющуюся систему, необходимо методом анализа полученной пространственной функции определить градиенты потенциала энергосбережения. Тогда появляется возможность составить представление о необходимом вложении инвестиций в координатном поблочном и временном (погодном) планах.

На рис. 12 представлена пространственная реализация градиента потенциала энергосбережения. Получение таких зависимостей по каждому из блоков позволяет контролировать и выполнять план внедрения энергосберегающих мероприятий. Например, для блока F1 функция списания потенциала энергосбережения имеет вид, представленный на рис. 13.

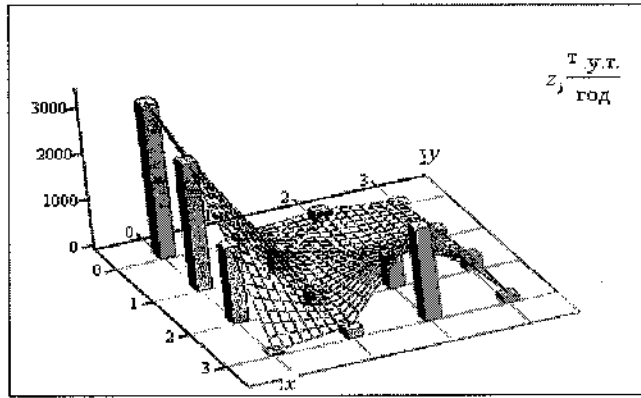
$$M1 := \begin{pmatrix} 3241 & 72 & 204 & 26 \\ 2650 & 473 & 17 & 167 \\ 1530 & 342 & 693 & 268 \\ 26 & 130 & 2050 & 101 \end{pmatrix}$$



(X, Y, Z), M1

Рис. 8. Координатное энергетическое пространство первичной реальности

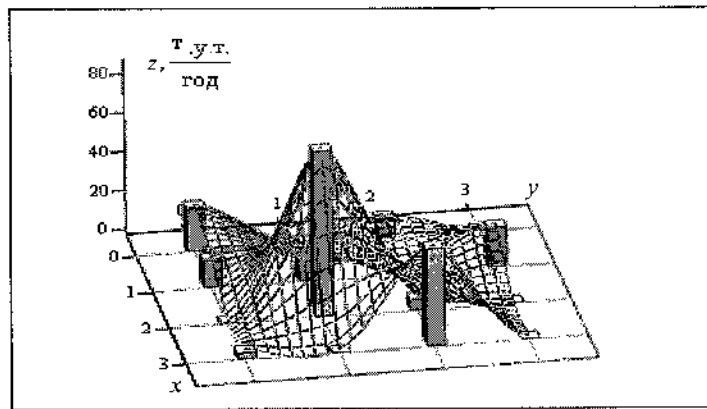
$$M2 := \begin{pmatrix} 3341 & 78 & 212 & 27 \\ 2764 & 467 & 34 & 147 \\ 1647 & 288 & 688 & 271 \\ 23 & 187 & 2006 & 127 \end{pmatrix}$$



(X, Y, Z), M2

Рис. 9. Координатное энергетическое пространство вторичной реальности

$$M3 := \begin{pmatrix} 22.1 & 0 & 9.9 & 0 \\ 14.1 & 10.5 & 0 & 20.2 \\ 0 & 85.1 & 5.6 & 0 \\ 3.44 & 0 & 50 & 0 \end{pmatrix}$$



(X, Y, Z), M3

Рис. 10. Функция потенциала энергосбережения в пространстве энергетического состояния

Потенциал энергосбережения в пространстве и во времени

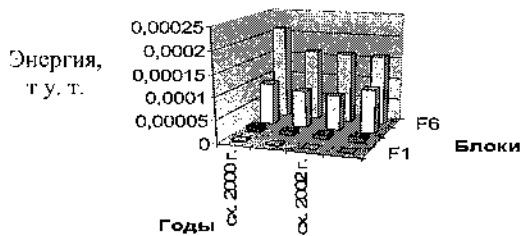


Рис. 11. Пространство состояния системы

Градиент потенциала энергосбережения в пространстве и во времени

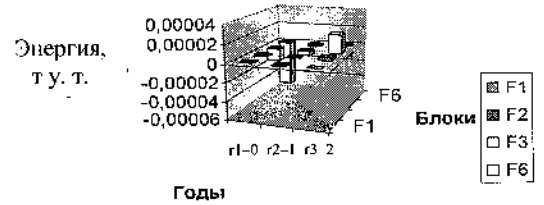


Рис. 12. Градиент потенциала энергосбережения в его пространстве состояния

Построение функции энергосбережения с помощью понятий пространства состояния системы позволяет анализировать разнообразные схемные решения. Причем здесь можно фиксировать и сопоставлять особенности построения первичной и вторичной реальностей, а следовательно, видеть, как соотносятся между собой отображения каждого блока в ту или иную структурную энергетическую схему. Структурная потоковая функциональная модель, соответствующая пространству состояния энергетической системы, замыкающей все этапы модернизации тепловых схем на предприятии, представлена на рис. 4. Для блока данной схемы показана процедура минимизации потенциала энергосбережения во временном пространстве (рис. 13). Каждому столбику соответствует свое схмотехническое решение.

Для блоков F4 и F5 показана схемная реализация в виде внедрения электрической станции с газовым двигателем внутреннего сгорания и газоводяного теплообменника (рис. 14).

Функция интегрального потенциала энергосбережения системы приведена на рис. 15.

Она показывает, что проведенные промышленные и численные эксперименты на уровне модернизации последовательности из технологических схем промышленной теплоэнергетической системы предприятия привели к уменьшению потребления энергоресурсов в величинах энергетического потенциала в 1213 т. т. / год.

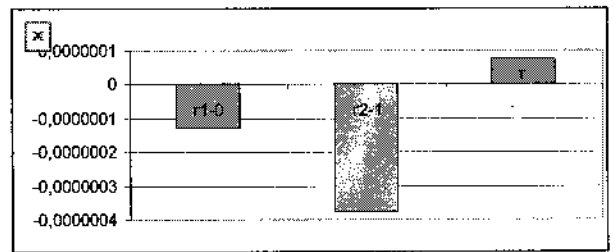


Рис. 13. Программа минимизации потенциала энергосбережения

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Игонин В.И.* Теоретические основы моделирования нестационарных процессов переноса теплоты и массы в промышленных теплоэнергетических системах / Автореф. дис... на соискание ученой степени д-ра техн. наук. – Череповец, 2000 – 40 с.
2. *Ставских В.М.* Об инновационной энергосберегающей модели промышленной технологической системы производства керамического кирпича // Инновационное развитие регионов: механизмы формирования технологической политики: Сб. материалов Всерос. науч.-практ. конф. – Пенза, 2001.
3. *Ставских В.М.* Исследование, разработка и внедрение энергосберегающей модели цикла промышленного производства керамического кирпича / Автореф. дис... на соискание ученой степени канд. техн. наук. – Череповец, 2004.

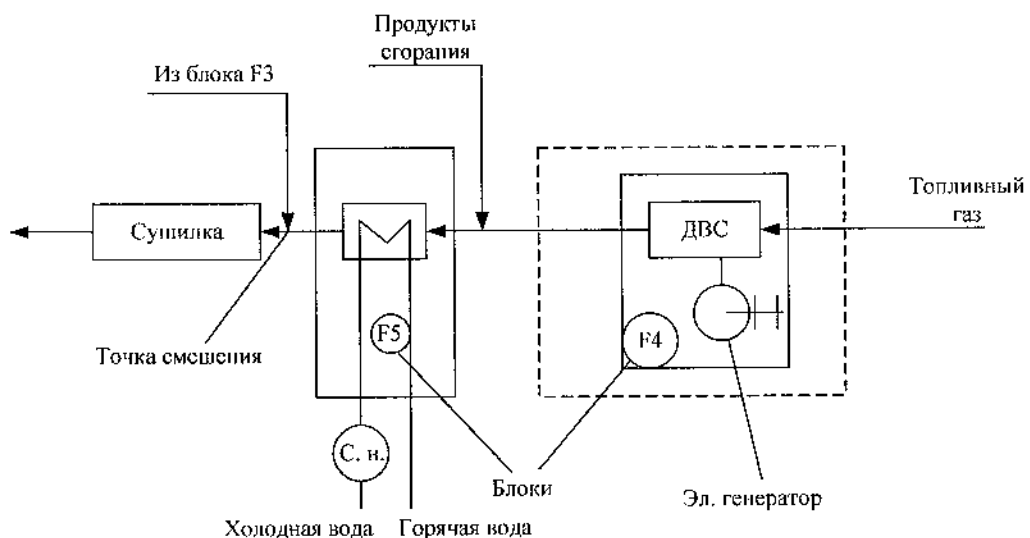


Рис. 14. Схмотехническое решение

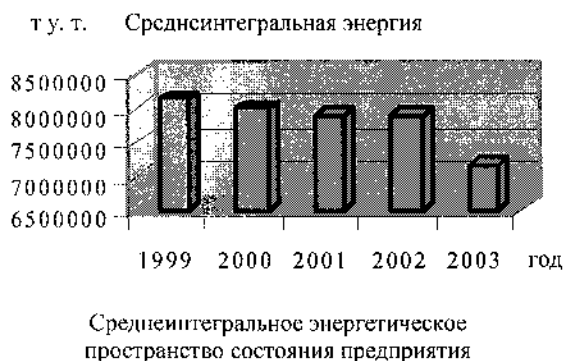


Рис. 15. Функция потенциала энергосбережения

УДК 066.45.01

4. Игонин В.И. Специфика определения энергетического пространства предприятия // Вузовская наука – региону: Материалы II Общерос. науч.-техн. конф. / В.И. Игонин, В.В. Петухов, А.А. Сеницын, С.И. Корюкин. – Вологда: ВоГТУ, 2004. – С. 445–447.

5. Григоруца Ю.А. Моделирование процессов энергосбережения кирпичного производства // Вузовская наука – региону: Материалы II Общерос. науч.-техн. конф. / В.И. Игонин, В.М. Ставских, Ю.А. Григоруца. – Вологда: ВоГТУ, 2004. – С. 455–457.

6. Петухов, В.В. Методика определения энергетического потенциала предприятия // Вузовская наука – региону: Материалы III Всерос. науч.-техн. конф. / В.В. Петухов, В.И. Игонин. – Вологда: ВоГТУ, 2005.

Ю.Р. Осипов, С.А. Шлыков, Т.Н. Чурина  
Вологодский государственный технический университет  
С.Ю. Осипов  
Тверской государственный технический университет

## ТЕПЛОБМЕН В ЗОНЕ КОНТАКТА ДВИЖУЩЕЙСЯ АНИЗОТРОПНОЙ ОБОЛОЧКИ ВРАЩЕНИЯ С ОПОРНОЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ

При движении анизотропной оболочки вращения происходит ее разогрев вследствие процессов внутреннего трения, что резко сокращает срок ее службы. Температура в оболочке вращения зависит от конструктивных и эксплуатационных параметров: вязкоупругих и теплофизических свойств резины, металлической основы, толщины контактного слоя и боковой поверхности, скорости движения, вида и состояния опорной поверхности. Температуру оболочки вращения можно понизить, варьируя ее конструктивные и эксплуатационные характеристики, но для этого нужно знать зависимость температуры от перечисленных факторов, которая может быть получена в результате решения уравнения теплопроводности для движущейся оболочки вращения.

Известно, что наиболее теплонпряженной областью движущейся анизотропной оболочки вращения является зона контакта с опорной поверхностью.

Часто в целях улучшения эксплуатационных характеристик контактная поверхность оболочки вращения оснащается специальными металличе-

скими конструктивными элементами – шипами, которые оказывают существенное влияние на ее тепловой режим и, как показывают экспериментальные исследования, являются интенсификаторами теплообмена. Они представляют собой металлические стержни, изготовленные из конструкционной стали и имеют массу в пределах 0,001...0,005 кг. Оболочка вращения может содержать от нескольких десятков до 200 интенсификаторов в зависимости от ее размеров и условий эксплуатации [1].

Распределение значений коэффициента теплоотдачи  $\alpha$  по поверхности оболочки вращения имеет сложный характер, причем на среднюю величину  $\alpha$  влияет скорость движения оболочки и частота вращения, а также наличие или отсутствие интенсификаторов теплообмена. Наибольшие значения коэффициента  $\alpha$ , как правило, характерны для плечевых зон оболочки. Величина локальных коэффициентов теплоотдачи изменяется по ширине поперечного сечения оболочки. Следует отметить, что если локальные коэффициенты теплоотдачи весьма чувствительны к внешним воздействиям,

то средние значения коэффициента  $\alpha$  по поверхности оболочки изменяются меньше.

Критериальная зависимость  $Nu = f(Re)$  описывается уравнением вида

$$Nu = C \cdot Re^n,$$

где  $Nu = \frac{\alpha_{\text{ср}} \cdot R}{\lambda}$  – критерий Нуссельта;

$Re = \frac{V \cdot R}{\nu}$  – критерий Рейнольдса;  $C$  и  $n$  – постоянные;  $R$  – радиус оболочки вращения по центру контактной поверхности.

При средней величине коэффициента  $\alpha_{\text{ср}}$  по ширине контактной поверхности оболочки вращения значения постоянных  $C$  и  $n$  определяем по графикам [2].

Расчеты по оценке работоспособности оболочки вращения ведутся по максимальным температурам, поэтому определение теплового режима оболочки для области контакта с опорной поверхностью в зависимости от эксплуатационных и конструктивных параметров является достаточным условием оценки теплонапряженности ее работы.

При тепловом расчете пренебрегаем кривизной поверхности и рассматриваем центральное сечение контактной поверхности оболочки вращения как однородную пластину с внутренними источниками теплоты, интенсивность которых есть функция координаты  $x$ . Уравнение теплопроводности, при рассмотренных допущениях, записывается в виде

$$\frac{d^2T}{dx^2} = -\frac{q_v(x)}{x}, \quad (1)$$

где  $q_v$  – мощность источника теплообразования;  $T$  – температура;  $x$  – координата.

Уравнение (1) показывает, что тепловой режим оболочки вращения определяет мощность источника теплообразования  $q_v$ . Зная распределение температуры по центру контактной поверхности оболочки вращения в зависимости от ее конструктивных и эксплуатационных параметров и вычисляя вторую производную этой температуры по координате  $x$ , получим с точностью до постоянного множителя мощность источника теплообразования  $\frac{q_v}{\lambda}$ .

Эксперименты по исследованию температурных полей оболочек вращения проводились на испытательном стенде. Оболочка прижималась к беговому барабану диаметром 1500 мм и шириной 350 мм при помощи грузового устройства. Для уменьшения разброса результатов измерений и стабилизации механических и теплофизических свойств резины и металлической основы оболочки вращения подвергались двухчасовой обкатке при максимальной для заданной конструкции нагрузке и соответствующем внутреннем давлении, после чего они выдерживались сутки при комнатной температуре.

Измерения температуры оболочки вращения проводились с помощью игольчатых термопар конструкции П.И. Анферова (рис. 1).

На конце иглы 1 из нержавеющей стали  $\varnothing 1-2$  мм укреплен горячий спай 2 хромель-копелевой термопары, выполненный в виде конуса. Электроды термопары, лежащие внутри иглы, изолированы фторопластовой пленкой и эпоксидной смолой. Конец иглы припаян к винту 4, укрепленному в ручке 5. На ручку навинчивается гайка 6, с помощью которой фиксируется необходимая глубина погружения термопары в шину, а игле придается

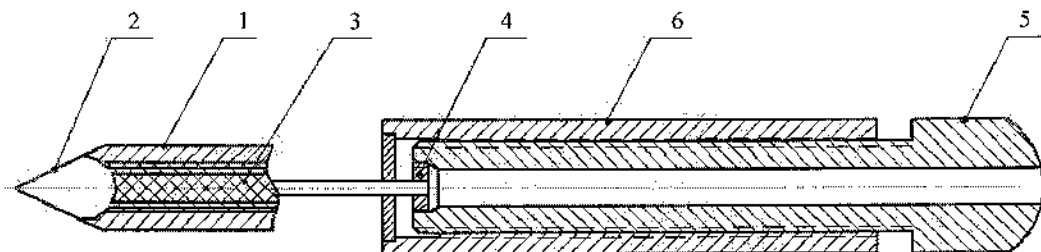


Рис. 1. Игольчатая термопара

большая устойчивость к осевому сжатию. Сигнал с термопары подается на автоматический потенциометр ЭПП-09 со шкалой 150 °С. Погрешность измерения температуры при диаметре иглы, равном 1 мм, меньше одного процента.

Оценка погрешностей игольчатых термопар осуществлялась в соответствии с работой [2]. Благодаря низкой теплопроводности резины температура оболочки вращения в первые секунды меняется очень незначительно. Из-за выравнивающего действия иглы погрешность убывает при уменьшении диаметра иглы. При диаметре игольчатой термопары, равном 2 мм, ее погрешность меньше пяти процентов [3].

Замеры температуры производились с шагом по толщине, равным 2 мм, при стационарном режиме. Для экономии времени измерения проводились одновременно двумя термопарами с различной длиной выступающей части иглы. Каждой термопарой проводилось по 5–7 замеров в соответственных (сходных) точках оболочки. После каждого замера для восстановления прежнего теплового состояния оболочки обкатывались в течение  $(1,2 \pm 1,8) \cdot 10^3$  с. Для уменьшения погрешности, перед замером термопара подогревалась в термостате до значений температур, полученных в предварительных опытах.

Съем сигналов от датчиков вращающейся оболочки осуществлялся с помощью десятиканального токосъемника с контактными кольцами  $\varnothing 4$  мм. Существенных расхождений между показаниями предварительно установленных и игольчатых термопар не наблюдалось. Измерения температуры проводились в различных зонах оболочки вращения при изменениях скорости движения, внешней нагрузки и внутреннего давления.

Замеры температуры проводились как по центру, так и по углу контактной поверхности, а также в области боковой поверхности. Расположение сечений замера температур показано на рис. 2.

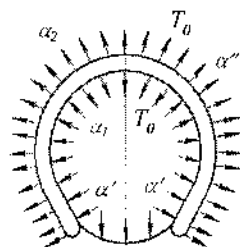


Рис. 3. Направления тепловых потоков при движении оболочки вращения

При проведении эксперимента были выбраны четыре анизотропные оболочки вращения, имеющие различные эксплуатационные характеристики: оболочка вращения 1 (ОВ1), оболочка вращения 2 (ОВ2), оболочка вращения 3 (ОВ3) и оболочка вращения 4 (ОВ4).

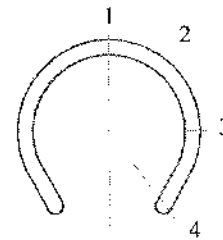


Рис. 2. Сечения замера температуры оболочки вращения: 1, 2, 3, 4 – сечения, по которым замерялась температура

Основные характеристики исследуемых оболочек вращения приведены в таблице.

Исследование теплового состояния оболочек вращения позволило получить общую картину распределения тепловых потоков по радиальному сечению (рис. 3). Из рис. 3 видно, что тепловая энергия, генерируемая в объеме оболочки вращения, отдается в окружающую среду на внешней поверхности и на прогрев воздуха внутри оболоч-

Основные характеристики исследуемых оболочек вращения

№ п/п	Характеристика оболочки вращения	ОВ 1	ОВ 2	ОВ 3	ОВ 4
1	Наружный диаметр, мм	1035	1150	940	767
2	Максимальная ширина поперечного сечения, мм	234	280	192	160
3	Контактная поверхность: а) тип каучука б) толщина, мм	100 СК	100 СК	100 СК	100 СК
		28	30	27	19
4	Металлическая основа: количество слоев	8	10	6	6
5	Максимальная радиальная нагрузка, Н	18 600	27 300	10 000	6 550
6	Внутреннее давление, МПа	0,53	0,56	0,33	0,27

ки. Теплота от воздуха отдается через боковые поверхности и обод во внешнюю среду.

Изменение скорости движения оболочки вращения вызывает изменение частоты циклов деформирования и условий теплообмена, а следовательно, и количества генерируемого тепла и температуры. На рис. 4 показано распределение максимальных температур в зависимости от скорости.

Согласно экспериментальным данным получено распределение величины  $q_v$  по высоте оболочки вращения для центра контактной поверхности. Характер изменения теплообразования  $\bar{q}$  в зависимости от скорости движения оболочки вращения ОБ 1 без интенсификаторов теплообмена и с их применением представлен на рис. 5. Здесь  $\xi = \frac{x}{h}$  — относительная

координата. Данные графиков показывают, что рост скорости движения  $V$  приводит к увеличению мощности теплообразования  $\bar{q}$  вследствие роста частоты деформаций, причем характер распределения  $\bar{q}(\xi)$  остается практически неизменным. Из представленных зависимостей видно, что теплообразование максимально в центральной зоне (металлической основе) и минимально на контактной поверхности. Наличие интенсификаторов приводит к значительному увеличению теплообмена.

Такое распределение плотности источников теплообразования по сечению контактной поверхности оболочки вращения можно объяснить следующими причинами. Деформирование происходит за счет удлинения-сжатия отдельных

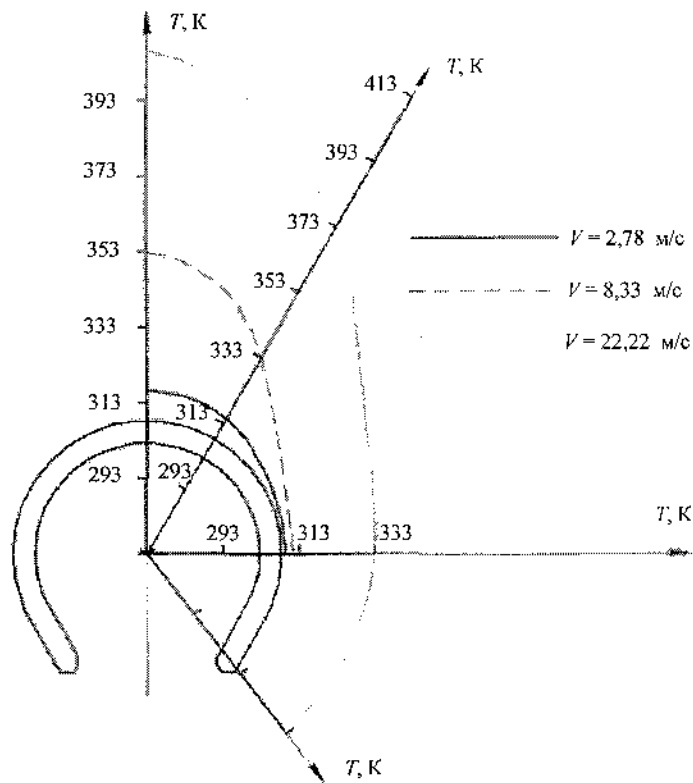


Рис. 4. Распределение максимальных температур в оболочке вращения ОБ 4 в зависимости от скорости движения при  $G = 15\ 500\ \text{Н}$ ;  $P = 0,45\ \text{МПа}$

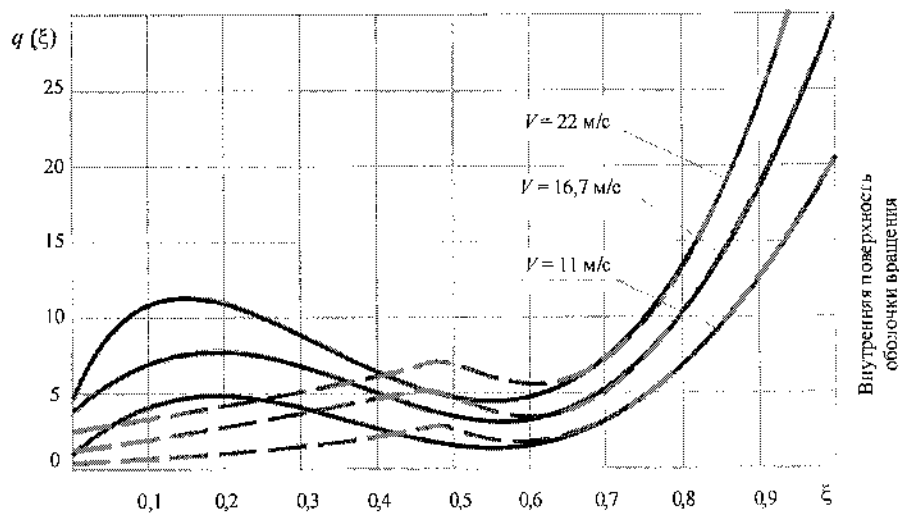


Рис. 5. Распределение безразмерной плотности источников теплоты по сечению контактной поверхности движущейся оболочки вращения ОБ 1: — — без интенсификаторов теплообмена; - - - с интенсификаторами теплообмена

ее элементов. В течение одного оборота эти деформации изменяются от нуля до некоторой амплитудной величины, поэтому работа деформации изменяется от нуля до максимального значения. Элементарные объемы резины, находящейся между слоями и нитями металлической основы, подвергаются преимущественно деформациям сдвига вследствие нерастяжимости нитей. За время одного оборота сдвиговые деформации в направлении вращения изменяют знак при входе в контакт и при выходе из контакта, поэтому полная работа деформаций и теплообразование в области металлической основы больше, чем в контактной зоне.

Повышение нагрузки и уменьшение давления внутри оболочки вращения вызывают увеличение амплитуды деформаций, что приводит к росту теплообразования  $q$ .

Введем безразмерные параметры: давление  $\bar{P} = \frac{P}{P_0}$ ; нагрузку  $\bar{G} = \frac{G}{G_0}$ ; скорость  $\bar{V} = \frac{V}{V_0}$ ; радиус  $\bar{R} = \frac{R_0}{R}$ ; координату  $\xi = \frac{x}{h}$ , где  $P_0$  – давление внутри оболочки вращения;  $P$  – текущее давление;  $G_0$  – эксплуатационная нагрузка;  $G$  – текущая нагрузка;  $V_0$  – средняя скорость движения,  $V_0 = 16,7$  м/с;  $V$  – текущая скорость;  $R_0$  – эталонный радиус,  $R_0 = 0,5$  м;  $R$  – текущий (динамический) радиус;  $h$  – высота оболочки вращения по центру контактной поверхности. После обработки экспериментальных данных в безразмерных комплексах получена формула для расчета мощности источника теплообразования по центру контактной поверхности:

$$\bar{q}(\xi) = \frac{\bar{V}}{R} \left[ C_0 + C_1 \xi + C_2 \xi^2 + \left( \frac{\bar{G}}{\bar{P}} \right)^n C_3 \xi^3 \right], \quad (2)$$

где  $\bar{q}(\xi) = \frac{q_V h^2}{\lambda(T_B - T_0)}$ ;  $C_0, C_1, C_2, C_3$  – эмпирические коэффициенты:  $C_0 = 3,4$ ;  $C_1 = 50$ ;  $C_2 = -172,5$ ;  $C_3 = 149,6$  [3] – без интенсификаторов теплообмена;  $C_0 = 2,9$ ;  $C_1 = 42$ ;  $C_2 = -194,5$ ;  $C_3 = 124,2$  – с интенсификаторами теплообмена;  $n$  – коэффициент, зависящий от конструкции оболочки вращения и механических характеристик резины,  $n = 0,12 \div 0,20$  [3].

Запишем уравнение (1) в безразмерных параметрах:

$$\frac{d^2 \Theta}{d\xi^2} = \bar{q}(\xi),$$

где  $\Theta$  – безразмерная температура, равная

$$\Theta(\xi) = \frac{T - T_0}{T_B - T_0},$$

где  $T_0$  – температура окружающего воздуха;  $T_B$  – температура воздуха внутри оболочки вращения.

$$\Theta(\xi) = - \int \int \bar{q}(\xi) d\xi d\xi + K_1 \xi + K_2.$$

Постоянные  $K_1$  и  $K_2$  находим из граничных условий:

$$Bi_1 \Theta(0) = - \left( \frac{d\Theta}{d\xi} \right)_{\xi=0} = 0; \quad (3)$$

$$Bi_2 \Theta(1) = - \left( \frac{d\Theta}{d\xi} \right)_{\xi=1}. \quad (4)$$

Подставляя в граничные условия (3)–(4) выражения для  $\Theta$ , получаем систему уравнений для вычисления постоянных  $K_1$  и  $K_2$ :

$$Bi_1 K_2 = K_1; \quad (5)$$

$$Bi_2 \left[ - \int_0^1 \int_0^1 \bar{q}(\xi) d\xi d\xi - Bi_1 K_1 + K_2 \right] = -K_2 Bi_1 - \int_0^1 \bar{q}(\xi) d\xi. \quad (6)$$

Из уравнений (5)–(6) имеем:

$$K_1 = - \frac{Bi(Bi_2 J_1 + J_2)}{Bi_2 - Bi_1 - Bi_1 Bi_2},$$

где  $Bi = \frac{\alpha \cdot R_1}{\lambda}$  – критерий Био;

$$K_2 = - \frac{Bi_2 J_1 + J_2}{Bi_2 - Bi_1 - Bi_1 Bi_2},$$

где

$$J_1 = \int_0^1 \int_0^{\xi} q(\xi_1) d\xi_1 d\xi; \quad J_2 = \int_0^1 \bar{q}(\xi) d\xi,$$

или без интенсификаторов теплообмена

$$J_{11} = \frac{\bar{V}}{R} \left[ 7,48 \left( \frac{\bar{G}}{P} \right)^n - 4,342 \right],$$

$$J_{21} = \frac{\bar{V}}{R} \left[ 12,466 \left( \frac{\bar{G}}{P} \right)^n - 0,35 \right];$$

с интенсификаторами теплообмена

$$J_{12} = \frac{\bar{V}}{R} \left[ 6,19 \left( \frac{\bar{G}}{P} \right)^n - 5,28 \right],$$

$$J_{22} = \frac{\bar{V}}{R} \left[ 11,145 \left( \frac{\bar{G}}{P} \right)^n - 0,42 \right].$$

Таким образом, с учетом граничных условий выражение для безразмерных температур оболочки вращения  $\Theta_1$  без интенсификаторов теплообмена и  $\Theta_2$  с интенсификаторами теплообмена записывается в виде:

$$\Theta_1 = \frac{Bi_2 J_1 + J_2}{Bi_2 - Bi_1 - Bi_1 Bi_2} (1 - Bi_1 \xi) +$$

$$+ \frac{\bar{V}}{R} \left[ 1,7\xi^2 + 8,33\xi^3 - 14,375\xi^4 + 7,48 \left( \frac{\bar{G}}{P} \right)^n \xi^5 \right]; \quad (7)$$

$$\Theta_2 = \frac{Bi_2 J_1 + J_2}{Bi_2 - Bi_1 - Bi_1 Bi_2} (1 - Bi_1 \xi) +$$

$$+ \frac{\bar{V}}{R} \left[ 1,3\xi^2 + 7,21\xi^3 - 17,52\xi^4 + 6,3 \left( \frac{\bar{G}}{P} \right)^n \xi^5 \right]. \quad (8)$$

Расчет температурного поля оболочек вращения по зависимостям (7) и (8) с учетом (2) позволяет получить распределение температуры по высоте оболочки вращения в области контактной поверхности в зависимости от ее конструктивных элементов и эксплуатационных параметров, таких как скорость движения и нормальная нагрузка  $G$ , а также наличия интенсификаторов теплообмена.

Сравнение экспериментальных и расчетных температур для оболочек вращения без наличия и

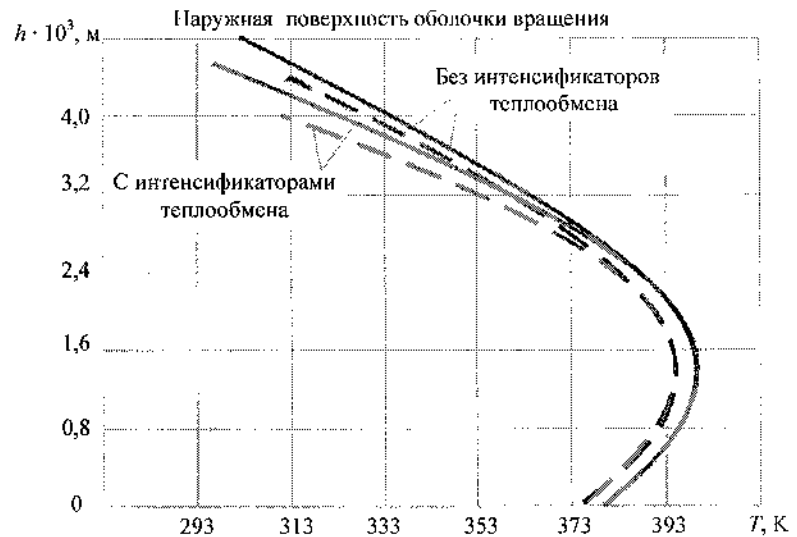


Рис. 6. Результаты сравнения данных по температуре движущейся оболочки вращения ОВ 1 при  $G = 18\ 000$  Н,  $P = 0,5$  МПа,  $V = 16,7$  м/с: — — расчетные данные; - - - — экспериментальные

с наличием интенсификаторов теплообмена представлено графически на рис. 6–8. Полученные графические данные показывают, что расчетные кривые с точностью порядка 10 %, описывают характер распределения температуры по центру контактной поверхности оболочек вращения ОВ 1, ОВ 2, ОВ 3 при изменении внутреннего давления воздуха, нагрузки  $G$  и скорости движения  $V$ .

Таким образом, проведенные стендовые и натурные экспериментальные исследования позволили определить зависимость температурного поля анизотропных оболочек вращения от их конструктивных и эксплуатационных параметров. Установлено направление тепловых потоков в радиальном сечении оболочек вращения. При одинако-

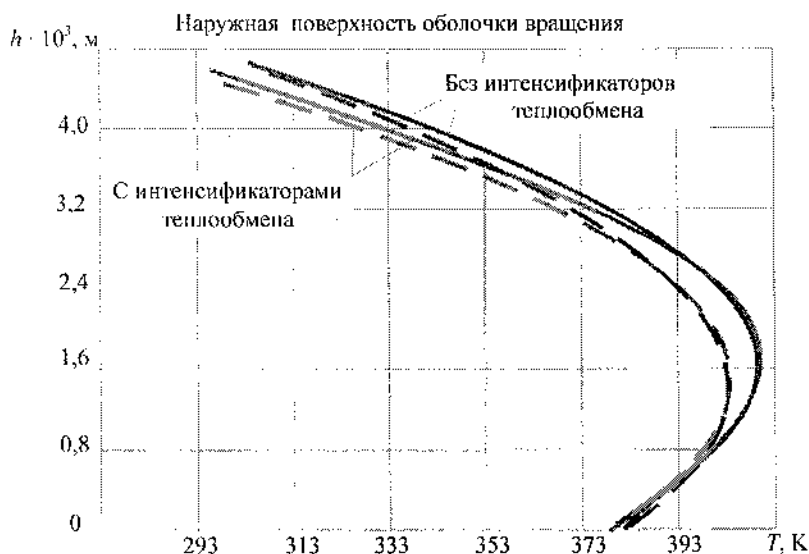


Рис. 7. Результаты сравнения данных по температуре движущейся оболочки вращения ОБ 2 при  $G = 27\ 000\ \text{Н}$ ,  $P = 0,5\ \text{МПа}$ ,  $V = 16,7\ \text{м/с}$ :

— — расчетные данные; - - - — экспериментальные

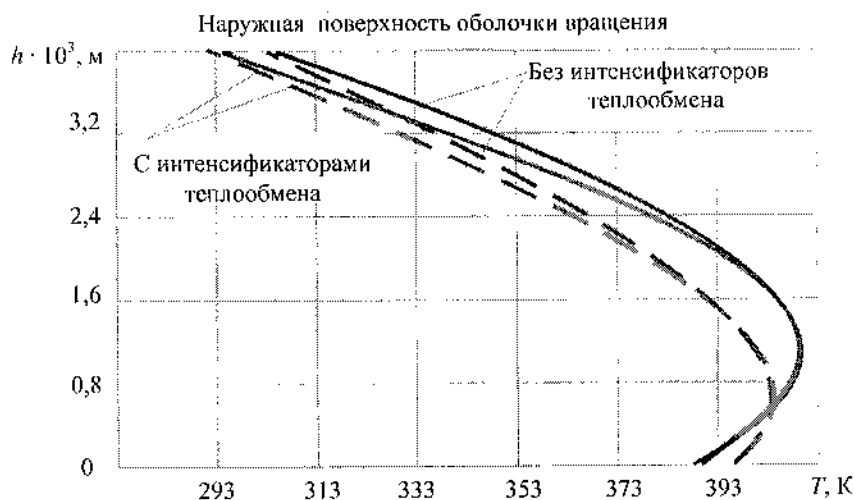


Рис. 8. Результаты сравнения данных по температуре движущейся оболочки вращения ОБ 3 при  $G = 15\ 000\ \text{Н}$ ,  $P = 0,45\ \text{МПа}$ ,  $V = 16,7\ \text{м/с}$ :

— — расчетные данные; - - - — экспериментальные

вой толщине контактной поверхности и размерах металлического подслоя температура оболочки вращения зависит от наличия или отсутствия интенсификаторов теплообмена.

при измерении тел низкой теплопроводности / А.А. Шершнев, Э.Б. Михайлов // Прикладная гидромеханика и теплофизика. — Красноярск, 1971. — С. 145–149.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Осипов Ю.Р. Моделирование процесса теплообразования в оболочке вращения / Ю.Р. Осипов, С.А. Шлыков // Автоматизация машиностроительного производства, технология и надежность машин, приборов и оборудования: Материалы II Междунар. науч.-техн. конф. Т. 2. — Вологда: ВоГТУ, 2006. — С. 145–149.
2. Котельников Г.П. Прикладная гидромеханика и теплофизика / Г.П. Котельников. — Красноярск, 1971. — С. 145–149.
3. Шершнев А.А. Погрешность игольчатой термопары

## ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ АСПЕКТЫ И МЕТОДЫ ИНТЕНСИВНОГО ЭНЕРГОСБЕРЕЖЕНИЯ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ГУММИРОВАННЫХ ОБЪЕКТОВ

Современная промышленность предъявляет высокие требования к антикоррозионной защите аппаратуры, которая эксплуатируется в условиях сильных агрессивных сред при повышенных температурах и давлениях. Гуммирование аппаратуры занимает особое положение вследствие того, что резина обладает комплексом технически полезных свойств: стойкостью к воздействию агрессивных сред, эластичностью, вибростойкостью, способностью выдерживать мощные гидродинамические удары, водо- и газонепроницаемостью, тепло- и морозостойкостью. Резинометаллические изделия традиционно изготавливаются на готовых металлических объектах, однако имеются возможности автоматизации изготовления широкой номенклатуры резинометаллических изделий [1].

Сведения об автоматизированной линии по производству резинометаллических листов с неразрушающим контролем качества покрытия приведены в работах [2–5]. Для выбора оптимального варианта алгоритма гуммирования необходимы критерии, с помощью которых можно было бы оценить алгоритмы как в количественном, так и в качественном отношении. Предлагается метод, суть которого заключается в составлении топологической модели ТП, в котором процесс гуммирования рассматривается как преобразование исходных элементов конструкции и материалов в готовое резинометаллическое изделие и представляется в виде ориентированного графа. ТМ автоматизированного технологического процесса представляет собой цепь направленных преобразований, последовательно и параллельно выполняемых переходов и операций подачи материалов, обмера, обреза, наложения на металлическую подложку и других состояний (см. таблицу). При этом цепь преобразований записывается в виде алгоритма

$$X_0^1 A_{1(1)} \wedge (X_1) A_{21} (X_2, \dots, X_{N-1}) A_{N-1} \wedge A_N X_N, \quad (1)$$

где  $A_1, \dots, A_N$  – дуги прямого направления, соответствующие операциям и переходам технологического процесса;  $X_0, \dots, X_N$  – вершины графа.

Эту цепь представим графически в виде однонаправленного ориентированного графа или системы уравнений

$$\begin{aligned} X_1 &= A_{10} X_0; \\ X_2 &= A_{21} X_1; \\ &\dots\dots\dots \\ X_N &= A_{N, N-1} X_{N-1}. \end{aligned} \quad (2)$$

Взяв за основу алгоритм (1) процесса гуммирования и уравнения (2) для математического описания модели технологического процесса, применим аппарат теории направленных функциональных графов.

Модель, построенная согласно алгоритму технологического процесса гуммирования без указания обратных технологических связей, называется характеристической (рис. 1). В нашем случае характеристическая модель отражает параллельный ввод на автоматизированной линии одного базового (металлической основы) и одного присоединяемого (эластомерного покрытия) сборочного компонентов и непосредственное их соединение в процессе вулканизации. Благодаря иерархическим свойствам модели, ее можно расчленить на ряд композиционных моделей и рассматривать каждую отдельно.

Наименование оператора сборки и содержание сборки гуммированных изделий

Наименование оператора	Содержание оператора сборки	Обозначение оператора
Подготовка эластомерного покрытия	Раскладка рулона резины на рабочем столе	A <sub>20</sub>
	Удаление прокладочной ткани	A <sub>18,12</sub>
	Промывание бензином	A <sub>22,18</sub>
	Промазка клеем	A <sub>30,24</sub>
	Сушка первого слоя клея	A <sub>36,30</sub>
	Промазка клеем	A <sub>42,36</sub>
	Сушка второго слоя клея	A <sub>48,42</sub>
	Промазка клеем	A <sub>54,48</sub>
	Сушка третьего слоя клея	A <sub>60,54</sub>
	Накладка листов резины один на другой промазанными клеем сторонами	A <sub>66,60</sub>
	Прикатка дублировочным роликом	A <sub>67,66</sub>
	Прокальвание образовавшихся пузырей и прикатка зубчатым роликом	A <sub>68,67</sub>
	Укладка подготовленной обкладки на металлическую подложку	A <sub>69,68</sub>
Подготовка металлической подложки	Установка рулона (кагушки) металла	A <sub>10</sub>
	Огибка конца рулона	A <sub>21</sub>
	Захват металла в валковую машину	A <sub>32</sub>
	Правка в валковой машине	A <sub>43</sub>
	Обезжиривание бензином	A <sub>54</sub>
	Химическая очистка	A <sub>65</sub>
	Очистка абразивно-порошковой смесью	A <sub>75,76</sub>
	Промывание бензином	A <sub>87</sub>
Холодное крепление эластомерного покрытия	Промазка клеем	A <sub>98</sub>
	Сушка первого слоя клея	A <sub>10,9</sub>
	Промазка клеем	A <sub>11,10</sub>
	Сушка второго слоя клея	A <sub>12,11</sub>
	Прикатка покрытия к металлу	A <sub>70,69</sub>
Испытание покрытия до горячего крепления	Выбор щупа-электрода	A <sub>71,70</sub>
	Присоединение щупа-электрода к дефектоскопу	A <sub>72,71</sub>
	Проверка исправности соединительного кабеля и разъема	A <sub>73,72</sub>
	Заземление контролируемого изделия и проверка надежности заземления	A <sub>74,73</sub>
	Подключение дефектоскопа, установление необходимого напряжения	A <sub>75,74</sub>
	Равномерное перемещение щупа, прижатого к поверхности	A <sub>76,75</sub>
Горячее крепление эластомерного покрытия к металлу	Помещение гуммируемого изделия в вулканизационный аппарат	A <sub>77,76</sub>
	Опрессовка сжатым холодным воздухом	A <sub>78,77</sub>
	Подача горячего воздуха в первую секцию (T = 373 К)	A <sub>79,78</sub>
	Выдержка изделия при T = 373 К	A <sub>80,79</sub>
	Подача горячего воздуха во вторую секцию (T = 393 К)	A <sub>81,80</sub>
	Выдержка изделия при T = 393 К	A <sub>82,81</sub>
	Подача горячего воздуха в третью секцию (T = 413 К)	A <sub>83,82</sub>
	Выдержка изделия при T = 413 К	A <sub>84,83</sub>
	Охлаждение в четвертой секции (T = 293 К)	A <sub>85,84</sub>
	Извлечение из аппарата	A <sub>86,85</sub>
	Контроль степени вулканизации покрытия оптическим методом	A <sub>87,86</sub>
	Контроль прочности крепления (на отрыв, сдвиг, расслаивание, отслаивание)	A <sub>88,87</sub>
	Изготовление гуммированных изделий методом пластической деформации	Резка на листы необходимых размеров
Гибка-штамповка обрезанных листов		A <sub>90,89</sub>
Складирование		A <sub>91,90</sub>

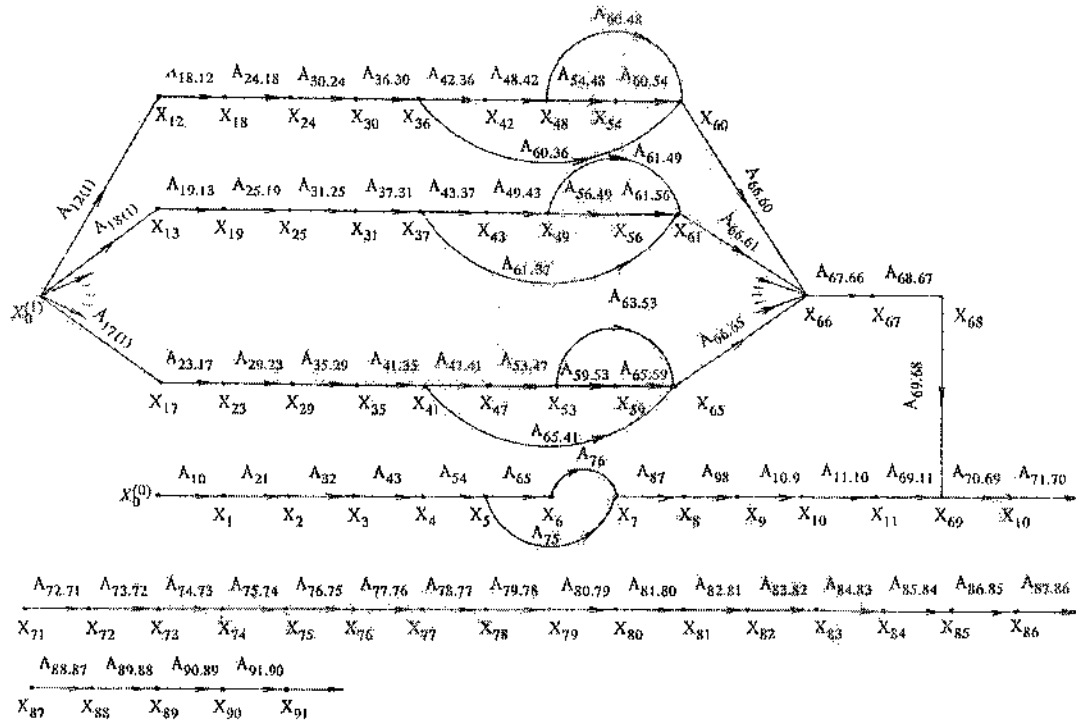


Рис. 1. Характеристическая модель процесса производства гуммированных изделий

В алгоритмической форме цепь преобразований можно записать в следующем виде:

$$\begin{aligned}
 & X_0 A_{10} \wedge X_1 A_{21} \wedge X_2 A_{32} \wedge X_3 A_{43} \wedge X_4 A_{54} \wedge \\
 & \wedge \left[ \left( X_5 A_{75} \right) \vee \left( X_5 A_{65} \wedge X_6 A_{76} \right) \right] \wedge X_7 A_{87} \wedge \\
 & \wedge X_8 A_{98} \wedge X_9 A_{10,9} \wedge X_{10} A_{11,10} \vee \left\{ \left( X_{11} A_{69,11} \right) \vee \right. \\
 & \vee \left[ \left( X_0^1 A_{12(1)} \wedge X_{12} A_{18,12} \wedge \dots \wedge X_{60} A_{66,60} \right) \vee \right. \\
 & \vee \left( X_0^1 A_{13(1)} \wedge X_{13} A_{19,13} \wedge \dots \wedge X_{61} A_{66,61} \right) \vee \dots \vee \\
 & \vee \left. \left. \left( X_0^1 A_{17(1)} \wedge X_{17} A_{23,17} \wedge \dots \wedge X_{65} A_{66,65} \right) \right] \wedge \right. \\
 & \wedge \left. \left. \left. X_{66} A_{67,66} \wedge X_{67} A_{68,67} \wedge X_{68} A_{69,68} \right] \right\} \wedge \\
 & \wedge X_{69} A_{70,69} \wedge X_{70} A_{71,70} \wedge X_{71} A_{72,71} \wedge X_{72} A_{73,72} \wedge \\
 & \wedge X_{73} A_{74,73} \wedge X_{74} A_{75,74} \wedge X_{75} A_{76,75} \wedge X_{76} A_{77,76} \wedge \\
 & \wedge X_{77} A_{78,77} \wedge X_{78} A_{79,78} \wedge X_{79} A_{80,79} \wedge X_{80} A_{81,80} \wedge \\
 & \wedge X_{81} A_{82,81} \wedge X_{82} A_{83,82} \wedge X_{83} A_{84,83} \wedge X_{84} A_{85,84} \wedge \\
 & \wedge X_{85} A_{86,85} \wedge X_{86} A_{87,86} \wedge X_{87} A_{88,87} \wedge X_{88} A_{89,88} \wedge \\
 & \wedge X_{89} A_{90,89} \wedge X_{90} A_{91,90} = X_{91}.
 \end{aligned}$$

В характеристической модели процесса гуммирования на первоначальном этапе проектирования не включены контуры, отражающие внецикловые потери, собственные потери из-за простоев механизмов по причине поломки, износа деталей и т.п. В целях уточнения модели в нее введены все реальные контуры и связи, характеризующие реализацию упорядоченных элементарных операций с учетом потерь в реальных условиях, что позволяет сформировать топологическую модель изготовления в модель технологической системы (рис. 2).

Ориентированный функциональный граф модели процесса гуммирования в общем виде определяется системой алгебраических уравнений.

С помощью формулы Мэсона можно определить передаточную функцию непосредственно по виду графа, при этом исходная модель (граф с двумя истоками) преобразуется к модели с одним истоком

$$A_{ji} = \sum_{(k)} \frac{A_{\lambda k} L_{\lambda k}}{L},$$

где  $A_{\lambda k}$  – обобщенный оператор  $k$ -го пути от ис-

тока  $i$  к  $j$ -му стоку;  $L$  – характеристический полином контуров (определитель) графа;  $L_{\lambda k}$  – полином  $L$  контуров графа, не касающихся  $k$ -го пути.

Обобщенная передаточная функция технологического комплекса представляет собой произведение передаточных функций отдельных технологических линий:

$$A_{\Sigma} = \prod_{i=1}^n A_i.$$

На стадии эскизного проекта с помощью обобщенной передаточной функции решается задача оценки производительности оборудования. Для этого необходимо вычислить значение данной функции для каждого варианта автоматизированной линии по гуммированию. При этом при определении передаточной функции можно воспользоваться лишь прямыми связями.

$$\begin{aligned} A_{\Sigma} = & A_{10} A_{21} A_{32} A_{43} A_{54} (A_{65} A_{76} + A_{75}) A_{87} A_{98} A_{10,9} A_{11,10} \times \\ & \times \left\{ \left[ A_{69,11} + \left( \frac{X_0^1}{X_0} \right) A_{12(1)} \times A_{18,12} A_{24,18} A_{30,24} A_{36,30} \times \right. \right. \\ & \times (A_{60,36} + A_{42,36} A_{48,42} A_{60,48} + A_{54,48} A_{60,54}) A_{66,60} \left. \right] + \\ & + \left( \frac{X_0^1}{X_0} \right) (A_{13(1)} A_{19,13} A_{25,19} A_{31,25} A_{37,31} (A_{61,37} + \\ & + A_{43,37} A_{49,43} (A_{61,49} + A_{55,49} \times A_{61,55})) A_{66,61} \left. \right) + \dots + \\ & + \left( \frac{X_0^1}{X_0} \right) \left( A_{17(1)} A_{23,17} A_{29,23} A_{35,29} A_{41,35} (A_{65,41} + A_{47,41} \times \right. \\ & \times A_{53,47} (A_{65,53} + A_{59,53} A_{65,59})) A_{66,65} \left. \right) \left. \right] A_{67,66} A_{68,67} A_{69,68} \left. \right\} \times \\ & \times A_{70,69} A_{71,70} A_{72,71} \times A_{73,72} A_{74,73} A_{75,74} A_{76,75} A_{77,76} \times \\ & \times A_{78,77} A_{79,78} A_{80,79} A_{81,80} A_{82,81} A_{83,82} A_{84,83} \times \\ & \times A_{85,84} A_{86,85} A_{87,86} A_{88,86} A_{88,87} A_{89,88} A_{91,90}. \end{aligned}$$

В основу оптимального варианта автоматизированной линии положен ТП, обеспечивающий наименьшую стоимость гуммированных изделий при заданном их качестве. Стоимость выполнения конкретной операции является функцией длительности этой операции, стоимости создания средств

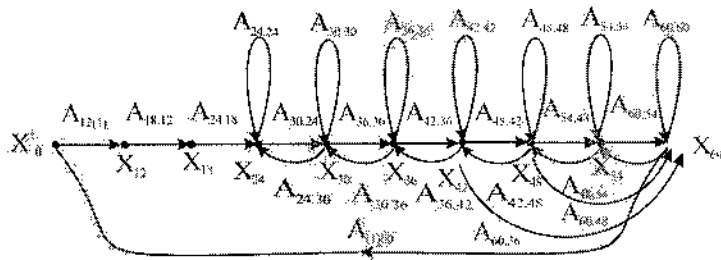


Рис. 2. Почти полный граф процесса подготовки эластомерного покрытия

автоматизации, коэффициента качества продукции при реализации операции, надежности процесса и устройства, а также поточности процесса.

Вводя понятие условного потенциала системы, имеющего размерность тыс. р. / (м<sup>2</sup> · ч) и являющегося критерием оптимальности варианта реализации, определяем величину затрат на изготовление 1 м<sup>2</sup> гуммированных изделий при различных конструктивных решениях линии, отнесенную к производительности линии:

$$R = \sum_{\forall j \in \lambda} r_{ji},$$

где  $R$  – условный потенциал системы;  $r_{ji}$  – приращение условного потенциала  $ji$ -й операции;  $\lambda$  – прямой путь потока преобразований.

Приращение условного потенциала  $ji$ -й технологической операции может быть определено по формуле

$$r_{ji} = \frac{a_{ji}}{\tau_{ji}},$$

где  $a_{ji}$  – показатель сложности автоматизации  $ji$ -й операции;  $\tau_{ji}$  – коэффициент производительности, характеризующий степень непрерывности процесса и использования функционального механизма по времени.

Разработана программа, которая на основании топологической модели и параметров участка линии, являющихся исходными данными, позволяет рассчитать условные потенциалы как всей линии, так и ее элементов (с учетом брака, отказов и межоперационных накопителей). Блок-схема алгоритма программы приведена на рис. 3.

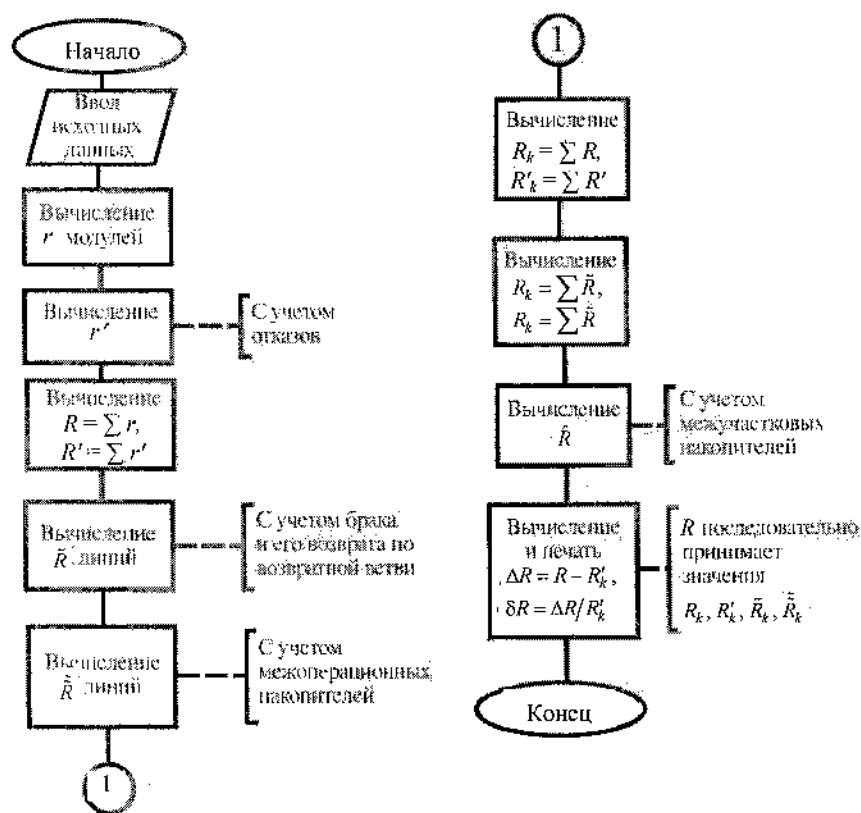


Рис. 3. Блок-схема алгоритма программы расчета условного потенциала автоматизированной линии

Сравнение между собой вариантов альтернативных решений, связанных с конструктивной реализацией исходного технологического процесса, позволит выбрать вариант технологического комплекса с минимальным значением условного потенциала и повысить эффективность и качество автоматизированных линий для производства резинометаллических изделий.

Другим методом оптимизации тепловых процессов при производстве гуммированных изделий является система автоматического регулирования этими процессами. В ее основе лежит разработка регулятора, формирующего оптимальное управляющее воздействие на термообработку резинометаллических объектов. На рис. 4 приведена структурная схема системы автоматического регулирования на базе спроектированного регулятора.

С датчиков (одного или нескольких) температуры сигналы поступают в блок адаптации входных данных, который, в соответствии с техниче-

скими особенностями используемого вулканизационного оборудования, преобразует данные для их дальнейшего использования в математической модели процесса теплообмена [2].

Математическая модель теплового процесса, по данным о геометрии изделия, о распределении теплофизических свойств, о начальных условиях и температуре теплоносителя (данным с датчиков), вычисляет распределение температуры внутри изделия в пространстве и времени. Математическая модель разделена на два блока: исполняемый один раз за все время работы системы «Подготовка данных» и исполняемый на каждый период дискретизации «Расчет температурных полей».

Данные температурных полей поступают в блок поиска так называемой экстремальной точки [1–5]. Этот блок выбирает наиболее актуальную с точки зрения управления точку (обычно берут наименее прогретую точку с минимальной степенью вулканизации). Полученные координаты (номер) экстремальной точки передаются в блок выбора температуры точки (рис. 4, «Селектор данных»), который использует данные математической модели теплового процесса.

Выбранная температура подается на вход регулятора как текущая координата системы. Регулятор вырабатывает оптимальное управляющее воздействие, адаптированное к распределенности температуры в пространстве блоком поиска экстремальной точки.

Управляющее воздействие проходит через адаптер выходных данных, в котором преобразуется к виду, требуемому вулканизационным обо-

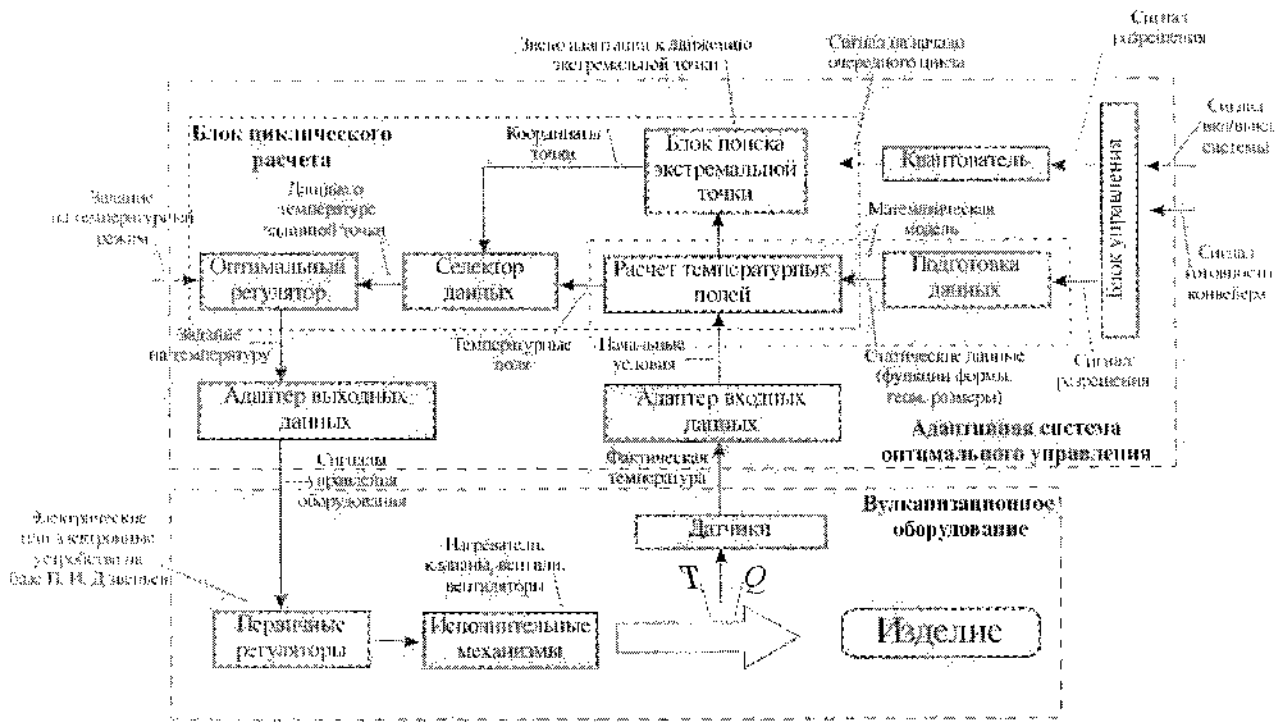


Рис. 4. Структурная схема системы автоматического регулирования тепловых процессов

рудованнем. Сформированный управляющий сигнал поступает на оборудование, которое обычно имеет свою систему управления (см. рис. 4, «Первичные регуляторы»), позволяющую оптимальным образом достичь заданной температуры (например, максимально быстро).

Окончательно сформированный сигнал подается на исполнительные механизмы, которые обеспечивают заданный температурный режим для изделия.

Для обеспечения заданного алгоритма работы и выдержки временных интервалов система имеет блок управления, который на входе получает информацию о требуемом состоянии вулканизационного оборудования (включено/выключено), и сигнал готовности конвейера подачи рулонного изделия. На выходе этого логического блока имеются сигналы разрешения для блока выполнения подготовки данных математической модели и циклической работы системы, для обеспечения которой введен блок квантователя. По сигналу с этого блока запускается очередной цикл расчетов и обработки данных в ряде блоков, обведенных на рис. 4 точечной линией.

Для исследования разработанной системы управления процессами теплообмена провели гуммирование покрытия под управлением данной системы. Вулканизация проводилась с помощью инертного зернистого теплоносителя, методом простой конвекции и в вулканизационном котле [1, 6].

В первом эксперименте было свулканизовано покрытие марки 1751 (СКБ) (0,0015 м) + 2566 (НК + СКБ) (0,0015 м × 4) (рис. 5) и марки 1751 (СКБ) (0,0015 м) + 1976 (НК + СКБ) (0,0015 м × 4) (рис. 6). При термообработке в среде инертного зернистого теплоносителя и методом простой конвекции температура среды равна  $T = 423$  К, время термообработки  $t = 2400$  с; при термообработке в вулканизационном котле, соответственно,  $T = 418$  К,  $t = 18\,000$  с. Толщина стальной подложки во всех экспериментах была одинаковой и равнялась  $\delta_{ст} = 0,001$  м.

Аналогичный эксперимент был проведен для покрытий из эбонита марки 1752 (НК + СКБ) (0,0015 м × 4) (рис. 7) и марки 1751 (СКБ)

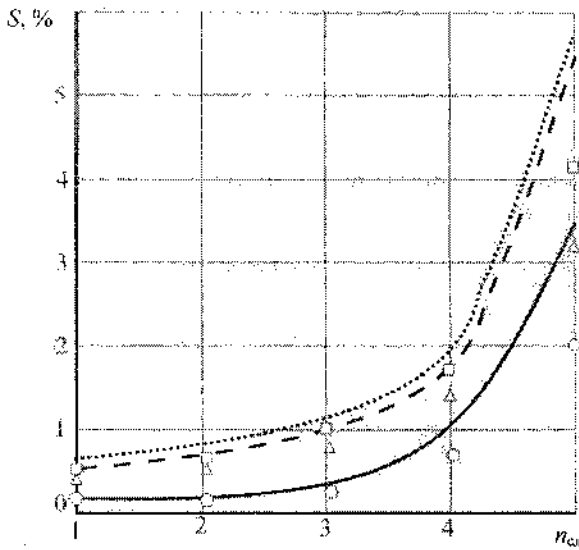


Рис. 5. Содержание свободной серы по слоям покрытия после термообработки покрытия марки 1751 СКБ (0,0015 м) + 2566 (НК + СКБ) (0,0015 м × 4): — в инертном зернистом теплоносителе; - - - - методом простой конвекции; ..... в вулканизационном котле; ○ — в инертном зернистом теплоносителе (в АСУ); Δ — методом простой конвекции (в АСУ); □ — в вулканизационном котле (в АСУ)

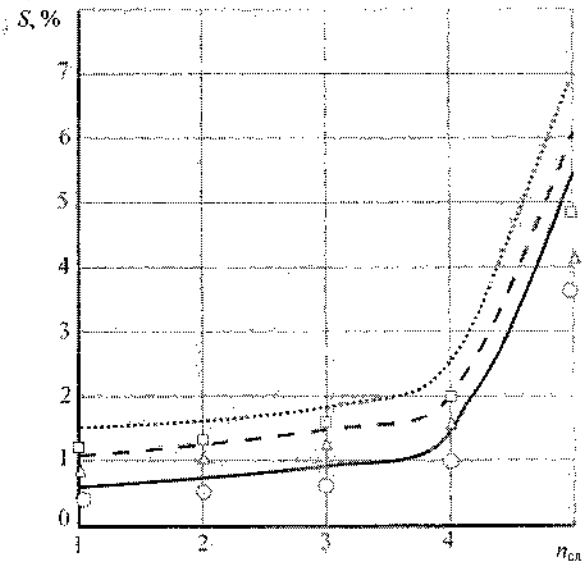


Рис. 6. Содержание свободной серы по слоям покрытия после термообработки покрытия марки 1751 СКБ (0,0015 м) + 1976 (НК + СКБ) (0,0015 м × 4): — в инертном зернистом теплоносителе; - - - - методом простой конвекции; ..... в вулканизационном котле; ○ — в инертном зернистом теплоносителе (в АСУ); Δ — методом простой конвекции (в АСУ); □ — в вулканизационном котле (в АСУ)

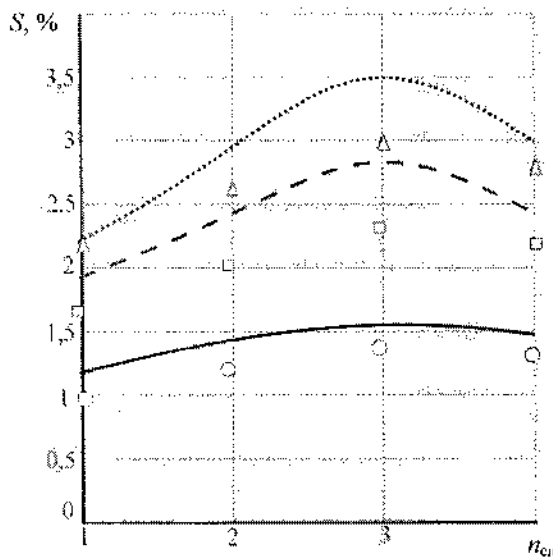


Рис. 7. Содержание свободной серы по слоям покрытия после термообработки покрытия из эбонита марки 1752 (НК + СКБ) (0,0015 м × 4): — в инертном зернистом теплоносителе; - - - - методом простой конвекции; ..... в вулканизационном котле; ○ — в инертном зернистом теплоносителе (в АСУ); Δ — методом простой конвекции (в АСУ); □ — в вулканизационном котле (в АСУ)

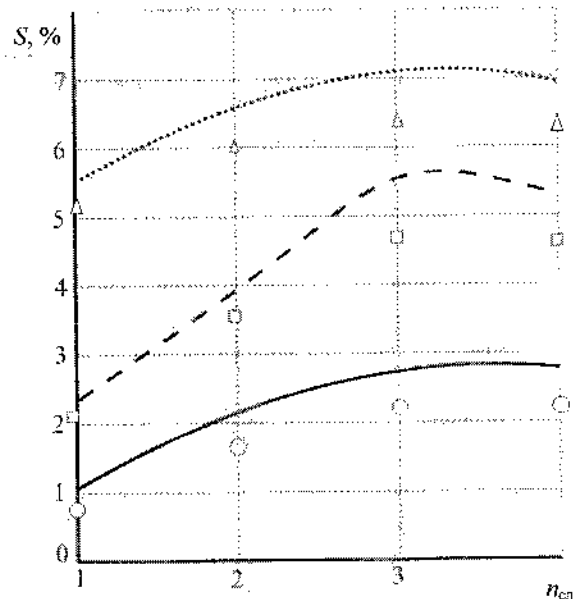


Рис. 8. Содержание свободной серы по слоям покрытия после термообработки покрытия из эбонита марки 1751 (НК + СКБ) (0,0015 м × 4): — в инертном зернистом теплоносителе; - - - - методом простой конвекции; ..... в вулканизационном котле; ○ — в инертном зернистом теплоносителе (в АСУ); Δ — методом простой конвекции (в АСУ); □ — в вулканизационном котле (в АСУ)

(0,0015 м × 4) (рис. 8). При термообработке в среде инертного зернистого теплоносителя и методом простой конвекции температура среды равна  $T = 423 \text{ К}$ ,  $t = 3600 \text{ с}$ . При термообработке в вулканизационном котле соответственно  $T = 413 \text{ К}$ ,  $t = 3600$ ,  $t = 18\ 000 \text{ с}$ . Во всех экспериментах толщина стальной подложки была одинаковой и равнялась  $\delta_{ст} = 0,003 \text{ м}$ .

На рис. 9 изображены кинетические кривые присоединения серы в покрытии из эбонита марки 1752 (НК + СКБ) (0,0015 м).

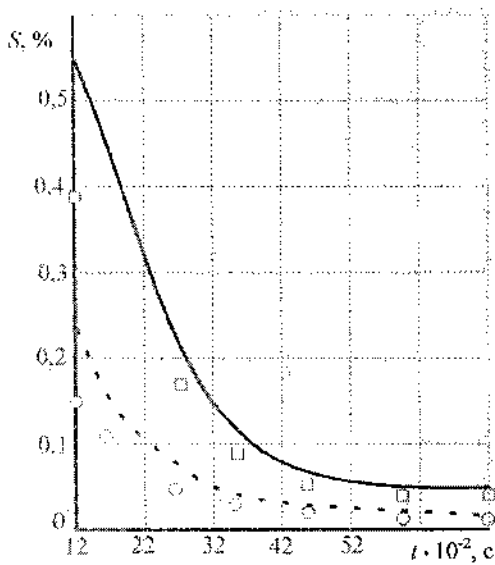


Рис. 9. Кинетика присоединения серы в покрытии из эбонита марки 1752 (НК + СКБ) (0,0015 м): - - - -  $T = 428 \text{ К}$ ;  $\circ$  -  $T = 428 \text{ К}$  (с АСУ); — — в инертном зернистом теплоносителе;  $\square$  -  $T = 431 \text{ К}$  (с АСУ)

Полученное распределение свободной серы, которое характеризует степень вулканизации, а следовательно, качество готового покрытия с использованием адаптивной системы управления (АСУ), сравнили с данными, полученными без использования АСУ (см. рис. 5–8). Линиями изображено содержание вулканизирующего агента (свободной серы) после термообработки без использования разработанной АСУ, точками – с использованием АСУ.

Сравнение полученных результатов показывает, что разработанная оптимальная адаптивная система автоматического управления процессом теплообмена при термообработке гуммированных изделий позволяет увеличить равномерность степени вулканизации на 15–50 %. Так как качество вулканизации покрытий характеризуется степенью поперечного сшивания, определяемого плотностью вулканизационной сетки, обуславливающей достигнутые при вулканизации свойства, то при использовании адаптивной системы управления улучшится как адгезионная прочность, так и химическая стойкость покрытий.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Осипов Ю.Р. Термообработка и работоспособность покрытий гуммированных объектов. – М.: Машиностроение, 1995. – 232 с.
2. Осипов Ю.Р. Автоматизация технологических процессов гуммировочных производств / Ю.Р. Осипов, С.Ю. Загребин. – М.: Классик Прим, 2004. – 275 с.
3. Осипов Ю.Р. Улучшение качественных показателей гуммировочных покрытий с помощью адаптивной системы оптимального управления процессом / Ю.Р. Осипов, С.Ю. Загребин, С.Ю. Осипов // Конструкции из композиционных материалов. – М.: ВИМИ, 2004. – Вып. 3. – С. 20–30.
4. Осипов Ю.Р. Производство гуммированных объектов на автоматизированной поточной линии / Ю.Р. Осипов, С.Ю. Осипов, В.В. Чебыкин // Резиновая промышленность, сырье, материалы, технология: Материалы VIII науч.-практ. конф. – М.: НИИШП, 2001. – С. 5–38.
5. Осипов Ю.Р. Оптимизация распределенной системы управления непрерывным технологическим процессом / Ю.Р. Осипов, В.В. Чебыкин // Вестник Оренбургского государственного университета. – 2002. – № 3. – С. 135–138.
6. Осипов Ю.Р. Расчет конструкции аппарата с активным гидродинамическим режимом для термообработки рулонных материалов / Ю.Р. Осипов, С.Ю. Осипов, В.В. Чебыкин // Прогрессивные процессы и оборудование металлургического производства: Материалы II Всерос. науч.-техн. конф. – Череповец: ЧГУ, 2001. – С. 85–87.

### ОХЛАЖДЕНИЕ СЛИТКА В ЗОНЕ ВТОРИЧНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ МАШИНЫ НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ ЗАГОТОВОК

В настоящее время на криволинейных машинах непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) охлаждение слитка в зоне вторичного охлаждения (ЗВО) осуществляется путем подачи охлаждающей воды, разбрызгиваемой из водяных или водовоздушных форсунок, на поверхность слитка. Охлаждающий эффект в значительной мере определяется степенью распыления воды, зависящей от соотношения расходов воды и воздуха на форсунки, а также от их типа. Эмпирические зависимости коэффициента теплоотдачи от удельного расхода воды получают на основе замеров температуры поверхности слитка в ЗВО, выполняемых обычно с большой погрешностью [1], в связи с чем интенсивность охлаждения слитка в ЗВО может быть определена лишь приближенно.

В данной работе предлагается способ определения интенсивности охлаждения слитка в ЗВО на основе измерения температуры и расхода паровоздушной смеси (ПВС), удаляемой из бункера МНЛЗ. Данный способ позволяет определить среднюю долю воды, превратившейся в пар в зонах с водовоздушным охлаждением, и тепловой поток, отводимый от слитка в этих зонах. Численно моделируя процесс затвердевания слитка в МНЛЗ, можно определить средние коэффициенты теплоотдачи в отдельных зонах ЗВО и, сопоставив их с удельными расходами охладителя в этих зонах, получить управляющую зависимость при водовоздушном охлаждении, позволяющую регулировать интенсивность охлаждения.

Рассмотрим схему образования ПВС, удаляемой из бункера МНЛЗ. Часть воды, подаваемой из форсунок на поверхность слитка в количестве  $G_{\text{вод}}$ , кг/с, превращается в пар в количестве  $G_{\text{пар}}$ , кг/с, причем при атмосферном давлении в бункере ЗВО температура насыщения воды составляет  $t_{\text{н}} = 100$  °С. Часть этого пара  $\Delta G_{\text{пар}}$  сконденсируется при контакте с холодной водой, движущейся ему навстречу; при этом вода нагреется до темпе-

ратуры насыщения, если пара достаточно (зоны с водовоздушным охлаждением), либо до температуры, меньшей температуры насыщения, если пара недостаточно (зоны с водяным охлаждением). На выходе из зоны массовый расход пара  $G_{\text{п0}}$  будет меньше расхода  $G_{\text{пар}}$  на величину  $\Delta G_{\text{пар}}$ :

$$G_{\text{п0}} = G_{\text{пар}} - \Delta G_{\text{пар}}.$$

Если исходного пара недостаточно, выход пара из зоны будет отсутствовать, и в этом случае

$$G_{\text{п0}} = 0; \quad G_{\text{пар}} = \Delta G_{\text{пар}}.$$

Расход неиспарившейся воды, сливающейся с поверхности слитка, равен

$$G_{\text{сл}} = G_{\text{вод}} - G_{\text{п0}}.$$

Введем степень парообразования:

$$x_{\text{пар}} = G_{\text{пар}} / G_{\text{вод}},$$

которая определяется степенью распыления воды форсунками. Приблизительно можно считать, что в зонах с одинаковым типом охлаждения степень парообразования одинакова.

Введем коэффициент выхода пара из зон вторичного охлаждения:

$$x_{\text{п0}} = G_{\text{п0}} / G_{\text{вод}},$$

который в общем случае меньше степени парообразования из-за частичной конденсации исходного пара.

Когда за счет конденсации части пара в количестве  $\Delta G_{\text{пар}}$  вода в количестве  $G_{\text{вод}}$  нагревается до температуры  $t_{\text{сл}} \leq 100$  °С, уравнение теплового баланса будет таким:

$$\Delta G_{\text{пар}} \cdot r = G_{\text{вол}} \cdot c_v (t_{\text{сл}} - t_{\text{вол}}),$$

где  $r = i'' - i' = 2257$  – теплота испарения воды, кДж/кг;  $i''$ ,  $i'$  – энтальпии насыщенных пара и воды при атмосферном давлении [2];  $i'' = 2676$  кДж/кг;  $i' = 419$  кДж/кг;  $c_v$  – теплоемкость воды ( $c_v = 4,19$  кДж/кг·°С);  $t_{\text{вол}}$  – температура воды на выходе из форсунок, °С.

Используя последнее соотношение, находим:

$$G_{\text{пар}} = G_{\text{п0}} + \Delta G_{\text{пар}} = G_{\text{п0}} + G_{\text{вол}} \cdot 0,00186 \cdot (t_{\text{сл}} - t_{\text{вол}}).$$

Разделив левую и правую части последнего выражения на  $G_{\text{вол}}$ , получим:

$$x_{\text{пар}} = x_{\text{п0}} + \Delta x_{\text{пар}}, \quad (1)$$

где  $\Delta x_{\text{пар}}$  определяется выражением

$$\Delta x_{\text{пар}} = 0,00186 \cdot (t_{\text{сл}} - t_{\text{вол}}). \quad (2)$$

Пар в количестве  $G_{\text{п0}}$ , кг/с, выходящий из всех зон вторичного охлаждения, при смешении с холодным воздухом в количестве  $G_{\text{возд}}$ , кг/с, поступающем в бункер из форсунок и в результате присосов из цеха, частично может сконденсироваться, поэтому ПВС, удаляемая из бункера, состоит из пара в количестве  $G_{\text{п}}$ , кг/с, воздуха в количестве  $G_{\text{возд}}$ , кг/с, и взвешенного водяного конденсата в количестве  $G_{\text{конд}}$ , кг/с:

$$G_{\text{конд}} = G_{\text{п0}} - G_{\text{п}},$$

где  $G_{\text{п}} \leq G_{\text{п0}} \leq G_{\text{пар}}$ .

Массовый расход ПВС  $G_{\text{ПВС}}$ , кг/с, определяется выражением

$$G_{\text{ПВС}} = G_{\text{возд}} + G_{\text{п}} + G_{\text{конд}} = G_{\text{возд}} \cdot (1 + d_{\text{п}} + d_{\text{к}}),$$

где  $d_{\text{п}} = G_{\text{п}}/G_{\text{возд}}$  – паросодержание, кг/кг;

$d_{\text{к}} = G_{\text{конд}}/G_{\text{возд}}$  – влагосодержание, кг/кг.

Получим соотношение, связывающее температуру ПВС  $t_{\text{ПВС}}$  с расходами воздуха  $G_{\text{возд}}$  и пара  $G_{\text{п0}}$ , и температурой воздуха  $t_{\text{возд}}$ .

Сумма потоков энтальпий пара и воздуха равна потоку энтальпии ПВС:

$$G_{\text{п0}} \cdot i'' + G_{\text{возд}} \cdot i_{\text{возд}} = G_{\text{возд}} \cdot i_{\text{ПВС}}, \quad (3)$$

где  $i'' = 2676$  кДж/кг – энтальпия сухого насыщенного водяного пара при 100 °С;  $i_{\text{возд}} = c_{\text{возд}} \cdot t_{\text{возд}} \cong 1 \cdot t_{\text{возд}}$  – энтальпия сухого воздуха, кДж/кг;  $i_{\text{ПВС}}$  – энтальпия ПВС, кДж/кг, отнесенная к 1 кг сухого воздуха, определяемая выражением [3]:

$$i_{\text{ПВС}} = t_{\text{ПВС}} + d_{\text{п}} \cdot (2501 + 1,93 \cdot t_{\text{ПВС}}) + d_{\text{к}} \cdot 4,19 \cdot t_{\text{ПВС}},$$

где  $d_{\text{п}}$  определяется температурой ПВС, поскольку пар в ПВС находится в насыщенном состоянии. С учетом того, что  $G_{\text{п}} = d_{\text{п}} \cdot G_{\text{возд}}$ ,  $G_{\text{конд}} = d_{\text{к}} \cdot G_{\text{возд}}$  и, кроме того,  $G_{\text{конд}} = G_{\text{п0}} - G_{\text{п}} = G_{\text{п0}} - G_{\text{возд}} \cdot d_{\text{п}}$ , выражение (3) можно записать так:

$$\begin{aligned} G_{\text{п0}} \cdot 2676 + G_{\text{возд}} \cdot t_{\text{возд}} &= \\ &= G_{\text{возд}} \cdot (t_{\text{ПВС}} + d_{\text{п}} \cdot (2501 + 1,93 \cdot t_{\text{ПВС}})) + \\ &+ (G_{\text{п0}} - G_{\text{возд}} \cdot d_{\text{п}}) \cdot 4,19 \cdot t_{\text{ПВС}}. \end{aligned}$$

Правую и левую части последнего выражения разделим на  $G_{\text{п0}}$ ; в результате получим следующее уравнение:

$$\begin{aligned} 2676 + \beta \cdot t_{\text{возд}} &= \beta \cdot (t_{\text{ПВС}} + d_{\text{п}} \cdot (2501 + 1,93 \cdot t_{\text{ПВС}})) + \\ &+ (1 - \beta \cdot d_{\text{п}}) \cdot 4,19 \cdot t_{\text{ПВС}}, \quad (4) \end{aligned}$$

где  $\beta = G_{\text{возд}}/G_{\text{п0}}$  – отношение расхода воздуха к расходу пара на выходе из ЗВО, кг/кг. Зная температуру ПВС  $t_{\text{ПВС}}$  и температуру воздуха  $t_{\text{возд}}$ , из выражения (4) можно определить величину  $\beta$ :

$$\beta = \frac{2676 - 4,19 \cdot t_{\text{ПВС}}}{t_{\text{ПВС}} - t_{\text{возд}} + d_{\text{п}} \cdot (2501 - 2,25 \cdot t_{\text{ПВС}})}. \quad (5)$$

Паросодержание  $d_{\text{п}}$  находится по формуле [3]:

$$d_n = 0,622 \cdot \frac{p_n(t_{\text{ПВС}})}{p_{\text{ПВС}} - p_n(t_{\text{ПВС}})}, \quad (6)$$

где  $p_{\text{ПВС}}$  – абсолютное давление ПВС, Па;  $p_n(t_{\text{ПВС}})$  – давление насыщенного водяного пара (Па) при температуре  $t_{\text{ПВС}}$ , которое в интервале температур  $0 < t_{\text{ПВС}} < 100$  °С с относительной погрешностью не более 0,5 % можно рассчитать по формуле

$$p_n(t_{\text{ПВС}}) = 101320 \times \exp\left(5209,7 \cdot \left(\frac{1}{373,15} - \frac{1}{t_{\text{ПВС}} + 273,15}\right)\right) \cdot \varepsilon(t_{\text{ПВС}}), \quad (7)$$

где  $\varepsilon(t_{\text{ПВС}})$  – поправка, описываемая выражением

$$\varepsilon(t_{\text{ПВС}}) = 1 + 0,00228 \cdot t_{\text{ПВС}} \cdot \left(1 - \frac{t_{\text{ПВС}}}{100}\right).$$

Если температура ПВС не превышает 80 °С, то при погрешности термометра в 1 °С относительная погрешность определения паросодержания  $d_n$  не превышает 7 %. При температурах выше 80 °С эта погрешность резко возрастает.

Поскольку  $G_n = d_n G_{\text{возд}}$ ,  $G_{\text{п0}} = G_{\text{возд}}/\beta$ , то можно записать такие выражения

$$G_n/G_{\text{п0}} = \beta \cdot d_n, \text{ кг/кг}; \quad (8a)$$

$$G_{\text{п0}} = \frac{G_n}{\beta \cdot d_n}. \quad (8б)$$

На рис. 1 показана зависимость температуры ПВС  $t_{\text{ПВС}}$  от отношения расхода воздуха к расходу пара  $\beta = G_{\text{возд}}/G_{\text{п0}}$  при различных температурах воздуха  $t_{\text{возд}}$ , рассчитанная с помощью формул (5)–(7). Из рис. 1 следует, что чем больше расход воздуха  $G_{\text{возд}}$  (чем больше величина  $\beta$ ), тем мень-

ше температура ПВС  $t_{\text{ПВС}}$ , однако  $t_{\text{ПВС}}$  не может быть меньше  $t_{\text{возд}}$ .

На рис. 2 показана зависимость  $G_n/G_{\text{п0}}$  от температуры ПВС  $t_{\text{ПВС}}$  при разных значениях температуры воздуха  $t_{\text{возд}}$ , рассчитанная по формулам (5)–(8). Из рис. 2 следует, что если  $t_{\text{ПВС}} = t_{\text{возд}}$  или  $t_{\text{ПВС}} = 100$  °С, то отношение  $G_n/G_{\text{п0}}$  равно единице. Обычно  $t_{\text{возд}} < t_{\text{ПВС}} < 100$  °С; в этом случае отношение  $G_n/G_{\text{п0}}$  меньше единицы. Температура воздуха существенно влияет на отношение  $G_n/G_{\text{п0}}$ : чем меньше  $t_{\text{возд}}$ , тем меньше минимальное значение  $G_n/G_{\text{п0}}$ .

Расход пара в ПВС  $G_n$ , кг/с, определяется по формуле

$$G_n = \frac{d_n}{1 + d_n} \cdot \rho_{\text{ПВС}} \cdot V_{\text{ПВС}}, \quad (9)$$

где  $\rho_{\text{ПВС}}$  – плотность ПВС, кг/м<sup>3</sup>, без учета конденсата, определяемая по формуле [3]:

$$\rho_{\text{ПВС}} = \frac{28,96 \cdot p_{\text{ПВС}} - 10,94 \cdot p_n(t_{\text{ПВС}})}{8314 \cdot (273,15 + t_{\text{ПВС}})}, \quad (10)$$

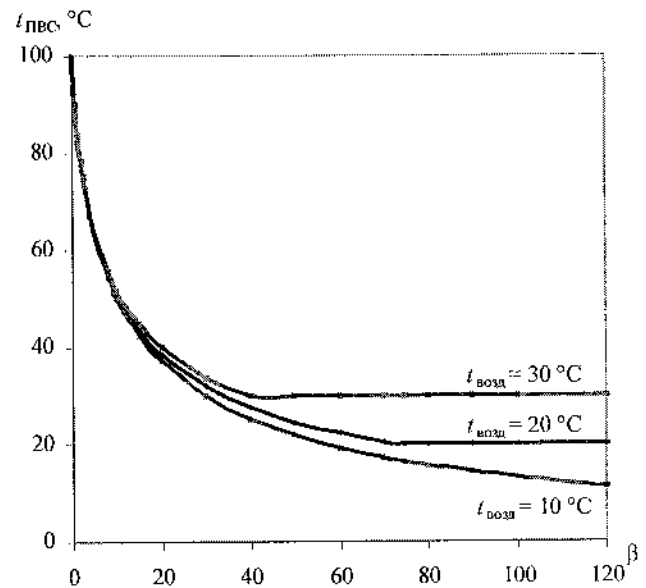


Рис. 1. Зависимость температуры ПВС от отношения  $\beta = G_{\text{возд}}/G_{\text{п0}}$  при различной температуре воздуха

$V_{ПВС}$  – объемный расход паровоздушной смеси, удаляемой из бункера ЗВО МНЛЗ,  $\text{м}^3/\text{ч}$ ;  $V_{ПВС}$  определяется характеристикой вентилятора и аэродинамическим сопротивлением паровоздуховода и не зависит от плотности и температуры ПВС.

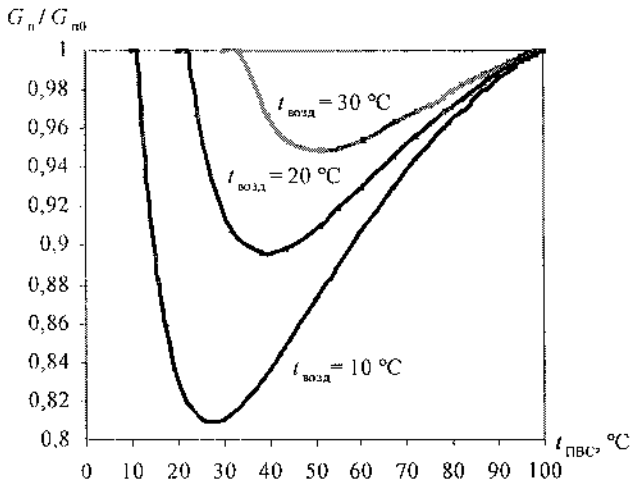


Рис. 2. Зависимость отношения  $G_n / G_{n0}$  от температуры ПВС при разных значениях температуры воздуха

Составим тепловой баланс для ЗВО в виде

$$Q = G_{n0} \cdot r_{исп} + G_{сл} \cdot c_v \cdot (t_{сл} - t_{вод}) + G_{рол} \cdot c_v \cdot \Delta t_{рол}, \quad (11)$$

где  $Q$  – количество тепла, отводимого от слитка в ЗВО, кВт;  $G_{n0}$  – расход пара на выходе из всех зон, кг/с;  $r_{исп}$  – теплота, затраченная на испарение 1 кг исходной воды, кДж/кг,  $r_{исп} = r + c_v \cdot (100 - t_{вод}) = 2257 + 4,19 \cdot (100 - t_{вод})$ ;  $r = 2257$  кДж/кг;  $c_v = 4,19$  кДж/(кг · °C);  $G_{сл}$  – расход сливающейся воды, кг/с;  $t_{сл}$  – температура сливающейся воды, °C;  $G_{рол}$  – расход воды через ролики в ЗВО, кг/с;  $\Delta t_{рол}$  – нагрев воды в роликах, °C.

Выражение (11) можно применить и для отдельных ЗВО с разными удельными расходами воды, если все входящие в него величины отнести к этим зонам. Пусть  $F$  – площадь поверхности слитка в отдельной ЗВО. С учетом того, что  $G_{n0} = x_{n0} \cdot G_{вод}$ , средняя плотность теплового по-

тока, отводимого от слитка в данной зоне, равна

$$q = \frac{Q}{F} = g \cdot x_{n0} \cdot r_{исп} + g_{сл} \cdot c_v \cdot (t_{сл} - t_{вод}) + g_{рол} \cdot c_v \cdot \Delta t_{рол}, \quad (12)$$

где  $g = G_{вод}/F$ ;  $g_{сл} = G_{сл}/F$ ;  $g_{рол} = G_{рол}/F$  – удельные расходы воды в зоне, кг/(с ·  $\text{м}^2$ ).

Поскольку  $G_{сл} = G_{вод} - G_{n0} = G_{вод} (1 - x_{n0})$ , то  $g_{сл} = g \cdot (1 - x_{n0})$ . Проведав несложные выкладки, выражение (12) можно привести к виду:

$$q = g \cdot x_{пар} \cdot r + g_{рол} \cdot 4,19 \cdot \Delta t_{рол};$$

$$x_{пар} = x_{n0} + 0,00186 \cdot (t_{сл} - t_{вод}).$$

Удельный расход тепла на нагрев воды  $q_{рол}$ , кВт/ $\text{м}^2$ , протекающей через ролики в данной зоне, можно принять одинаковым для всех зон вторичного охлаждения и рассчитывать по формуле

$$q_{рол} = \frac{G_{рол}}{F} \cdot 4,19 \cdot \Delta t_{рол},$$

где  $F$  – площадь поверхности слитка в ЗВО,  $\text{м}^2$ ;  $G_{рол}$  – расход воды через ролики в ЗВО, кг/с.

Формула для расчета средней плотности теплового потока, отводимого от слитка в  $i$ -й зоне, примет следующий вид:

$$q_i = g_i \cdot x_{пар}^i \cdot r + q_{рол}, \quad (13)$$

где  $g_i$  – удельный расход воды в  $i$ -й зоне;  $x_{пар}^i$  – степень парообразования в  $i$ -й зоне, определяемая формулами (1), (2). Если величину  $x_{пар}^i$  в формуле (13) принять одинаковой для всех зон с водовоздушным охлаждением, т.е.  $x_{пар}^i = x_{пар}^{ВВ}$ , где  $x_{пар}^{ВВ}$  – средняя степень парообразования в этих зонах, то возникнет некоторая погрешность расчета средней плотности теплового потока в  $i$ -й зоне, однако полный тепловой поток  $Q_{ВВ}$ , отводимый от слитка

в зонах с водовоздушным охлаждением, будет равен

$$Q_{\text{ВВ}} = \sum q_i \cdot F_i = \left( \sum g_i \cdot x_{\text{пар}}^i \cdot r + q_{\text{пол}} \right) \cdot F_i = \left( \sum g_i \cdot x_{\text{пар}}^{\text{ВВ}} \cdot r + q_{\text{пол}} \right) \cdot F_i, \quad (14)$$

где суммирование производится по всем зонам с водовоздушным охлаждением, а  $F_i$  – площадь поверхности слитка в  $i$ -й зоне.

Таким образом, определив экспериментально среднюю степень парообразования в зонах с водовоздушным охлаждением  $x_{\text{пар}}^{\text{ВВ}}$ , по формуле (13) можно приблизительно рассчитать среднюю плотность теплового потока в зонах  $q_i$ , а по формуле (14) можно точно рассчитать полный тепловой поток  $Q_{\text{ВВ}}$ , отводимый от слитка в этих зонах. Величина  $x_{\text{пар}}^{\text{ВВ}}$  экспериментально определяется следующим образом.

На основе измеренного объемного расхода ПВС  $V_{\text{ПВС}}$ , удаляемого из бункера ЗВО, температуры ПВС на выходе из бункера ЗВО  $t_{\text{ПВС}}$  и температуры воздуха в цехе  $t_{\text{возд}}$ , по формулам (5)–(8) рассчитывается выход пара из зон с водовоздушным охлаждением  $G_{\text{п0}}$  (выходом пара из зон с водяным охлаждением можно пренебречь).

Рассчитывается средний коэффициент выхода пара в зонах с водовоздушным охлаждением:  $x_{\text{п0}}^{\text{ВВ}} = G_{\text{п0}} / G_{\text{вод}}^{\text{ВВ}}$ , где  $G_{\text{вод}}^{\text{ВВ}}$  – суммарный расход воды в зонах с водовоздушным охлаждением.

Средняя степень парообразования в зонах с водовоздушным охлаждением рассчитывается по формуле

$$x_{\text{пар}}^{\text{ВВ}} = x_{\text{п0}}^{\text{ВВ}} + 0,00186 \cdot (t_{\text{сл}} - t_{\text{вод}}),$$

где температуру воды на сливе  $t_{\text{сл}}$  можно принять равной 100 °С.

В литературе по непрерывной разливке принято задавать управляющую зависимость как функцию среднего коэффициента теплоотдачи от слитка к охлаждающей воде  $\alpha$  от удельного расхода воды в данной зоне в следующем виде:

$$\alpha = \alpha_0 + \mu \cdot g, \quad (15)$$

где  $\alpha_0$ ,  $\mu$  – эмпирические коэффициенты;  $g$  – удельный расход воды в зоне. При водяном охлаждении зависимость типа (15) известна и приводится в работе [1].

Рассмотрим методику получения зависимости в виде (15) при водовоздушном охлаждении на примере слябовой МНЛЗ № 3 ОАО «Северсталь». ЗВО МНЛЗ состоит из двух зон с водяным охлаждением сразу после кристаллизатора, и из семи зон с водовоздушным охлаждением.

В зонах № 1, 2 с водяным охлаждением по известным удельным расходам воды  $g_i$  по формуле (15) рассчитываются средние коэффициенты теплоотдачи  $\alpha_i$ ,  $i=1, 2$ .

В зонах № 3–9 с водовоздушным охлаждением по известным удельным расходам воды  $g_i$  [см. формулу (13)] рассчитываются средние плотности теплового потока  $q_i$ ,  $i=3, 4, \dots, 9$ .

В кристаллизаторе МНЛЗ на поверхности сляба задается плотность теплового потока по формуле

$$q(z) = \frac{1}{2} \frac{\bar{q}_{\text{кр}}}{\sqrt{z/H}}, \quad 0 < z < H, \quad (16)$$

где  $z$  – координата технологической оси, отсчитываемая от мениска жидкого металла;  $H$  – рабочая высота кристаллизатора;  $\bar{q}_{\text{кр}}$  – средняя плотность теплового потока, отводимого от сляба в кристаллизаторе, определяемая экспериментально. Формулу (16) можно получить, если принять, что плотность теплового потока от слитка к кристаллизатору описывается выражением [4]:

$$q(\tau) = \frac{\gamma}{\sqrt{\tau}}, \quad 0 < \tau < \tau_{\text{кр}},$$

где  $\gamma$  – постоянный коэффициент пропорциональности;  $\tau$  – время затвердевания;  $\tau_{\text{кр}}$  – время пребывания слитка в кристаллизаторе.

На основе квазиравновесной модели затвердевания, изложенной в [1], численно рассчитывается процесс затвердевания сляба в кристаллизаторе и ЗВО МНЛЗ. Рассчитывается средняя температура

поверхности сляба в зонах с водовоздушным охлаждением:  $\bar{t}_{пов}^i, i = 3, 4, \dots, 9$ .

Определяются средние коэффициенты теплоотдачи в зонах № 3–9:

$$\alpha_i = \frac{q_i}{\bar{t}_{пов}^i - t_{вод}}$$

На графике в осях  $g - \alpha$  наносятся точки, соответствующие парным значениям удельного расхода воды  $g_i$  и среднего коэффициента теплоотдачи  $\alpha_i$  для  $i = 3, 4, \dots, 9$ . На том же графике проводится линия тренда в виде прямой линии, в среднем описывающая полученные парные значения, и устанавливается управляющая зависимость при водовоздушном охлаждении в формуле (15).

Например, при разливке стального сляба толщиной 250 мм и шириной 1600 мм при стационарной скорости 1 м/мин на МНЛЗ № 3 (6-й ручей) получены следующие экспериментальные данные: расход ПВС  $V_{ПВС} = 43\,500 \text{ м}^3/\text{ч} = 12,1 \text{ м}^3/\text{с}$ ; температура ПВС  $t_{ПВС} = 58 \text{ }^\circ\text{C}$ ; давление ПВС  $p_{ПВС} = 730 \text{ мм рт. ст.} = 97\,090 \text{ Па}$ ; температура воздуха в цехе  $t_{возд} = 24 \text{ }^\circ\text{C}$ ; температура охлаждающей воды  $t_{вод} = 27 \text{ }^\circ\text{C}$ ; расход охлаждающей воды через ролики ЗВО  $G_{рол} = 423 \text{ м}^3/\text{ч} = 117,7 \text{ кг/с}$ ; нагрев воды в роликах  $\Delta t_{рол} = 17 \text{ }^\circ\text{C}$ ; плотность теплового потока, отводимого роликами,  $q_{рол} = 139 \text{ кВт/м}^2$ ; суммарный расход охлаждающей воды на зоны с водовоздушным охлаждением по большому и малому радиусам  $G_{вод}^{BB} = 29,8 \text{ м}^3/\text{ч} = 8,27 \text{ кг/с}$ ; средняя плотность теплового потока в кристаллизаторе  $\bar{q}_{кр} = 1103 \text{ кВт/м}^2$ ; рабочая высота кристаллизатора  $H = 1,15 \text{ м}$ ; длины зон  $L_i$  и удельные расходы воды в зонах  $g_i$  приведены в таблице.

Номер зоны	1	2	3	4	5	6	7	8	9
$L_i, \text{ м}$	0,2	1,11	1,98	1,63	1,65	1,82	1,83	3,45	5,17
$g_i, \text{ м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{ч})$	8,43	4,95	1,04	0,82	0,71	0,58	0,51	0,35	0,29

В результате расчета получены данные: паросодержание в ПВС  $d_{пв} = 0,14 \text{ кг/кг}$ ; расход пара в ПВС  $G_{пв} = 1,44 \text{ кг/с}$ ; отношение расхода воздуха  $G_{возд}$  к расходу пара  $G_{пв0}$  равно  $\beta = 6,7 \text{ кг/кг}$ ; расход пара на выходе из ЗВО  $G_{пв0} = 1,52 \text{ кг/с}$ ; средний коэффициент выхода пара в зонах с водовоздушным охлаждением  $x_{пв0}^{BB} = 0,184$ ; величина  $\Delta x_{пар} = 0,128$ ; средняя степень парообразования  $x_{пар}^{BB} = 0,312$ ;

В зонах с водяным охлаждением средний коэффициент теплоотдачи рассчитывался по формуле [1]:  $\alpha_{в} = 165 + 55 \cdot g$ ,  $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{ }^\circ\text{C})$ ; в зонах с водовоздушным охлаждением средняя плотность теплового потока рассчитывалась по формуле:  $q = 139 + 196 \cdot g$ ,  $\text{кВт}/\text{м}^2$ .

При численном моделировании процесса затвердевания сляба в кристаллизаторе и ЗВО получена управляющая зависимость при водовоздушном охлаждении, описываемая формулой:  $\alpha_{вв} = 167 + 151 \cdot g$ ,  $\text{Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{ }^\circ\text{C})$ , где  $g$  измеряется в  $\text{м}^3/(\text{м}^2 \cdot \text{ч})$ .

Таким образом, представлен способ определения интенсивности охлаждения слитка в ЗВО МНЛЗ, основанный на измерении температуры и расхода паровоздушной смеси, отводимой из бункера ЗВО МНЛЗ. Способ позволяет определять полный поток тепла, отведенный от слитка в ЗВО, а также средние плотности теплового потока и коэффициенты теплоотдачи в отдельных зонах ЗВО.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Самойлович Ю.А., Крулевецкий С.А., Горяинов В.А., Кабаков З.К. Тепловые процессы при непрерывном литье стали. – М.: Металлургия, 1982. – 153 с.
2. Ривкин С.А., Александров А.А. Термодинамические свойства воды и водяного пара: Справ. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 79.
3. Кириллин В.А., Сычев В.В., Шейндлин А.Е. Техническая термодинамика. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 416 с.
4. Журавлев В.А., Китаев Е.М. Теплофизика формирования непрерывного слитка. – М.: Металлургия, 1974. – 216 с.

### ВЫБОР РАЦИОНАЛЬНОГО ПРОФИЛЯ РАБОЧИХ СТенок КРИСТАЛЛИЗАТОРА МАШИНЫ НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ ЗАГОТОВОК

В верхней части кристаллизатора МНЛЗ происходит интенсивный теплообмен между затвердевающим металлом и кристаллизатором и образуется тонкая оболочка из твердой фазы металла. Далее, в результате усадки затвердевающей стали происходит отход твердой оболочки от рабочей стенки кристаллизатора [1]. Непосредственный замер усадки по высоте и поперечному сечению слитков, отлитых из различных марок стали, показал, что процесс отделения твердой оболочки от рабочей стенки наступает в тот момент затвердевания, когда скорость усадки превышает скорость пластической деформации оболочки под действием ферростатического давления жидкого металла [2].

Чтобы обеспечить плотный контакт слитка с рабочей стенкой кристаллизатора, необходимо рабочие стенки кристаллизатора выполнять с определенной конусностью, учитывающей усадку слитка. При плотном контакте обеспечивается высокая интенсивность теплообмена слитка с кристаллизатором и исключается его деформация под действием ферростатического давления жидкого металла.

Массовый расход металла через произвольное сечение кристаллизатора можно выразить формулой

$$G = v(F_T \cdot \rho_T + F_J \cdot \rho_J), \quad (1a)$$

где  $v$  – скорость разливки;  $F_T, F_J$  – площади поперечного сечения, занятые, соответственно, твердой и жидкой фазой;  $\rho_T, \rho_J$  – средние плотности твердой и жидкой фаз. Площадь сечения слитка равна  $F = F_T + F_J$ . В верхней части кристаллизатора на уровне мениска, где твердой фазы нет, массовый расход определяется так:

$$G = v \cdot F_{ж0} \cdot \rho_{ж}, \quad (16)$$

где  $F_{ж0}$  – площадь сечения жидкой фазы на уровне мениска, равная площади слитка на том же уровне  $F_0$  ( $F_{ж0} = F_0$ ).

Поскольку массовый расход  $G$  и скорость разливки  $v$  одинаковы для всех сечений кристаллизатора, то из выражений (1a) и (16) можно выразить отношение площади сечения слитка  $F$  в произвольном сечении кристаллизатора к сечению слитка  $F_0$  в его верхней части:

$$\frac{F}{F_0} = \frac{1 + F_T/F_J}{1 + (F_T/F_J) \cdot (\rho_T/\rho_J)}. \quad (2)$$

Поскольку  $\rho_J < \rho_T$ , то из выражения (2) следует, что  $F < F_0$ .

Конусность рабочей стенки кристаллизатора МНЛЗ следует выбирать таким образом, чтобы проходное сечение кристаллизатора на данном уровне равнялось сечению слитка.

Рассмотрим прямоугольный сляб, у которого площадь сечения на уровне мениска жидкого металла равна  $2L_0 \cdot 2B_0$ , где  $L_0$  и  $B_0$  – полуширина и полутолщина сляба на уровне мениска. Пусть  $2L$  и  $2B$  – ширина и толщина сляба на отметке  $z$  кристаллизатора. Схема сечения кристаллизатора и сляба показана на рис. 1.

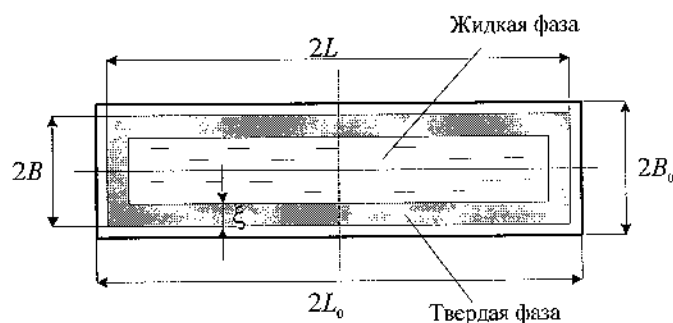


Рис. 1. Схема сечения сляба и кристаллизатора

В силу геометрической симметрии, достаточно рассмотреть четвертую часть сечения сляба. Площади сечения сляба на уровне мениска и на отметке  $z$  определяются выражениями:

$$F_0 = L_0 \cdot B_0; \quad (3a)$$

$$F = L \cdot B. \quad (3b)$$

Изменение полуширины  $\Delta B$  и полутолщины  $\Delta L$  сляба в результате усадки составит:

$$\Delta B = B_0 - B; \quad (4a)$$

$$\Delta L = L_0 - L. \quad (4b)$$

Можно считать, что  $\Delta B$  намного меньше  $B_0$ , а  $\Delta L$  намного меньше  $L_0$ . Если принять, что толщина твердой фазы сляба нарастает равномерно по периметру кристаллизатора, то  $\Delta B \cong \Delta L$ , т.е. изменение ширины сляба в результате усадки равно изменению его толщины. С учетом этого, а также соотношений (3) и (4), изменение площади сечения сляба можно рассчитать следующим образом:

$$\begin{aligned} \Delta F &= F_0 - F = B_0 \cdot L_0 - B \cdot L = \\ &= (B_0 \cdot L_0 - B \cdot L_0) + (B \cdot L_0 - B \cdot L) = \\ &= \Delta B \cdot L_0 + \Delta L \cdot B \cong \Delta B \cdot (L + B). \end{aligned} \quad (5)$$

Пусть  $\xi$  – средняя толщина твердой фазы на отметке  $z$  кристаллизатора. Площади сечения твердой и жидкой фаз сляба определяются так:

$$F_r \cong (L + B) \cdot \xi;$$

$$F_{ж} = F - F_r \cong B \cdot L - (L + B) \cdot \xi. \quad (6)$$

Подставив выражения (3) и (6) в (2), можно получить следующее соотношение:

$$B_0 L_0 - B \cdot L = \left( \frac{\rho_r(z)}{\rho_{ж}(z)} - 1 \right) (B + L) \xi. \quad (7)$$

Поскольку из выражения (5) следует, что

$B_0 L_0 - B \cdot L \cong \Delta B (L + B)$ , то, с учетом (7), получаем такое выражение для расчета усадки сляба по ширине и толщине:

$$\Delta B \cong \Delta L \cong \left( \frac{\rho_r(z)}{\rho_{ж}(z)} - 1 \right) \cdot \xi(z), \quad (8)$$

где  $\xi(z)$  – средняя толщина твердой фазы, определяемая по средней температуре затвердевания  $T_{затв}$  на отметке  $z$ ;  $\rho_r(z)$  и  $\rho_{ж}(z)$  – средние плотности твердой и жидкой фаз на отметке  $z$ .

Если ось  $x$  направить перпендикулярно поверхности сляба, то  $\rho_r(z)$  и  $\rho_{ж}(z)$  будут определяться следующим образом:

$$\rho_r(z) = \frac{1}{\xi(z)} \int_0^{\xi(z)} \rho(T(x, z)) \cdot dx;$$

$$\rho_{ж}(z) = \frac{1}{B - \xi(z)} \int_{\xi(z)}^B \rho(T(x, z)) \cdot dx,$$

где  $\rho(T)$  – зависимость плотности металла от температуры;  $T(x, z)$  – температурное поле слитка.

Таким образом, как следует из выражения (8), величина усадки сляба по ширине и толщине пропорциональна толщине твердой фазы. Поскольку толщина твердой фазы нарастает нелинейно по высоте кристаллизатора, то и конусность кристаллизатора должна быть переменной.

Рассмотрим, как происходит формирование твердой фазы стального сляба в кристаллизаторе МНЛЗ. Пусть конусность рабочей стенки выбрана так, что поверхность слитка в целом прижата к рабочей стенке по всей высоте кристаллизатора. При контакте горячей поверхности металла с холодной рабочей поверхностью кристаллизатора поверхностный слой твердой фазы металла локально охлаждается, в результате чего происходит его локальное термическое сжатие. При этом поверхность металла локально отходит от рабочей поверхности кристаллизатора и между металлом

и кристаллизатором образуется зазор, заполняемый смазкой и газами (которые выделяются при разложении смазки). Будем считать, что зазор характеризуется эффективным коэффициентом теплопроводности  $\lambda_3$ . При образовании зазора теплообмен между металлом и рабочей поверхностью кристаллизатора резко ухудшается. Это приводит к тому, что поверхностный слой металла снова разогревается за счет притока тепла из внутренних слоев затвердевающего металла, происходит термическое расширение металла, и его поверхность снова прижимается к рабочей поверхности кристаллизатора. Рассмотренный процесс повторяется многократно и протекает во всех точках рабочей поверхности кристаллизатора.

Рассмотрим точку на поверхности слитка, движущуюся вместе с ним. Расстояние от данной точки до рабочей поверхности кристаллизатора  $\delta'$  многократно изменяется (осциллирует) от нуля до конечного значения. Величина  $\delta'$  характеризует мгновенное значение толщины зазора между слитком и кристаллизатором в данной точке в момент времени  $\tau$ . Рассмотрим малый промежуток времени  $\Delta\tau$ , но в то же время достаточно большой по сравнению с периодом осцилляции величины  $\delta'$ . Средняя толщина зазора  $\delta(\tau)$  для данной точки в момент времени  $\tau$  определяется по выражению

$$\delta(\tau) = \frac{1}{2 \cdot \Delta\tau} \int_{\tau - \Delta\tau}^{\tau + \Delta\tau} \delta'(\tau) \cdot d\tau.$$

В начальный момент времени  $\tau = 0$  примем следующее условие:

$$\delta(0) = 0, \quad (9)$$

в остальные моменты времени  $\delta(\tau) \geq 0$ . Условие (9) предполагает, что на уровне мениска жидкий металл имеет непосредственный контакт с рабочей стенкой кристаллизатора.

При взаимодействии с рабочей стенкой кристаллизатора твердая фаза слитка (ее поверхностный слой) охлаждается (сжимается) и разогревается (расширяется). Толщина твердой фазы по температуре солидус  $\xi_s$  увеличивается со временем.

Зависимость  $\xi_s$  от времени  $\tau$  обозначим так:

$$\xi_s = \xi_s(\tau).$$

Толщина зазора  $\delta(\tau)$  намного меньше толщины твердой фазы  $\xi_s(\tau)$ , поэтому можно считать, что изменение толщины твердой фазы в результате термического сжатия или расширения мало по сравнению с изменением толщины твердой фазы в результате затвердевания.

Температурный коэффициент линейного расширения твердого металла  $\beta_l$  характеризует изменение линейных размеров тела и определяется выражением

$$\beta_l = \frac{1}{l} \cdot \frac{\partial l}{\partial T} = \frac{1}{3} \cdot \frac{1}{\rho(T)} \cdot \frac{\partial \rho(T)}{\partial T}, \quad (10)$$

где  $l$  – линейный размер тела;  $T$  – температура тела.

Пусть  $T'(x, \tau)$  – температура твердой фазы металла в момент  $\tau$  после начала затвердевания на расстоянии  $x$  от поверхности слитка (ось  $x$  направлена перпендикулярно поверхности). Введем усредненное температурное поле в момент времени  $\tau$ :

$$T(x, \tau) = \frac{1}{2 \cdot \Delta\tau} \int_{\tau - \Delta\tau}^{\tau + \Delta\tau} T'(x, \tau) \cdot d\tau.$$

Пусть за бесконечно малый промежуток времени  $d\tau$  в точке твердой фазы, движущейся вместе со слябом и находящейся на расстоянии  $x$  от поверхности металла, произошло изменение средней температуры на величину  $dT(x) = \frac{\partial T(x, \tau)}{\partial \tau} d\tau$ ,

где  $\partial T(x, \tau) / \partial \tau$  – скорость изменения средней температуры в данной точке. Если выделить слой твердой фазы толщиной  $dx$ , параллельный поверхности металла, то за время  $d\tau$  толщина этого слоя изменится на величину  $d^2x = \beta_l \cdot dx \cdot dT(x)$ , где  $\beta_l = \beta_l(T)$  – зависимость температурного коэффициента линейного расширения от температуры. Локальное изменение толщины твердой фазы по

температуре солидус за время  $dt$  за счет термического сжатия составит

$$d\xi_s = \int_0^{\xi_s} d^2x = \int_0^{\xi_s} \beta_l \cdot dT(x) \cdot dx.$$

Локальное изменение толщины твердой фазы приведет к локальному изменению средней толщины зазора  $d\delta$ , причем при уменьшении толщины твердой фазы средняя толщина зазора увеличится, т. е.  $d\delta = -d\xi_s$ . Таким образом, с учетом вышесказанного, изменение средней толщины зазора за время  $dt$  можно рассчитать по выражению

$$d\delta = - \int_0^{\xi_s(\tau)} \beta_l \cdot \frac{\partial T(x, \tau)}{\partial \tau} \cdot dt \cdot dx.$$

С учетом последнего выражения и условия (9), средняя толщина зазора между поверхностью металла и рабочей поверхностью кристаллизатора в момент времени  $\tau$  после начала разливки определяется следующим выражением:

$$\delta(\tau) = - \int_0^{\tau} \left( \int_0^{\xi_s(\tau)} \beta_l \cdot \frac{\partial T(x, \tau)}{\partial \tau} \cdot dx \right) \cdot dt, \quad (11)$$

где  $\beta_l = \beta_l(T(x, \tau))$  — температурный линейный коэффициент расширения в точке  $x$  в момент времени  $\tau$ .

Рассмотрим теплообмен поверхности затвердевающего металла с рабочей стенкой кристаллизатора, используя методику, изложенную в [3]. Поскольку толщина зазора  $\delta$  между поверхностью слитка и рабочей стенкой мала, то можно считать, что в зазоре перенос тепла происходит за счет теплопроводности с эффективным коэффициентом теплопроводности  $\lambda_3$ . Если смазка не разлагается под действием высокой температуры и нет усадки слитка, то газы в зазоре должны отсутствовать. Смазка, обладающая достаточной текучестью, перетекает из исчезающих зазоров в образующиеся и заполняет весь зазор, поэтому эффективный ко-

эффициент теплопроводности  $\lambda_3$  равен коэффициенту теплопроводности смазки.

Коэффициент теплопередачи от поверхности слитка к охлаждающей воде определяется выражением

$$k(\tau) = \frac{1}{\frac{\delta(\tau)}{\lambda_3} + \frac{\delta_c}{\lambda_c} + \frac{1}{\alpha_b}}, \quad (12)$$

где  $R_3(\tau) = \delta(\tau)/\lambda_3$  — термическое сопротивление зазора;  $R_c = \delta_c/\lambda_c$  — термическое сопротивление рабочей стенки толщиной  $\delta_c$  с коэффициентом теплопроводности  $\lambda_c$ ;  $R_b = 1/\alpha_b$  — термическое сопротивление теплоотдачи к охлаждающей воде, где  $\alpha_b$  — эффективный коэффициент теплоотдачи к воде, учитывающий форму охлаждаемых каналов.

Методика расчета температурного поля слитка рассмотрена в [4–6]. Для металлов, у которых при разливке переносом тепла вдоль технологической оси за счет теплопроводности можно пренебречь, температурное поле слитка  $T(x, \tau)$  в одномерном случае описывается следующим дифференциальным уравнением:

$$C_{эф}(T) \cdot \rho(T) \frac{\partial T(x, \tau)}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right), \quad (13)$$

где  $C_{эф}$  — эффективная массовая теплоемкость металла, учитывающая выделение теплоты затвердевания в интервале температур солидус — ликвидус  $T_S \div T_L$ ;  $\rho(T)$  — плотность металла в зависимости от температуры;  $\lambda(T)$  — коэффициент теплопроводности металла в зависимости от температуры. В твердой фазе  $\lambda$  равен молекулярному коэффициенту теплопроводности; в жидкой фазе  $\lambda$  учитывает конвективный перенос тепла.

Начальное условие для температурного поля слитка запишем так:

$$T(x, 0) = T_0, \quad (14)$$

где  $T_0$  — начальная температура жидкого металла.

Граничные условия представим в виде выражений:

$$\left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=B} = 0; \quad (15a)$$

$$\left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=0} = -\frac{k(\tau)}{\lambda} \cdot (T(0, \tau) - T_B), \quad (15b)$$

где  $B$  – половина толщины слитка;  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности твердого металла;  $T_B$  – температура охлаждающей воды.

Система уравнений (8)–(15) составляет математическую модель усадки, затвердевания и теплообмена слитка в кристаллизаторе МНЛЗ. Применим разработанную математическую модель для условий среднеуглеродистой стали с химическим составом (в %): С – 0,42±0,5; Si – 0,17±0,37; Mn – 0,5±0,8; P – 0,04; S – 0,04. Зависимость плотности  $\rho(T)$ , кг/м<sup>3</sup>, от температуры в интервале  $T = 600 \div 1500$  °С достаточно точно описывается выражением

$$\rho(T) \cong 7157,9 + 1,373 \cdot T - 0,001 \cdot T^2. \quad (16)$$

Используя зависимость (16), с помощью выражения (10) можно получить примерную зависимость температурного коэффициента линейного расширения стали  $\beta_l(T)$ , 1/°С, от температуры:

$$\beta_l(T) \cong (0,0126 \cdot T - 10,3) \cdot 10^{-5}. \quad (17)$$

Зададим следующие значения параметров:  $B \approx 250$  мм;  $T_S = 1442$  °С;  $T_L = 1496$  °С;  $T_{затв} = 1480$  °С;  $\delta_c = 20$  мм;  $\lambda_c = 380$  Вт/(м·°С);  $T_B = 20$  °С;  $\alpha_B = 20\,000$  Вт/(м<sup>2</sup>·°С);  $T_0 = 1550$  °С;  $\lambda_3 = 0,15; 0,30; 0,45$  Вт/(м·°С).

Система уравнений (8)–(17) решалась численно методом конечных разностей по неявной схеме. Шаг по времени выбран равным 0,1 с; шаг по координате  $x$  равным 1,25 мм.

На рис. 2 показана расчетная зависимость уменьшения толщины слитка  $2\Delta B$  в результате усадки металла от времени при разных эффектив-

ных коэффициентах теплопроводности зазора  $\lambda_3$ . Как видно из рис. 2, величина  $2\Delta B$  монотонно увеличивается со временем, причем чем больше

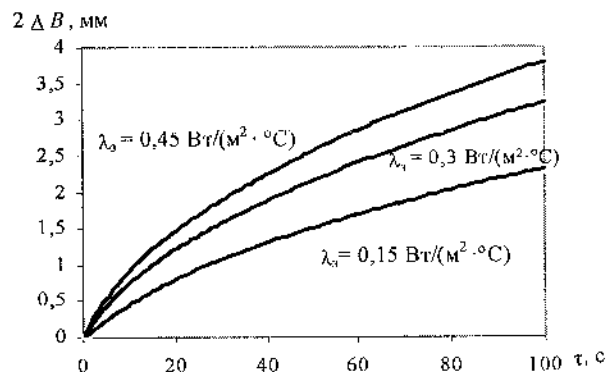


Рис. 2. Уменьшение толщины слитка в зависимости от времени при разных коэффициентах теплопроводности смазки

коэффициент теплопроводности  $\lambda_3$ , тем быстрее растет величина  $2\Delta B$ .

Выбор рациональной конусности рабочей стенки кристаллизатора, на котором разливаются различные марки стали, должен производиться с учетом той марки стали, у которой усадка слитка является наименьшей, т.е. у которой линейный коэффициент температурного расширения  $\beta_l$  имеет меньшее значение. Если сделать наоборот, то есть выбрать конусность рабочей стенки по марке стали, имеющей наибольшую усадку, то при разливке сталей с меньшей усадкой рабочая поверхность кристаллизатора будет интенсивно истираться. Тип смазки при разливке на данном кристаллизаторе не должен изменяться, поскольку теплопроводные свойства шлага существенно влияют на затвердевание и усадку слитка. Конусность рабочей стенки должна выбираться для максимальной скорости разливки  $v_{max}$ , при которой усадка слитка является наименьшей.

Таким образом, в данной работе предложена математическая модель расчета конусности кристаллизатора, в которой процессы затвердевания, усадки и теплообмена слитка с кристаллизатором являются тесно взаимосвязанными.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Емельянов В.А. Тепловая работа машин непрерывно-

го литья заготовок: Учеб. пособие для вузов. – М.: Металлургия, 1988. – 143 с.

2. Ефимов В.А., Эльдарханов А.С. Современные технологии разлива и кристаллизации сплавов. – М.: Машиностроение, 1998. – 360 с.

3. Шестаков Н.И., Калягин Ю.А., Манько О.В., Лукин С.В. Теплообмен в рабочей стенке щелевого кристаллизатора машины непрерывного литья заготовок // Проблемы машиностроения и надежности машин. – 2004. – № 3. – С. 78–81.

4. Шестаков Н.И., Калягин Ю.А., Лукин С.В. О расчете

температурного поля непрерывного слитка при известной интенсивности охлаждения // Металлы. – 2003. – № 5. – С. 22–25.

5. Шестаков Н.И., Калягин Ю.А., Манько О.В., Лукин С.В., Плащенков В.В. Расчет температурного поля непрерывноотливаемого слитка // Изв. вузов. Черная металлургия. – 2003. – № 3. – С. 59–61.

6. Циплин А.И. Теплофизика внешних воздействий при кристаллизации стальных слитков на машинах непрерывного литья. – Екатеринбург: Изд-во УрО РАН, 1995. – 238 с.

УДК 669.7.018.672

З.К. Кабаков

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

Г.Г. Шадрин

ОАО «ВНИИМТ»

Ю.А. Корочкин

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

### МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ЗАТВЕРДЕВАНИЯ И ОХЛАЖДЕНИЯ СЛИТКА ИЗ АЛЮМИНИЕВОГО СПЛАВА ПРИ НЕПРЕРЫВНОМ ЛИТЬЕ

При непрерывном литье алюминиевых слитков иногда образуются трещины на поверхности или в осевой части слитка. Обычно образование трещин связывают с неправильным выбором скорости литья, величина которой влияет на положение дна лунки с жидким металлом. В практике литья замечено, что при правильно выбранной скорости дно лунки должно быть на уровне нижнего края кристаллизатора. Установление такого косвенного критерия качества слитков позволяет применять метод математического моделирования для выбора скорости литья.

С этой целью в данной работе создана математическая модель затвердевания и охлаждения алюминиевых слитков цилиндрической формы при непрерывном литье. В отличие от работы [1], разработанная модель учитывает зависимость теплофизических свойств от температуры. Учитывая, что охлаждение слитка является симметричным, расчетную область выбрали прямоугольной формы, которая показана на рис. 1 в системе координат  $Oxz$ .

Математическое описание процесса формирования и охлаждения круглого непрерывного слит-

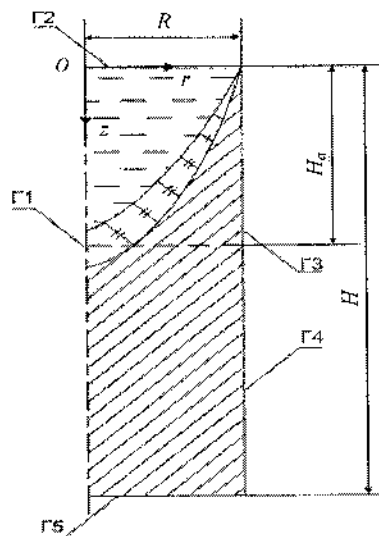


Рис. 1. Схема расчетной области и расположение границ:  $R$  – радиус слитка;  $H_0$  – рабочая высота кристаллизатора;  $H$  – расстояние от мениска металла в кристаллизаторе до выбранной отметки по длине слитка;  $\Gamma_1$  –  $\Gamma_5$  – границы области

ка при постоянной скорости вытягивания включает уравнение стационарной теплопроводности:

$$c_{\text{эф}}(T) \rho(T) V \frac{\partial T}{\partial z} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( \lambda(T) r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right), \quad (1)$$

где  $0 \leq r \leq R$ ,  $0 \leq z \leq H$ ;  $c_{\text{эф}}$  – эффективная теплоемкость;  $\rho$  – плотность;  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности;  $T$  – температура;  $V$  – скорость вытягивания слитка;  $R$  – радиус слитка;  $H$  – расстояние от мениска металла в кристаллизаторе до выбранной отметки по длине слитка.

Выделение тепла кристаллизации сплава в интервале температур ликвидус – солидус учитывается с помощью коэффициента эффективной теплоемкости:

$$c_{\text{эф}}(T) = \begin{cases} c(T), & T < T_c, \quad T > T_l; \\ c(T) + \frac{L}{T_l - T_c}, & T_c \leq T \leq T_l, \end{cases}$$

где  $c$  – теплоемкость сплава;  $L$  – теплота кристаллизации;  $T_l$  и  $T_c$  – температуры ликвидуса и солидуса сплава.

Уравнение (1) решается при следующих условиях на границах:

Г1: условие симметрии при  $r = 0, 0 \leq z \leq H$ :

$$\frac{\partial T}{\partial r} = 0, \quad (2)$$

Г2: распределение температуры на мениске металла при  $z = 0, 0 \leq r \leq R$ :

$$T = T_{\text{осн}}^0 - \left( T_{\text{осн}}^0 - T_{\text{лик}}^0 \right) \left( \frac{r}{R} \right)^2, \quad (3)$$

где  $T_{\text{осн}}^0$  – температура подаваемого расплава;  $T_{\text{лик}}^0$  – температура ликвидуса;

Г3: условие неидеального контакта в кристаллизаторе при  $0 \leq z \leq H_a, r = R$ :

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial r} = \alpha_k (T - T_k), \quad (4)$$

где  $T_b$  – температура охлаждающей кристаллизатор воды;  $\alpha_k$  – коэффициент теплопередачи от поверхности слитка через стенку кристаллизатора к воде;

Г4: теплоотдача в зоне вторичного охлаждения при  $H_a \leq z \leq H, r = R$ :

$$\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial z} = \alpha_b (T - T_b), \quad (5)$$

Г5: при  $z = H, 0 \leq r \leq R$ :

$$\frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) = 0. \quad (6)$$

Указанная задача решена с использованием метода установления нестационарного решения задачи теплопроводности, математическое описание которой включает в себя уравнение

$$c_{\text{эф}} \rho \left( \frac{\partial T}{\partial t} + V \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( \lambda r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right), \quad (7)$$

при начальном условии:

$$T(r, z, 0) = T_{\text{осн}}^0 \quad (8)$$

и граничных условиях (2)–(6).

Систему уравнений (7), (8), (2)–(6) решили с помощью метода конечных разностей с использованием явной схемы аппроксимации частных производных по координатам. Дискретная область решения показана на рис. 2.

Алгоритм решения системы уравнений (7), (8), (2)–(6) реализован на языке Object Pascal в среде Borland Delphi7. Выполнено тестирование алгоритма и установлена оптимальная сетка, при которой погрешность результатов моделирования не превосходит погрешность измерения температуры.

Проведена проверка адекватности модели с использованием результатов экспериментов<sup>1</sup> по измерению температуры в алюминиевом слитке

<sup>1</sup> В проведении эксперимента участвовали сотрудники ВНИИМТ (г. Екатеринбург) Ю.А. Самойлович, А.Г. Тарасов, В.А. Рылов, И.М. Дистергефт, В.С. Кошман и др.

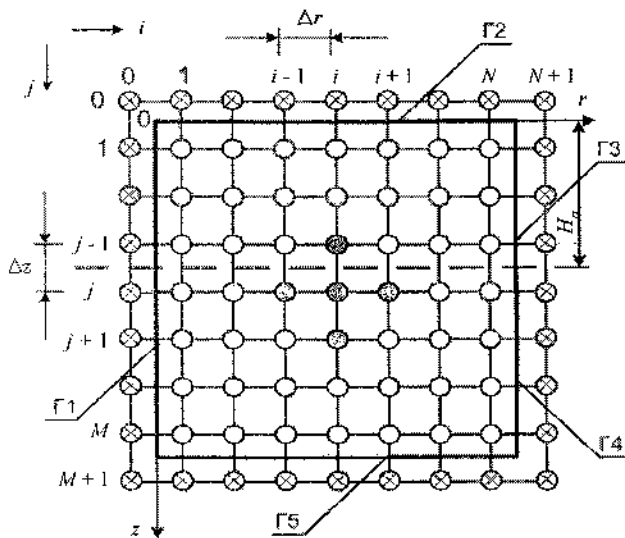


Рис. 2. Схема дискретизации расчетной области:  
 O – внутренние узлы; ⊗ – фиктивные узлы;  $\Delta r$  и  $\Delta z$  – расчетные шаги по координатам  $z$  и  $r$

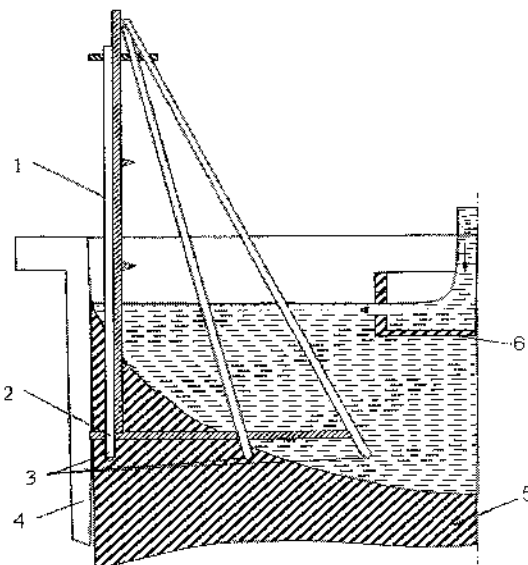


Рис. 3. Схема измерительного устройства блока термопар, замороженного в слиток:  
 1 – направляющий стержень; 2 – консольная часть блока; 3 – термопары в защите; 4 – кристаллизатор; 5 – слиток; 6 – раздаточная воронка

диаметром 305 мм. Температуру в теле слитка измеряли с помощью блока термопар, схема которого представлена на рис. 3.

Блок термопар состоит из жесткого направляющего стержня 1 с фиксированными по высоте метками для определения координат спаев термопар относительно верхнего среза кристаллизатора, консоли 2 с закрепленными на ней термопарами 3. Консольная часть блока обеспечивает его ввод на некотором удалении от стенки кристаллизатора (для избегания раковины). Жесткая часть блока предназначена для вмораживания блока в корочку слитка и ориентации его вдоль радиуса в момент ввода под мениск жидкого металла. При измерении применяли хромель-алюмелевые термопары (диаметр термоэлектродов составлял 0,35 мм). В качестве вторичного прибора использовали электронный потенциометр КСП-4. Термоэлектроды защищали тонкими кварцевыми трубками (наружный диаметр

4–5 мм). При проверке адекватности модели, результаты измерения температуры у поверхности слитка использовали в качестве граничных условий I рода, а на оси слитка – для сравнения с результатами моделирования.

Результаты проверки адекватности модели показаны на рис. 4. Как следует из рис. 4, результаты

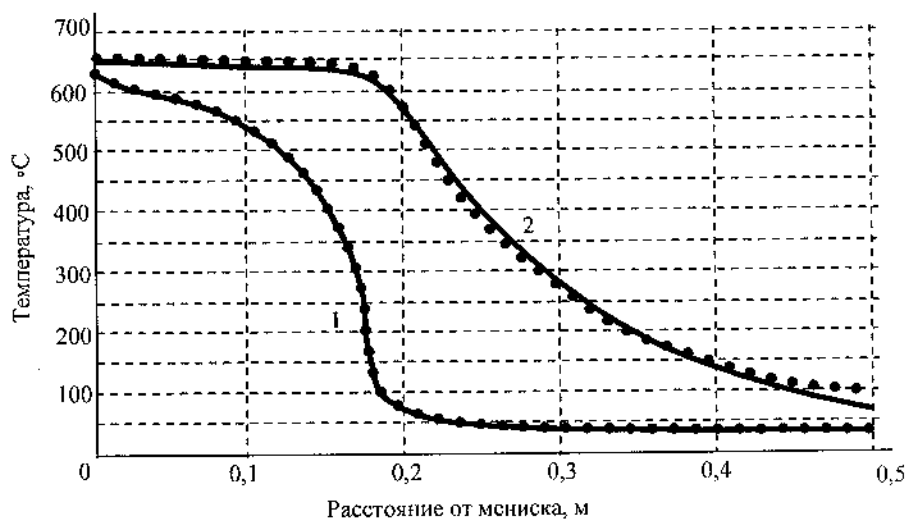


Рис. 4. Кривые охлаждения поверхности и оси слитка: 1 – поверхность; 2 – ось слитка; — – модель; ● – эксперимент

моделирования хорошо согласуются с экспериментальными данными.

Разработанную математическую модель планируется использовать при определении рациональных режимов непрерывного литья, удовлетворяющих косвенному критерию качества.

УДК 669.14.1

З.К. Кабаков, Д.И. Габелая, Ю.В. Грибкова, С.В. Егоренкова  
ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

### МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ОХЛАЖДЕНИЯ ШТАБЕЛЕЙ НЕПРЕРЫВНОЛИТЫХ СЛЯБОВ НА ВОЗДУХЕ

После выхода слябов из роликовой проводки МНЛЗ осуществляется их порезка на мерные длины. Слябы по одному с каждого ручья складываются в пачку из двух слябов и подаются на рольганг-тележку. Затем слябы передаются на приемно-транспортный рольганг склада слябов. Время движения слябов одной пачки от рольганг-тележки до передаточного поста составляет в среднем 10 мин. Все слябы с одной плавки складываются в стопу рядом с передаточным постом. Время от конца разливки до формирования штабеля из слябов составляет в среднем около 2 ч. Если плавка назначена на «приемку на стеллажах», то штабель охлаждается 36–48 ч.

Складирование слябов производится строго поплавно в штабеля высотой не более 4 м. Рядовой металл охлаждается в штабелях до температуры не выше 60 °С. Продолжительность охлаждения штабеля зависит от многих факторов, которые не учитываются в технологической инструкции. В связи с этим возникает необходимость в определении динамики охлаждения штабелей и дальнейшем совершенствовании технологии.

При построении модели предполагаем, что штабель из любого количества слябов формируется сразу из одной плавки и рассматривается в виде сплошного тела; в силу симметрии охлаждения штабеля с боковых сторон, будем рассматривать только ¼ часть штабеля. Температуру тела в начальный момент времени предполагаем неравномерной по ширине и длине штабеля. Охлаждение штабеля по верхней и боковым поверхностям

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кац А.М., Шадек Е.Г. Теплофизические основы непрерывного литья слитков цветных металлов и сплавов. – М.: Металлургия, 1983. – 208 с.

осуществляется посредством конвекции воздуха и излучением, а охлаждение штабеля с нижней стороны – контактным теплообменом. В теплообмене излучением на боковых поверхностях учитываем влияние соседних штабелей. С учетом указанных представлений была разработана математическая модель тепловых процессов в теле размерами  $H \times 2A \times 2l$ .

С учетом принятых допущений математическое описание тепловых процессов включает трехмерное уравнение теплопроводности в виде

$$c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right), \quad (1)$$

заданное в области:  $0 \leq x \leq l, 0 \leq y \leq A, 0 \leq z \leq H, 0 \leq t \leq t_k$  (рис. 1),

при начальном условии

$$T|_{t=0} = T(x, y, z). \quad (2)$$

Условия на границах расчетной области (см. рис. 1) примем следующими:

$\Gamma_1$  ( $z = H, 0 \leq y \leq A, 0 \leq x \leq l$ ):

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial z} = \alpha_{\Sigma 1} (T_n - T_{cp}), \quad (3)$$

где  $\alpha_{\Sigma 1} = \alpha_{к1} + \alpha_{л1}$ ,  $\alpha_{к1} = k_b \sqrt{T_n - T_{cp}}$ ,  $\alpha_{л1} = \sigma_0 \varepsilon \times \times (T_n^2 + T_{cp}^2)(T_n + T_{cp})$ ;

$\Gamma_2$  ( $z=0, 0 \leq y \leq A, 0 \leq x \leq l$ ):

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial z} = \alpha_{\text{конн}} (T_{\text{п}} - T_{\text{ср}}); \quad (4)$$

$\Gamma_3$  ( $x=l, 0 \leq z \leq H, 0 \leq y \leq A$ ):

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial x} = 0; \quad (5)$$

$\Gamma_4$  ( $y=0, 0 \leq z \leq H, 0 \leq x \leq l$ ):

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial y} = \alpha_{\Sigma 4} (T_{\text{п}} - T_{\text{ср}}), \quad (6)$$

где  $\alpha_{\Sigma 4} = \alpha_{\text{к4}} + \alpha_{\text{п4}}$ ,  $\alpha_{\text{к4}} = k_6 \sqrt[4]{T_{\text{п}} - T_{\text{ср}}}$ ,  
 $\alpha_{\text{п4}} = \sigma_0 \varepsilon (1 - \varphi_{d1, i_2}) (T_{\text{п}}^2 + T_{\text{ср}}^2) (T_{\text{п}} + T_{\text{ср}})$ ;

$\Gamma_5$  ( $x=0, 0 \leq z \leq H, 0 \leq y \leq A$ ):

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial x} = \alpha_{\Sigma 5} (T_{\text{п}} - T_{\text{ср}}), \quad (7)$$

где  $\alpha_{\Sigma 5} = \alpha_{\text{к5}} + \alpha_{\text{п5}}$ ;  $\alpha_{\text{к5}} = k_6 \sqrt[4]{T_{\text{п}} - T_{\text{ср}}}$ ;  $\alpha_{\text{п5}} = \sigma_0 \varepsilon \times$   
 $\times (T_{\text{п}}^2 + T_{\text{ср}}^2) (T_{\text{п}} + T_{\text{ср}})$ ;

$\Gamma_6$  ( $y=A, 0 \leq x \leq l, 0 \leq z \leq H$ ):

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial y} = 0. \quad (8)$$

Здесь  $i = 1, 2, 3, 4, 5, 6$  – номер границы;  
 $\lambda = \lambda(T)$  – теплопроводность стали;  $\rho = \rho(T)$  –

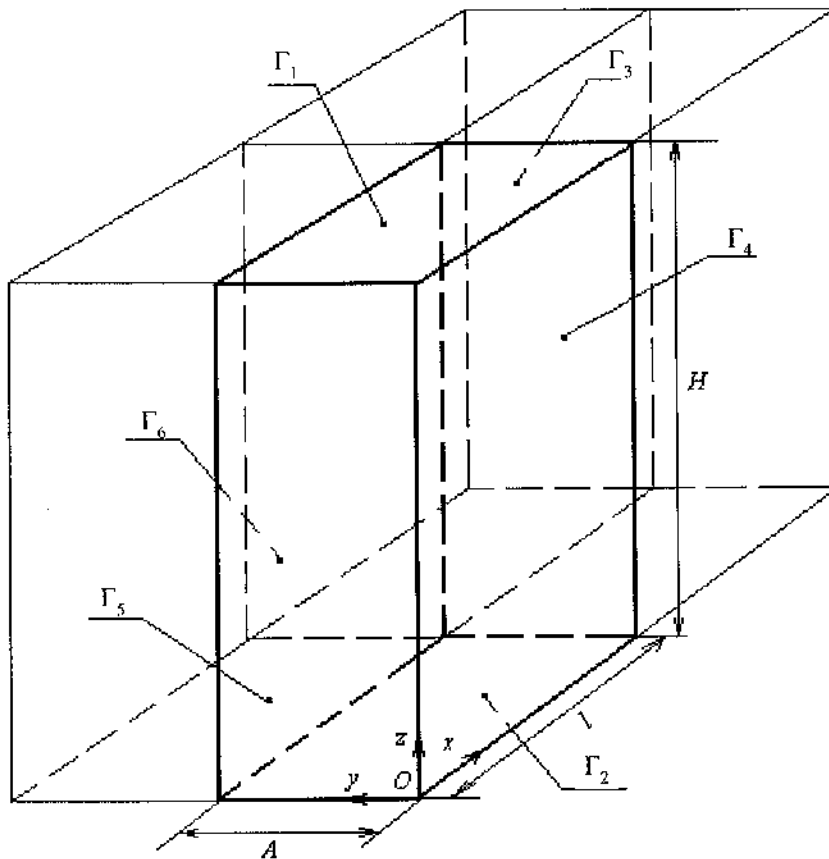


Рис. 1. Схсма выделенной расчетной области из рассматриваемого тела:  $A$ ,  $l$  – соответственно половина ширины и длины штабеля, м;  $H$  – высота штабеля, м;  $\Gamma_i$  – поверхности, ограничивающие расчетную область,  $i = 1 \dots 6$

плотность стали;  $c = c(T)$  – теплоемкость стали;  $t_k$  – конечное время процесса;  $\varepsilon$  – степень черноты поверхности сляба;  $\sigma_0$  – коэффициент излучения абсолютно черного тела;  $\alpha_k$  – коэффициент конвективной теплоотдачи от  $\Gamma_i$ ;  $\alpha_n$  – коэффициент теплоотдачи лучеиспусканием от  $\Gamma_i$ ;  $\alpha_{\Sigma, i}$  – суммарный коэффициент теплоотдачи от  $\Gamma_i$ ;  $T_n$  – температура поверхности сляба;  $T_{cp}$  – температура окружающей среды;  $\Phi_{dF_1, F_2}$  – угловой коэффициент переноса энергии эффективного излучения элементарной поверхности  $dF_1$  на поверхность  $F_2$ ;  $k_b, k_b$  – эмпирические коэффициенты для расчета коэффициентов теплоотдачи от верхней и боковых поверхностей соответственно.

С помощью углового коэффициента  $1 - \Phi_{dF_1, F_2}$  в формуле (6) учитывается взаимовлияние теплового излучения рядом расположенных штабелей (рис. 2).

Формула для расчета  $\Phi_{dF_1, F_2}$  выведена по методике, приведенной в работе [1]. В системе координат (рис. 2), она имеет вид:

$$\Phi_{dF_1, F_2} = \frac{1}{2\pi} \times \left( \frac{B + \xi}{\sqrt{1 + (B + \xi)^2}} \cdot \arcsin \frac{C - \eta}{\sqrt{1 + (B + \xi)^2 + (C - \eta)^2}} + \frac{C - \eta}{\sqrt{1 + (C - \eta)^2}} \cdot \arcsin \frac{B + \xi}{\sqrt{1 + (B + \xi)^2 + (C - \eta)^2}} + \frac{B - \xi}{\sqrt{1 + (B - \xi)^2}} \cdot \arcsin \frac{C - \eta}{\sqrt{1 + (B - \xi)^2 + (C - \eta)^2}} + \frac{C - \eta}{\sqrt{1 + (C - \eta)^2}} \cdot \arcsin \frac{B - \xi}{\sqrt{1 + (B - \xi)^2 + (C - \eta)^2}} \right)$$

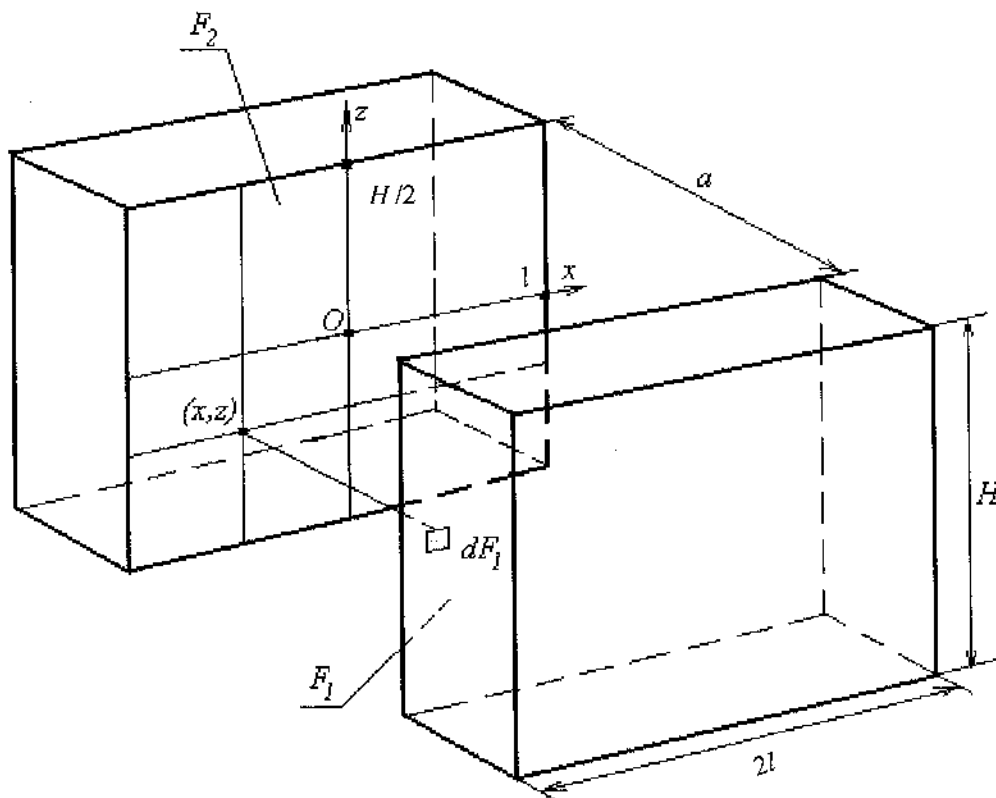


Рис. 2. Схема к расчету углового коэффициента излучения от элементарной площадки  $dF_1$  поверхности  $F_1$  на поверхность  $F_2$ ;  $a$  – расстояние между штабелями;  $2l, H$  – соответственно длина и высота штабелей

$$\begin{aligned}
 & + \frac{B-\xi}{\sqrt{1+(B-\xi)^2}} \cdot \arcsin \frac{C+\eta}{\sqrt{1+(B-\xi)^2+(C+\eta)^2}} + \\
 & + \frac{C+\eta}{\sqrt{1+(C+\eta)^2}} \cdot \arcsin \frac{B-\xi}{\sqrt{1+(B-\xi)^2+(C+\eta)^2}} + \\
 & + \frac{B+\xi}{\sqrt{1+(B+\xi)^2}} \cdot \arcsin \frac{C+\eta}{\sqrt{1+(B+\xi)^2+(C+\eta)^2}} + \\
 & + \frac{C+\eta}{\sqrt{1+(C+\eta)^2}} \cdot \arcsin \frac{B+\eta}{\sqrt{1+(B+\eta)^2+(C+\eta)^2}} \Bigg),
 \end{aligned}$$

где  $\xi = \frac{x}{a}$ ,  $\eta = \frac{z}{a}$  – относительные переменные,  $B = \frac{l}{a}$ ,  $C = \frac{H}{2a}$  – относительные расстояния, обозначения которых приведены на рис. 2.

На рис. 3 и 4 представлены график и линии уровня функции  $\Phi_{dF_1, F_2}$ .

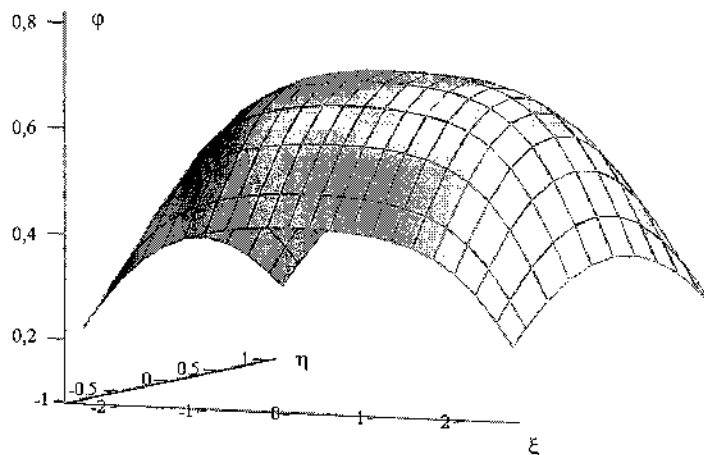


Рис. 3. График функции  $\Phi_{dF_1, F_2}$ .

явной схемы аппроксимации. Алгоритм расчета реализован в виде компьютерной программы.

Таким образом, разработана математическая модель, в которой учитывается тепловое влияние соседних штабелей на процесс охлаждения. После проведения тестирования алгоритма решения и

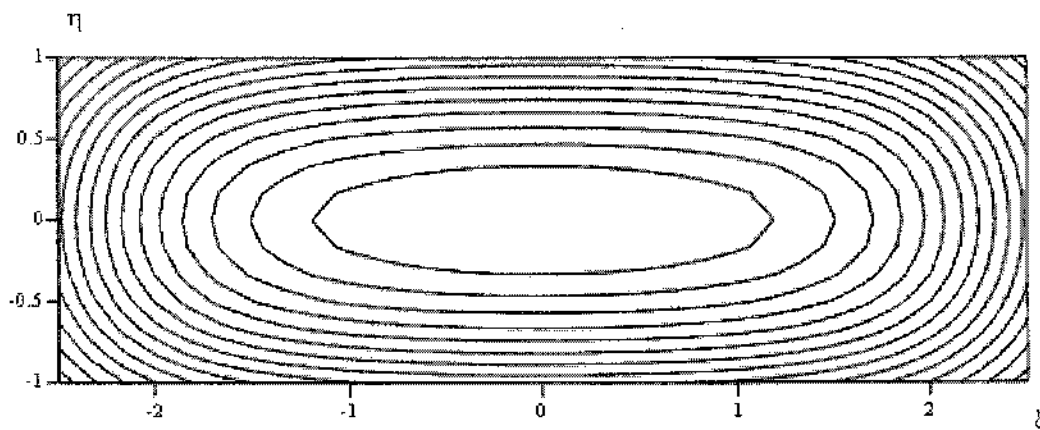


Рис. 4. Линии уровня функции  $\Phi_{dF_1, F_2}$ .

Следует отметить, что при использовании формулы (6) требуется преобразовать функцию  $\Phi_{dF_1, F_2}$  (9) путем переноса начала координат в точку  $(-l; -H/2)$ .

При расчете функции  $\Phi_{dF_1, F_2}$  с помощью программы MathCAD приняты  $l = 10$  м,  $a = 2$  м,  $H = 2$  м.

Система уравнений (1)–(8) решена численным методом конечных разностей с использованием

проверки адекватности модели с помощью модели планируется исследовать процесс охлаждения для различных условий формирования штабеля.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ключников А.Д., Иванцов Г.П. Теплопередача излучением в огнетехнических установках (инженерные решения задач). – М.: Энергия, 1970. – 400 с.

**УГЛОВОЙ КОЭФФИЦИЕНТ ИЗЛУЧЕНИЯ В СИСТЕМЕ «ПОВЕРХНОСТЬ СЛЯБОВОЙ ЗАГОТОВКИ – РОЛИКИ СЛЯБОВОЙ МАШИНЫ НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ ЗАГОТОВОК»**

Для расчета теплового состояния ролика машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) необходимо знать удельный тепловой поток, передаваемый излучением от поверхности слитка на элементарную площадку поверхности ролика и, в частности, локальный угловой коэффициент. Обычно для определения этого коэффициента используется формула, выведенная в работе Г.Г. Баумана [1]. При выводе этой формулы не учитывается то обстоятельство, что часть потока излучением от поверхности слитка, поступающего на ролик, экранируется соседним роликом.

В данной работе формула для расчета локального углового коэффициента получена с учетом эффекта экранирования, создаваемого соседним роликом. Кроме того, при выводе формулы использовано понятие элементарного углового коэффициента для двумерного случая лучистого теплообмена [2], что позволило избежать двукратного интегрирования.

На рис. 1 показана схема к выводу формулы.

На ролике с центром  $O$  указана элементарная

площадка  $dF_1$ , на которую излучают элементарные площадки  $dF_2$ , расположенные на отрезке  $DC$  сляба. Векторы  $\vec{n}_1$  и  $\vec{n}_2$  – нормали к площадкам  $dF_1$  и  $dF_2$  соответственно.

Определяем угловой коэффициент  $\Phi_{dF_1 F_2}$ , используя известную формулу

$$\Phi_{dF_1 F_2} = \int_{F_2} \Phi_{dF_1 dF_2} dF_2. \quad (1)$$

Принимая во внимания значительную ширину слитка и небольшое расстояние между роликами, для определения элементарного углового коэффициента  $\Phi_{dF_1 dF_2}$  применяем формулу, выведенную в работе [2], для случая двумерного лучистого теплообмена:

$$\Phi_{dF_1 F_2} = \int_{F_2} \frac{\cos \alpha_1 \cos \alpha_2}{2r} dF_1 dF_2. \quad (2)$$

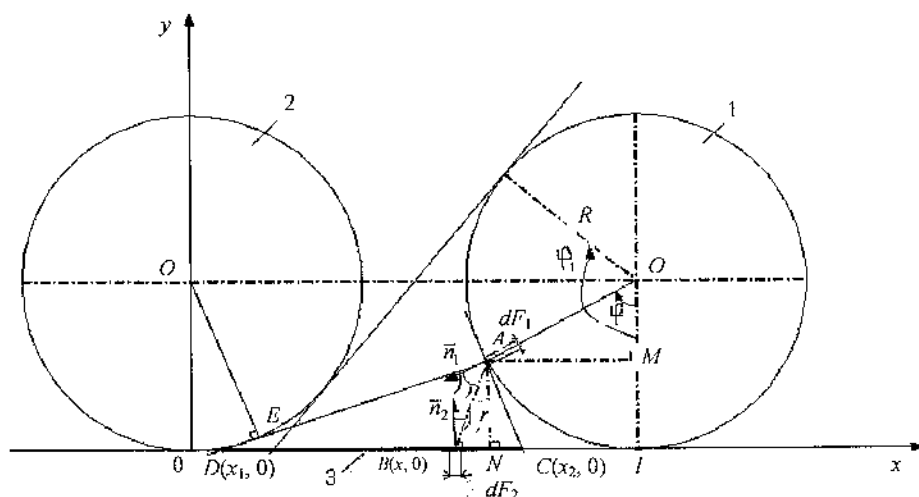


Рис. 1. Расчетная схема для определения углового коэффициента излучения со сляба на элементарную поверхность ролика: 1 – основной ролик; 2 – соседний ролик; 3 – поверхность сляба  $F_2$ , излучающая на площадку  $dF_1$

Определяем величины под знаком интеграла.  
Для этого находим сначала координаты точек:

$$\begin{aligned} A &= (x_a, y_a) = (l - R \sin \varphi, R - R \cos \varphi); \\ B &= (x, 0); \quad D = (x_1, 0); \quad C = (x_2, 0); \\ O &= (l, R); \quad O' = (0, R), \end{aligned} \quad (3)$$

а также компоненты векторов:

$$\begin{aligned} \overline{AB} &= (x - x_a, -y_a), \\ |\overline{AB}| &= r = \sqrt{(x - x_a)^2 + (-y_a)^2}; \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} \overline{OA} &= (x_a - l, y_a - R), \\ |\overline{OA}| &= \sqrt{(l - x_a)^2 + (R - y_a)^2}. \end{aligned} \quad (5)$$

Учитывая, что

$$\cos \alpha_1 = \frac{\overline{AB} \cdot \overline{OA}}{|\overline{AB}| \cdot |\overline{OA}|}, \quad (6)$$

получим

$$\cos \alpha_1 = \frac{(x - x_a)(x_a - l) + (y_a - R)(-y_a)}{\sqrt{(x - x_a)^2 + y_a^2} \cdot \sqrt{(l - x_a)^2 + (R - y_a)^2}}. \quad (7)$$

Находим  $\cos \alpha_2$  из  $\triangle ANB$ :

$$\cos \alpha_2 = \frac{y_a}{r}. \quad (8)$$

Подставляем (7) и (8) в (2):

$$\Phi_{d\varphi_1 \varphi_2} = \int_{x_1}^{x_2} \frac{y_a [(x - x_a)(x_a - l) + (y_a - R)(-y_a)]}{2r^3 \sqrt{(l - x_a)^2 + (R - y_a)^2}} dx. \quad (9)$$

После интегрирования получим:

$$\begin{aligned} \Phi_{d\varphi_1 \varphi_2} &= \frac{y_a}{2\sqrt{(l - x_a)^2 + (R - y_a)^2}} \times \\ &\times \left[ (x_a - l) \left( -\frac{1}{\sqrt{(x_2 - x_a)^2 + y_a^2}} + \frac{1}{\sqrt{(x_1 - x_a)^2 + y_a^2}} \right) + \right. \\ &\left. + (R - y_a) \left( \frac{(x_2 - x_a)}{y_a \sqrt{(x_2 - x_a)^2 + y_a^2}} - \frac{(x_1 - x_a)}{y_a \sqrt{(x_1 - x_a)^2 + y_a^2}} \right) \right] \quad (10) \end{aligned}$$

Определяем величину  $x_2$ . Для этого находим компоненты векторов:

$$\begin{aligned} \overline{AO} &= (l - l + R \sin \varphi, R - R + R \cos \varphi) = \\ &= (R \sin \varphi, R \cos \varphi); \end{aligned}$$

$$\overline{AC} = (x_2 - l + R \sin \varphi, -R + R \cos \varphi).$$

Из условия перпендикулярности векторов  $\overline{AO}$  и  $\overline{AC}$  следует:

$$\sin \varphi (x_2 - l + R \sin \varphi) + (-R + R \cos \varphi) \cos \varphi = 0.$$

Отсюда выразим  $x_2$ :

$$x_2 = l + R \left( \frac{\cos \varphi - 1}{\sin \varphi} \right). \quad (11)$$

От величины  $x_1$  зависит степень экранирования излучения от слитка. При  $x_1 = 0$  экранирование исключается, и формула (10) преобразуется в известную формулу Г.Г. Баумана [1]:

$$\Phi_{d\varphi_1 \varphi_2} = \frac{1}{2} + \frac{(l/R - \sin \varphi) \cos \varphi - (1 - \cos \varphi) \sin \varphi}{2\sqrt{(1 - \cos \varphi)^2 + (l/R - \sin \varphi)^2}}. \quad (12)$$

При учете экранирования необходимо определить  $x_1$ . Для этого находим координаты точки

$E = (x_e, y_e)$  и компоненты векторов:

$$\begin{aligned} \overline{DA} &= (x_a - x_1, y_a); \quad \overline{EA} = (x_a - x_e, y_a - y_e); \\ \overline{EO'} &= (-x_e, R - y_e); \quad \overline{EO} = (l - x_e, R - y_e). \end{aligned} \quad (13)$$

Для определения  $x_1$  запишем уравнение прямой, проходящей через точки  $D$  и  $A$ , используя для этого условие параллельности векторов  $\overline{EA}$  и  $\overline{DA}$ , т.е.

$$\frac{x_a - x_1}{x_a - x_e} = \frac{y_a}{y_a - y_e} \quad (14)$$

Выразим  $x_1$  из формулы (14):

$$x_1 = x_a - \frac{(x_a - x_e)y_a}{y_a - y_e} \quad (15)$$

Координаты  $x_e$  и  $y_e$  получим, воспользовавшись условием перпендикулярности векторов  $\overline{EO'}$  и  $\overline{EA}$ , а также принадлежности точки  $E$  поверхности ролика:

$$\begin{cases} (x_a - x_e)(-x_e) + (R - y_e)(y_a - y_e) = 0, \\ x_e^2 + (R - y_e)^2 = R^2. \end{cases} \quad (16)$$

Решая систему (16), получим квадратное уравнение относительно  $y_e$ , только один корень этого уравнения удовлетворяет расчетной схеме (см. рис. 1):

$$y_e = \frac{R(x_a^2 - y_a(R - y_a)) - R x_a \sqrt{x_a^2 + y_a^2 - 2R y_a}}{x_a^2 + (R - y_a)^2} \quad (17)$$

Находим  $x_e$ :

$$x_e = \frac{y_a(R - y_e) + R y_e}{x_a} \quad (18)$$

Таким образом, искомый локальный угловой коэффициент излучения со сляба на элементарную

поверхность ролика определяется следующим образом:

$$\begin{aligned} \Phi_{d;l;l_2} &= \frac{y_a}{2\sqrt{(l - x_a)^2 + (R - y_a)^2}} \times \\ &\times \left[ (x_a - l) \left( \frac{1}{\sqrt{(x_2 - x_a)^2 + y_a^2}} + \frac{1}{\sqrt{(x_1 - x_a)^2 + y_a^2}} \right) + \right. \\ &\left. + (R - y_a) \left( \frac{(x_2 - x_a)}{y_a \sqrt{(x_2 - x_a)^2 + y_a^2}} - \frac{(x_1 - x_a)}{y_a \sqrt{(x_1 - x_a)^2 + y_a^2}} \right) \right], \end{aligned} \quad (19)$$

$$\text{где } x_1 = x_a - \frac{(x_a - x_e)y_a}{y_a - y_e}; \quad x_2 = l + R \left( \frac{\cos \varphi - 1}{\sin \varphi} \right);$$

$$x_a = l - R \sin \varphi; \quad y_a = R - R \cos \varphi;$$

$$y_e = \frac{R(x_a^2 - y_a(R - y_a)) - R x_a \sqrt{x_a^2 + y_a^2 - 2R y_a}}{x_a^2 + (R - y_a)^2};$$

$$x_e = \frac{y_a(R - y_e) + R y_e}{x_a};$$

$$0 \leq \varphi \leq \varphi_1, \quad \varphi_1 = \arctg \sqrt{\left(\frac{l}{d}\right)^2 - 1} + \frac{\pi}{2}.$$

Результаты расчета по формулам (19) и (12) представлены на рис. 2, 3 при  $l/d = 2$  и  $l/d = 1$ . В расчете применяли исходные данные, соответствующие условиям эксперимента [3]:  $d = 0,22$  м;  $l = 0,44$  м; и  $d = 0,22$  м;  $l = 0,22$  м, где  $d = 2R$ . Этим условиям соответствует значение  $\varphi_1$ , равное  $135$  и  $90^\circ$  соответственно.

Из рис. 2 видно, что при  $l/d = 2$  степень экранирования – небольшая и результаты расчета близки между собой.

При этом результаты расчета по формуле (19) расположены ближе к экспериментальной кривой. Различие результатов эксперимента и расчета по формуле (19) составляет в среднем менее 5 %.

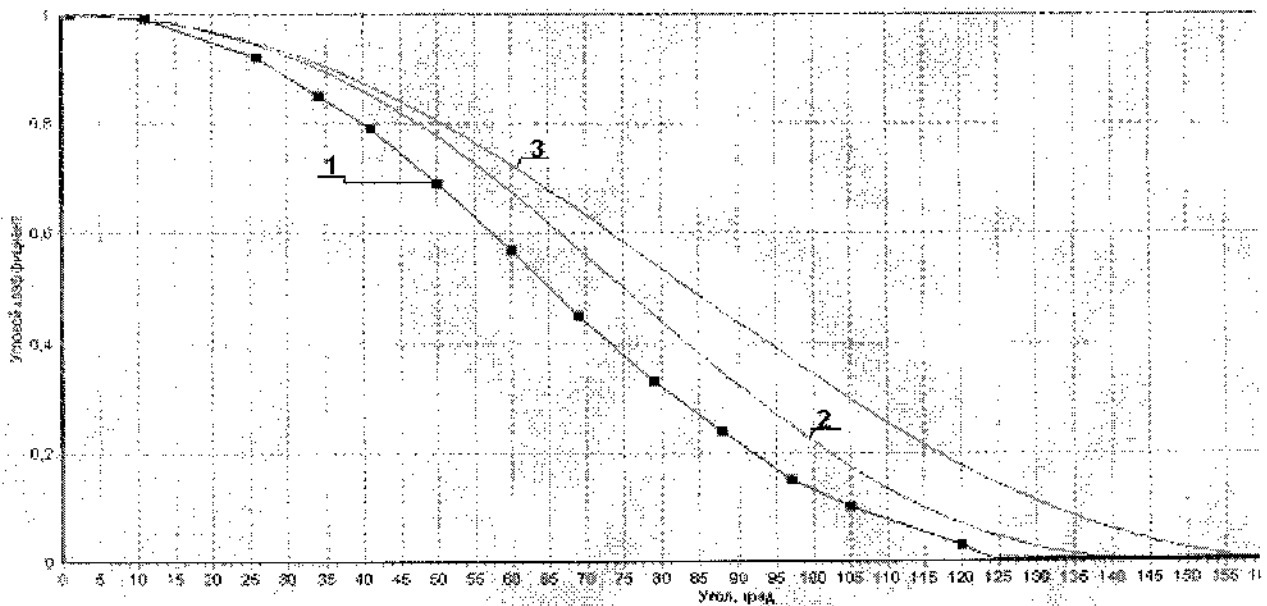


Рис. 2. Зависимость локального углового коэффициента излучения со сляба на элементарную поверхность ролика от угла при  $l/d = 2$ : 1 – результаты эксперимента [3]; 2 – результаты расчетов по формуле (19); 3 – по формуле Г.Г. Баумана [см. формулу(12)]

Как видно на рис. 3, при  $l/d = 1$  результаты расчета по формуле (19) и эксперимента практически совпадают. Отличие результатов расчета по формуле Г.Г. Баумана объясняется максимальной сте-

пенью экранирования излучения соседним роликом при  $l/d = 1$ , т.е. при отсутствии зазора между роликами.

Для криволинейных слябовых МНЛЗ  $l/d = 1,1$ .

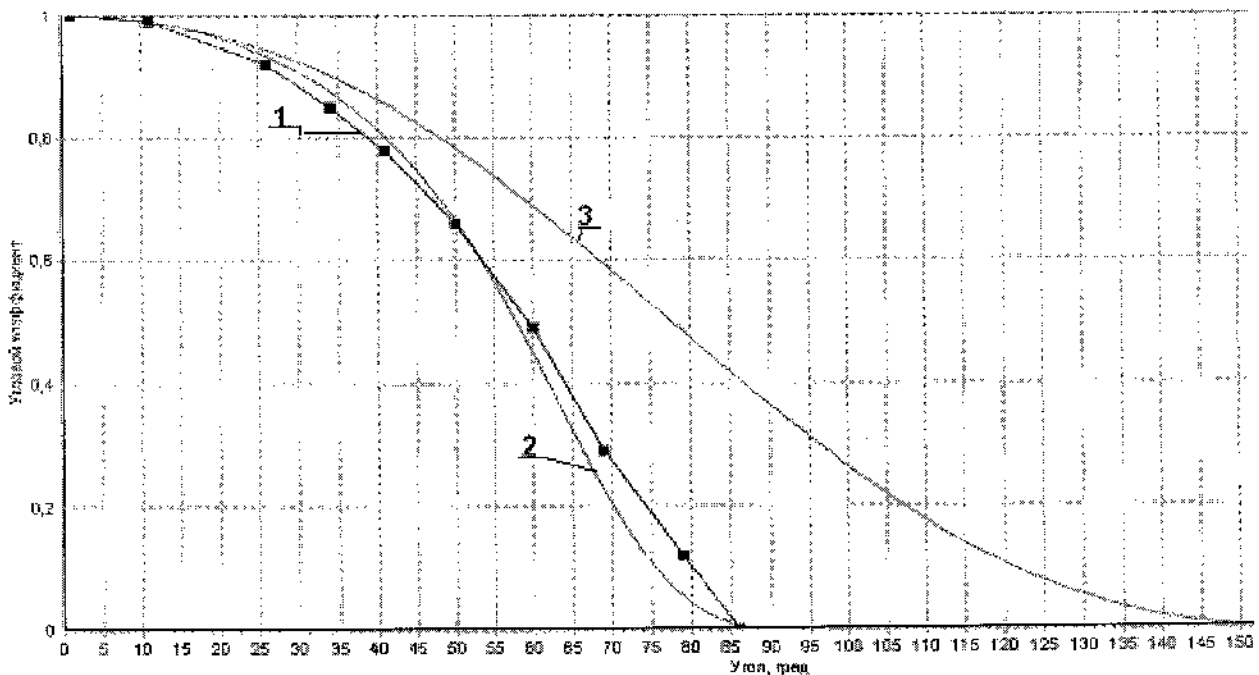


Рис. 3. Зависимость локального углового коэффициента излучения со сляба на элементарную поверхность ролика от угла при  $l/d = 1$ : 1 - результаты эксперимента [3]; 2 – результаты расчетов по формуле (19); 3 – по формуле Г.Г. Баумана [см. формулу(12)]

Поэтому при расчете теплообмена между поверхностью слитка и роликом рекомендуется использовать формулу (19), которая учитывает экранирование излучения, создаваемое соседним роликом.

Таким образом, на основе теории двумерного лучистого теплообмена получено аналитическое решение задачи о локальном угловом коэффициенте излучения от поверхности слитка между роликами на произвольную элементарную площадку поверхности ролика с учетом экранирования соседним роликом.

УДК 621.981.635: 536.21

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Бауман Г.Г. Температура и термические напряжения в роликах и вальках // Черные металлы. – 1971. – № 12. – С. 11–18.
2. Кабаков З.К., Синицын Н.Н. Расчет угловых коэффициентов лучистого теплообмена между стенками бесконечно длинного канала // Успехи современного естествознания: Науч. журн. по теоретическим и экспериментальным проблемам естественных наук. – 2002. – № 5 – С. 85.
3. Телин Н.В. Тепло- и массообмен в системе «ролик – обрабатываемый металл» // Дис... д-ра техн. наук. – Череповец, 2005. – 333 с.

Н.В. Телин, А.М. Миронов

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

### ВЫБОР КОНСТРУКТИВНЫХ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ РОЛИКОВ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИХ МАШИН

Ролики с внутренним охлаждением относятся к числу наиболее металлоемких, распространенных и ответственных конструктивных элементов современных металлургических машин. Большой опыт в эксплуатации роликов свидетельствует о значительном числе недостатков в организации их охлаждения, нарушающих безопасное ведение технологических процессов. Проблема выбора оптимальных геометрических параметров поперечного сечения роликов и температуры охлаждающей жидкости, обеспечивающих минимальную массу, надежность работы ролика и машины в целом, возникает не только на стадиях проектирования, но и в процессе эксплуатации [1]. Несмотря на всестороннюю изученность вопроса выбора этих параметров, конструкторы и технологи сталкиваются с широким спектром подходов к решению этой задачи, а иногда и противоречивостью рекомендаций. В настоящей работе предпринята попытка выработать единый подход к решению этой проблемы.

При выборе сечения охлаждающих каналов роликов металлургических машин приходится учитывать противоречивые обстоятельства. С одной стороны, при увеличении размеров канала возрастает площадь поверхности теплообмена и расход

охлаждающей жидкости, что способствует снижению температуры охлаждающей поверхности, т.е. способствует приближению температуры поверхности охлаждения к температуре охлаждающей жидкости. С другой стороны, уменьшение площади поперечного сечения ролика (увеличение диаметра внутреннего канала при неизменном наружном диаметре ролика) приводит к уменьшению перепада температур по толщине бочки, т.е. приближает температуру поверхности канала к температуре наружной поверхности ролика. В этом случае, когда имеет место противоположное влияние изменения диаметра охлаждающего канала на температуру его поверхности, уместно поставить вопрос о выборе оптимальных соотношений. Однако здесь возникают некоторые затруднения. Дело в том, что изменение температуры является не единственным следствием изменения диаметра канала. Изменение диаметра канала способствует также изменению условий охлаждения. Поэтому выбор сечения внутреннего канала ролика следует производить с учетом всех факторов, на которые влияет изменение диаметра канала.

Для получения количественных соотношений рассматриваются особенности формирования установившейся температуры поверхности осевого

канала при различных условиях охлаждения. Такими условиями могут быть:

- 1) постоянство скорости движения охлаждающей жидкости ( $V_{ж} = \text{const}$ );
- 2) постоянство давления нагнетательных элементов, обеспечивающих циркуляцию охлаждающей жидкости ( $P = \text{const}$ );
- 3) постоянство мощности, расходуемой на охлаждение ( $N = \text{const}$ );
- 4) постоянство интенсивности охлаждения ( $\alpha = \text{const}$ );
- 5) постоянство расхода охлаждающей жидкости ( $G = \text{const}$ ).

Решим задачу отыскания оптимума по нагреву. По этой причине для пяти перечисленных ниже условий охлаждения поочередно определим диаметр охлаждающего канала, исходя из условий перепада температур по толщине бочки ролика и нагрева охлаждающей жидкости.

**1. Постоянство скорости движения охлаждающей жидкости ( $V_{ж} = \text{const}$ ).** Для случая постоянной скорости движения охлаждающей жидкости по каналу стационарный кондуктивный поток тепла через бочку ролика может быть представлен в виде [2]:

$$\frac{\pi \cdot L}{\frac{1}{2\lambda} \ln \frac{d_2}{d_1}} (t_{c2} - t_{c1}) = c_p \cdot \gamma \frac{\pi (d_1^2 - d_k^2)}{4} V_{ж} (t_{\text{вых}} - t_{\text{вх}}), \quad (1)$$

где  $d_2$  – диаметр ролика;  $d_1$  – диаметр канала;  $d_k$  – наружный диаметр подводящей трубы;  $L$  – длина бочки ролика;  $V_{ж}$  – скорость жидкости в кольцевом канале;  $(t_{c2} - t_{c1})$  – перепад температур по толщине бочки ролика;  $(t_{\text{вых}} - t_{\text{вх}})$  – перепад температур в жидкости на выходе и входе в ролик;  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности материала ролика;  $c_p$  – теплоемкость жидкости;  $\gamma$  – плотность жидкости.

После алгебраических преобразований получим уравнение для определения диаметра внутреннего канала  $d_1$ , при котором отношение перепада температур по толщине бочки ролика

$(t_{c2} - t_{c1})$  к перепаду температур в жидкости на выходе и на входе в ролик  $(t_{\text{вых}} - t_{\text{вх}})$  имеет максимальное значение:

$$d_2 = d_1 \cdot e^{\frac{1}{2} \left( 1 - \frac{d_k^2}{d_1^2} \right)}. \quad (2)$$

Из (2) получим, что для  $d_k = 0,04$  м и  $d_2 = 0,38$  м,  $d_1 \approx 0,23$  м.

**2. Постоянство давления нагнетательных элементов, обеспечивающих циркуляцию охлаждающей жидкости ( $P = \text{const}$ ).** Для получения оптимума температур из условия постоянства давления нужно выразить через него скорость в уравнении (1). Будем считать, что все давление затрачивается на преодоление трения о стенки канала. Потери давления на преодоление сил трения при течении жидкости в канале в общем случае рассчитывают по формуле [2]:

$$\Delta P = \xi \frac{L}{(d_1 - d_k)} \frac{\gamma \cdot V_{ж}^2}{2}, \quad (3)$$

где  $L$  – длина канала;  $(d_1 - d_k)$  – гидравлический диаметр кольцевого канала;  $\xi$  – коэффициент сопротивления трению, зависящий от режима движения жидкости.

Для турбулентного режима движения жидкости в кольцевом канале:

$$\xi = \frac{0,316}{\text{Re}^{0,25}}, \quad (4)$$

где  $\text{Re} = \frac{V_{ж} (d_1 - d_k)}{\nu}$  – число Рейнольдса;  $\nu$  – коэффициент кинематической вязкости.

Из соотношения (1), с учетом (3) и (4), получим

$$\frac{(t_{c2} - t_{c1})}{(t_{\text{вых}} - t_{\text{вх}})} = \frac{c_p \cdot \gamma}{8\lambda \cdot L} \left( \frac{2\Delta P}{0,316\nu^{0,25} \cdot \gamma \cdot L} \right)^{\frac{4}{7}} \times (d_1^2 - d_k^2) (d_1 - d_k)^{\frac{5}{7}} \ln \frac{d_2}{d_1} = f_2(d_1). \quad (5)$$

Функция  $f_2(d_1)$  имеет максимум при

$d_1 \approx 0,268$  м. Расчеты выполнены при значении наружного диаметра ролика  $d_2 = 0,38$  м и  $d_k = 0,04$  м.

**3. Постоянство мощности, расходуемой на охлаждение ( $N = \text{const}$ ).** Чтобы отыскать оптимальные температуры из условия постоянства мощности, затрачиваемой на прокачку охлаждающей жидкости через ролик, необходимо выразить через мощность величину  $V_{ж}$ . Уравнение затрат мощности, затрачиваемой на прокачку жидкости через подводящую трубу и кольцевой канал, имеет вид

$$N = \left( \xi_{\tau} \frac{L_{\tau} \gamma \cdot V_{ж,\tau}^2}{d_{\tau}} \right) \frac{G}{2} + \left( \xi \frac{L \gamma \cdot V_{ж}^2}{(d_1 - d_k)} \right) \frac{G}{2}, \quad (6)$$

где  $\xi_{\tau}$  – коэффициент сопротивления трению при движении жидкости в трубе;  $L_{\tau}$  – длина трубы;  $d_{\tau}$  – внутренний диаметр трубы;  $V_{ж,\tau}$  – скорость движения жидкости в трубе;  $G$  – расход охлаждающей жидкости.

Используя соотношения (1), (4) и (6), можно показать, что оптимум температуры для  $N = \text{const}$  соответствует оптимуму температуры при  $P = \text{const}$ .

**4. Постоянство интенсивности охлаждения ( $\alpha = \text{const}$ ).** Для случая постоянной интенсивности охлаждения стационарный кондуктивный поток тепла через бочку ролика может быть представлен в виде

$$\frac{\pi \cdot L}{\frac{1}{\lambda} \ln \frac{d_2}{d_1}} (t_{c2} - t_{c1}) = \alpha \cdot \pi \cdot d_1 \cdot L (t_{c1} - \bar{t}_{ж}), \quad (7)$$

где  $\alpha$  – коэффициент теплоотдачи;  $\bar{t}_{ж}$  – средняя температура жидкости в канале.

Из (7) получим

$$\frac{(t_{c2} - t_{c1})}{(t_{c1} - \bar{t}_{ж})} = \frac{\alpha}{2\lambda} d_1 \ln \frac{d_2}{d_1} = f_4(d_1). \quad (8)$$

Находим оптимальное значение  $d_1$  из условия

$$f'_4(d_1) = \frac{\alpha}{2\lambda} \left( d_1 \cdot \ln \frac{d_2}{d_1} - 1 \right) = 0.$$

После алгебраических преобразований получим, что отношение перепада температур по толщине бочки ролика  $(t_{c2} - t_{c1})$  к перепаду температур между поверхностью канала и средней температурой жидкости в канале ролика  $(t_{c1} - \bar{t}_{ж})$  имеет максимальное значение при  $d_1 = e^{-1} \cdot d_2$ . Для  $d_2 = 0,38$  м  $d_1 \approx 0,14$  м. С увеличением диаметра внутреннего канала средняя по длине канала температура жидкости, температура поверхности канала и перепад температуры по толщине бочки ролика уменьшаются, а расход охлаждающей жидкости увеличивается.

**5. Постоянство расхода охлаждающей жидкости ( $G = \text{const}$ ).** В этом случае очевидно, что подогрев охлаждающей среды постоянен и не имеет минимума площади сечения. Поэтому при постоянном расходе охлаждающей жидкости выбор сечения канала целесообразно производить исходя из соображений о минимальных затратах на обеспечение циркуляции жидкости в канале охлаждения.

Сравнение натуральных условий службы роликов с условиями, определенными по соотношению (8), показывает, что перепад температуры по толщине бочки предлагаемых размеров уменьшается от 107 до 74 К, а перепад температуры между поверхностью канала и средней температурой жидкости уменьшается от 59 до 34 К. Для проведения расчетов были приняты следующие значения параметров:  $d_2 = 0,38$  м;  $d_1 = 0,09$  м;  $L = 2,1$  м;  $t_2 = 190$  °С;  $t_1 = 83$  °С;  $\bar{t}_{ж} = 24,5$  °С;  $Q = 39,2 \cdot 10^3$  Вт;  $\lambda = 40$  Вт/(м · К);  $\alpha = 1135$  Вт/(м<sup>2</sup> · К). Расчеты выполнены применительно к роликовым секциям машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) ОАО «Северсталь».

При выборе допустимого перепада температур  $(t_{\text{вых}} - t_{\text{вх}})$  следует учитывать процесс накипеобразования в канале роликов. В таблице приведены значения степени растворимости ряда солей в воде при температурах 20...100 °С [3]. Видно, что при температуре  $t_{ж} = 20...60$  °С растворимость соединений кальция и магния в воде изменяется не очень существенно. В связи с этим температура охлаждающей воды, покидающая ролик, не должна превышать 50...60 °С. В реальных условиях следует стремиться к тому, чтобы нагрев воды в

ролике не превышал 20...25 К. Это требование выполняется определенным выбором сечения кольцевого канала и средней скорости проточной охлаждающей жидкости.

**Растворимость некоторых накипеобразователей, мг/л**

$t, ^\circ\text{C}$	$\text{CaSO}_4$	$\text{CaCO}_3$	$\text{Ca}(\text{OH})_2$	$\text{Mg}(\text{OH})_2$
20	2040	58	1590	9,8
40	2110	39	1360	9,5
60	2080	32	1240	8,8
80	2015	27	1125	8,0
100	1695	14,8	658	4,5

Из полученных данных видно, что при выборе диаметра канала охлаждения роликов металлургических машин необходимо учитывать специфические особенности работы системы их охлаждения.

Исходя из условий перепада температур по толщине бочки ролика и нагрева охлаждающей жидкости, для автоматизированного отыскания оптимального поперечного сечения роликов разработана и реализована программа "Freeze Roll". Программа решает задачу выбора диаметра охлаждающего канала ролика или его наружного диаметра при заданном исходя из конструктивных особенностей внутреннем диаметре.

Выводы:

1. Рассмотрены особенности формирования установившихся температур в роликах металлургических машин при различных условиях охлажде-

ния: постоянство скорости движения охлаждающей жидкости в кольцевом канале; постоянство давления нагнетательных элементов, обеспечивающих циркуляцию охлаждающей жидкости; постоянство мощности, расходуемой на охлаждение; постоянство интенсивности охлаждения; постоянство расхода охлаждающей жидкости.

2. Решены задачи автоматизированного выбора оптимальных размеров поперечного сечения роликов металлургических машин, исходя из условий перепада температур по толщине их бочки и нагрева охлаждающей жидкости для сформулированных условий охлаждения, с учетом геометрических параметров кольцевого охлаждающего канала.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Карнаух Н.Н. Методология создания технических средств, повышающих промышленную безопасность в металлургической промышленности // Безопасность труда в промышленности. – 1998. – № 2. – С. 30–37.
2. Теплотехника / Под ред. В.Н. Луканина. – М.: Высш. шк., 1999. – 671 с.
3. Лисиенко В.Г. Теплотехнические основы технологии и конструирования машин непрерывного литья заготовок / В.Г. Лисиенко, Ю.А. Самойлович. – Красноярск: Изд-во Красноярского ун-та, 1986. – 120 с.

УДК 621.746.62

*И.Л. Никулин, А.И. Циплин*

ГОУ ВПО «Пермский государственный технический университет»

### **ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ РЕЖИМОВ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ НАПРАВЛЕННОЙ КРИСТАЛЛИЗАЦИИ МОНОКРИСТАЛЛИЧЕСКИХ ЛОПАТОК ГАЗОТУРБИНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ НА ОСНОВЕ ВЫЧИСЛИТЕЛЬНОГО ЭКСПЕРИМЕНТА**

Развитие авиационного двигателестроения требует, наряду с необходимостью постоянного повышения эксплуатационных свойств жаропрочных сплавов для создания лопаток газотурбинных дви-

гателей (ГТД), совершенствования и создания новых технологий. В настоящее время в России и за рубежом при производстве лопаток ГТД широкое применение получил метод направленной кри-

сталлизации, который позволил значительно повысить свойства используемых жаропрочных сплавов. Так, температурный уровень работоспособности, соответствующий лопаткам с равноосной структурой (рис. 1, а) составляет  $1000 \div 1050$  °С при механическом напряжении  $\sigma = 140$  МПа и времени работы 100 ч. Применение лопаток с направленной структурой (рис. 1, б) позволило поднять температурный уровень литейных жаропрочных сплавов до  $1050 \div 1100$  °С, а лопатки с монокристаллической структурой (рис. 1, в) обладают той же длительной прочностью при температурах  $1100 \div 1150$  °С с кратковременными забросами до 1200 °С [1, 2] и считаются наиболее перспективными.

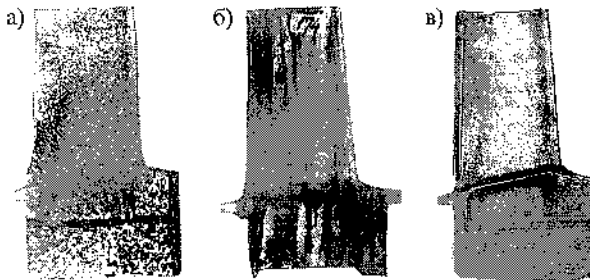


Рис. 1. Микроструктура лопаток газотурбинных двигателей: а – поликристаллическая равноосная; б – направленная тонкостолбчатая; в – монокристаллическая

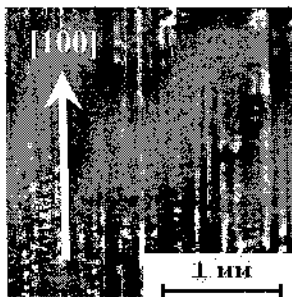


Рис. 2. Микроструктура никелевого монокристалла в плоскости, перпендикулярной фронту роста

при неудачно выбранных параметрах процесса кристаллизации возникают дефекты кристаллической структуры – паразитные кристаллы, отклонение кристаллографических осей монокристалла от заданного направления и другие, приводящие к снижению выхода годной продукции, который в

настоящее время составляет всего  $50 \div 60$  %.

Решение проблемы повышения качества лопаток, сокращение сроков и стоимости подготовки технологического процесса во многом зависит от достоверности и эффективности автоматизированных методов проектирования технологических процессов литья и термической обработки.

Целью настоящей работы является повышение выхода годной продукции на основе вычислительного эксперимента, моделирующего затвердевание монокристаллической отливки.

### Описание объекта

Монокристаллической отливкой называют изделие, «выросшее» из одного зародыша и не имеющее границ зерен. При этом в матрице монокристаллического изделия имеются включения различных фаз, когерентно связанные с матрицей, на рис. 2 показана микроструктура никелевого монокристалла в плоскости, перпендикулярной фронту роста.

Основными параметрами, характеризующими процесс направленной кристаллизации, являются осевой температурный градиент на фронте кристаллизации  $G_z$ , К/см, и скорость перемещения фронта кристаллизации  $u$ , мм/мин. Произведение  $G_z \cdot u$  определяет тип формирующейся структуры монокристалла. Кроме того, оптимальные условия для получения монокристалльной отливки создаются в том случае, когда в установке обеспечивается плоский в макроскопическом масштабе фронт роста монокристалла и его положение относительно нагревателя остается неизменным при кристаллизации.

Изгиб фронта роста приводит к отклонению кристаллографической оси [1] монокристалла от вертикальной оси отливки и характеризуется углом разориентации  $\theta$  (рис. 3). Допустимый интервал значений угла  $\theta$  составляет  $\theta \div 3^\circ$ .

Керамические формы, изготовленные по выплавляемым моделям и собранные в блоки (рис. 4), помещают в установку для высокоскоростной направленной кристаллизации УВНК-8П с охлаждением форм в жидкометаллическом теплоносителе – расплавленном алюминии. После заливки металла в формы и выдержки, необходимой для прекращения движения расплава, формы опу-

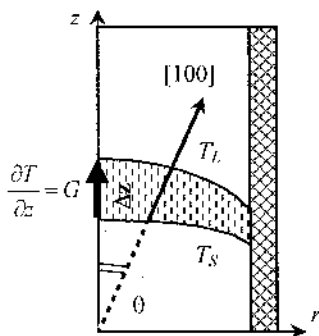


Рис. 3. Определение угла ориентации  $\theta$  и градиента температуры на фронте кристаллизации  $G$

скают с регулируемой скоростью  $2 \pm 20$  мм/мин из печи подогрева формы (ППФ) (рис. 4, позиции 4 и 5) через графитовый экран 7 в расплавленный алюминий 6. Формирование лопатки начинается на затравке 2, где определяется пространственная ориентация ее кри-

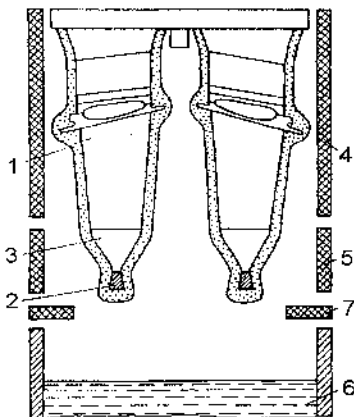


Рис. 4. Схема теплового узла и литейного блока для получения монокристаллических лопаток в печи УВНК-8П: 1 – лопатка; 2 – затравка; 3 – стартовый конус; 4 – верхний нагреватель ППФ; 5 – нижний нагреватель ППФ; 6 – расплавленный теплоноситель; 7 – тепловой экран

сталлографической структуры, и создаются условия теплоотвода. При дальнейшем охлаждении формы кристалл растет через кристаллоотборник, в котором из всех образовавшихся на затравке зерен лишь одно продолжит рост через стартовый конус 3 к перу лопатки и замковой части 1.

Для ускоренной оценки влияния макроскопических факторов на параметры формирования монокристаллической отливки, таких как градиент температуры на фронте роста и угол отклонения кристаллографической оси [1] от оси отливки,

разработана математическая модель теплофизики ее формирования.

### Постановка задачи

При формулировке математической модели приняты следующие допущения: 1) в исследуемую область включены отливка, прибыльная часть отливки и литейная форма; 2) сложная геометрия лопатки и литейной формы заменена их цилиндрическими образцами; 3) азимутальными градиентами температуры пренебрегаем по сравнению с градиентами в аксиальном и радиальном направлениях, поэтому температурное поле принято осесимметричным; 4) система отсчета связана с формой; 5) температура жидкометаллического охладителя поддерживается постоянной во время за-

твердевания отливки. Монокристаллы сложнелегированных сплавов представляют собой естественные композиционные материалы, обладающие анизотропией коэффициента теплопроводности, поэтому для закристаллизовавшейся части отливки введены коэффициенты теплопроводности в аксиальном  $\lambda^{(z)}$  и радиальном  $\lambda^{(r)}$  направлениях.

В пределах жидкой фазы отливки, включая часть двухфазной зоны, а также в расплавленном охладителе учитывается вклад конвективного движения расплава в теплоперенос. Учтено, что при охлаждении отливки ниже температуры начала линейной усадки конвективный или теплопроводный тип теплообмена между отливкой и формой изменяется на радиационный. Пространство между литейной формой и печью подогрева формы, а также между формой и стенками ванны с расплавленным алюминием вакуумируется, поэтому здесь имеет место только теплообмен излучением.

Уравнение переноса тепловой энергии в работе [3] имеет следующий вид:

$$\rho(T) \cdot c_{\text{эфф}}(T) \frac{\partial T}{\partial \tau} = \left( \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( \lambda^{(r)} \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda^{(z)} \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right), \quad (1)$$

где  $\rho$  – плотность материала;  $c_{\text{эфф}}$  – эффективная теплоемкость;

$$c_{эфф}(T) = \begin{cases} c(T), & T < T_S, T > T_L, \\ \frac{c_S + c_L}{2} + \frac{L}{T_L - T_S}, & T_S \leq T \leq T_L. \end{cases}$$

Коэффициент теплопроводности задают в следующем виде:

$$\lambda = \begin{cases} \lambda(T), & T < T_S, \\ \lambda_S + \frac{\lambda_{кон} - \lambda_S}{T_L - T_S} (T - T_S), & T_S \leq T \leq T_L, \\ \lambda_{кон}(\Delta T), & T > T_L. \end{cases}$$

где  $\lambda_{кон} = \lambda_L \cdot 0,18 \cdot (Pr \cdot Gr)^{0,25}$  – эффективный коэффициент теплопроводности в расплаве металла;  $\lambda_S$  и  $\lambda_L$  – коэффициенты теплопроводности, соответствующие температурам солидус  $T_S$  и ликвидус  $T_L$ .

Уравнение (1) решается при начальном условии:

$$T(r, z)|_{\tau=0} = \Theta(r, z),$$

где  $\Theta(r, z)$  – начальное распределение температуры и граничных условий третьего рода, записанных для границ между формой и нагревательной печью, формой и графитовым экраном, формой и расплавленным алюминием, а также между отливкой и формой:

$$-\lambda_i \frac{\partial T}{\partial r} = \alpha_i (T_i - T_f),$$

где  $\lambda_i$  – теплопроводность  $i$ -среды;  $\alpha_i$  – коэффициент теплоотдачи между поверхностью с температурой  $T_i$  и средой с температурой  $T_f$ . Значения коэффициентов  $\alpha_i$  для границ с конвективным и радиационным теплообменом описаны в работе [3].

По предложенной математической модели разработаны пакеты прикладных программ, в котором реализовано решение краевой задачи. В работе [4] показано, что модель адекватно описывает процесс роста монокристалла в условиях высокоско-

ростной направленной кристаллизации, при установившемся теплообмене погрешность расчетов не превышает 3 %.

### Результаты вычислительного эксперимента

Технологические параметры, к которым наиболее чувствительны градиент температуры и угол разориентации, можно условно разделить на две группы: 1) определяемые из технического задания и определяющие исходную структуру монокристалла (температура ППФ и толщина стенки формы); 2) доступные для варьирования во время подготовки процесса кристаллизации (скорость выдвигания формы из ППФ).

Расчетный анализ процесса кристаллизации проводился для образцов сплава ЖС36 при погружении электрокорундовой формы в жидкометаллический охладитель при исходных данных для базового процесса, представленных в таблице. На рис. 5 показана расчетная тепловая обстановка в отливке и форме через 400 с после начала затвердевания отливки. Из рис. 5 видно, что наибольшие плотности тепловых потоков отмечаются в зазоре между графитовым экраном и жидкометаллическим охладителем.

### Технологические параметры базового режима

№ п/п	Название параметра	Численное значение
1	Радиус образца, мм	7
2	Высота образца, мм	140
3	Толщина стенки формы, мм	8,0 ± 0,5
4	Высота прибыльной части, мм	20
5	Высота дна формы, мм	60
6	Высота графитового экрана, мм	20
7	Расстояние от печи до графитового экрана, мм	40
8	Высота зазора, мм	10
9	Температура печи, К	1723 ± 5
10	Скорость выдвигания формы из печи, мм/мин	3,5
11	Температура жидкометаллического охладителя, К	963

Проведенный расчет показал, что угол разори-

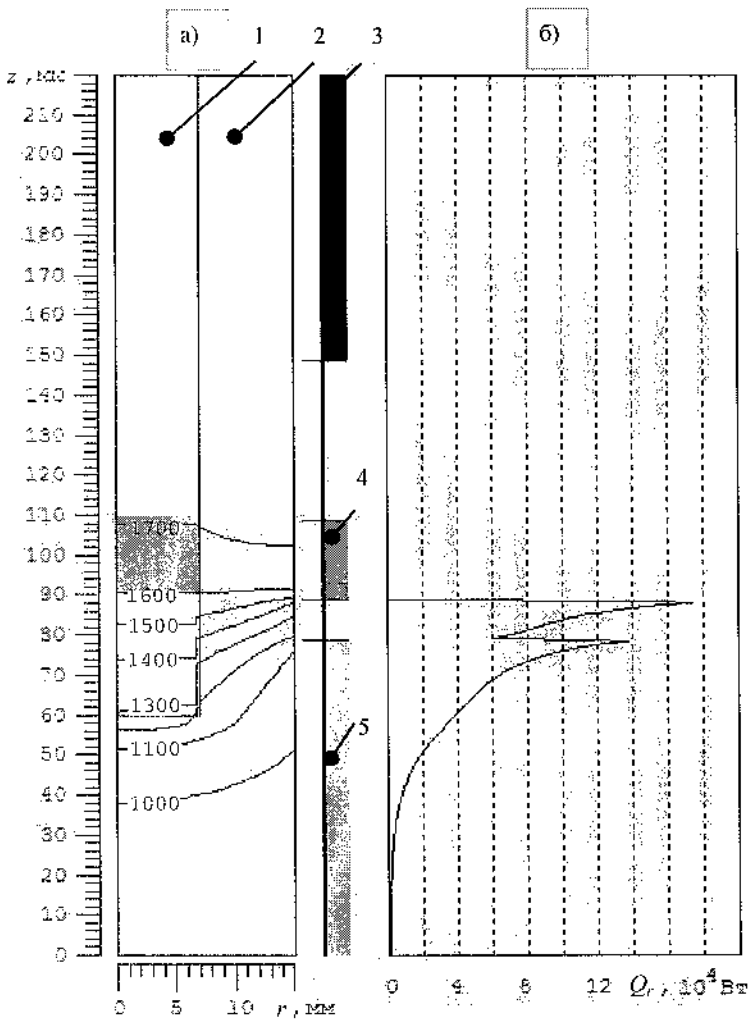


Рис. 5. Температурное поле в отливке и форме (а) и распределение плотности теплового потока по высоте формы (б) через 400 с после начала кристаллизации: 1 – отливка; 2 – форма; 3 – ППФ; 4 – графитовый экран; 5 – жидкометаллический охладитель. В отливке тонированием выделена двухфазная зона

ентации в базовом процессе равен  $2,9^\circ$  и лежит вблизи верхней границы допустимых значений ( $0^\circ \leq \theta \leq 3^\circ$ ). В технологическом процессе имеются отклонения параметров, которые можно описать нормальным законом распределения. С учетом отклонений в интервалах допуска для температуры печи подогрева формы  $T_{\text{пф}} = (1723 \pm 5) \text{ K}$  и для толщины стенки формы  $\delta_{\text{ф}} = (8,0 \pm 0,5) \text{ мм}$ , угол разориентации принимает значения от  $2,8$  до  $3,5^\circ$ .

При известном законе распределения отклонений возможна оценка вероятности возникновения брака. Так, для базового режима заданная темпе-

ратура печи составляет  $\bar{T} = 1723 \text{ K}$ , этой температуре соответствует значение угла разориентации  $\theta = 2,9^\circ$ . Понижение температуры до  $T_{\text{б}} = 1721 \text{ K}$  приводит к росту угла разориентации до предельного допустимого значения  $\theta_{\text{max}} = 3^\circ$ . При дальнейшем понижении угол разориентации становится больше  $3^\circ$ , что приводит к браку. Отклонения в большую сторону от заданного значения температуры в широком диапазоне (более 100 K) не выводят угол  $\theta$  из интервала допустимых значений. Если принять полуширину интервала допуска  $3\sigma_T$ , то в 99,7 % случаев отклонения температуры печи от заданного не превышают 5 K, а дисперсия температуры равна  $\sigma_T = 5 \text{ K} / 3 = 1,7 \text{ K}$ . Вероятность  $P_{\Delta T}$  того, что температура печи подогрева формы не отклонится от  $\bar{T}$  на столько, что это приведет к браку, можно оценить по следующей формуле [5]:

$$P_{\Delta T} = \frac{1}{\sigma_T \sqrt{2\pi}} \int_{T_{\text{б}}}^{+\infty} \exp\left\{-\frac{(t - \bar{T})^2}{2\sigma_T^2}\right\} dt, \quad (6)$$

в которой верхний предел интегрирования выбран  $+\infty$ , так как случайные отклонения в большую сторону (более 100 K) от  $\bar{T}$  не приводят к браку и на практике невозможны.

Расчет по соотношению (6) дает  $P_{\Delta T} = 95 \%$ , это значит, что в 5 % случаев отклонения температуры приведут к появлению брака.

Упомянутый интервал допуска толщины стенки формы в базовом процессе равен  $\delta_{\text{ф}} = (8,0 \pm 0,5) \text{ мм}$ , тогда при надежности  $\alpha = 0,997$  дисперсия составляет треть полуширины ( $\sigma_{\delta} = 0,167 \text{ мм}$ ). Угол разориентации выходит из интервала допустимых значений при толщине стенки менее  $\delta_{\text{б}}^{\text{min}} = 7,6 \text{ мм}$  либо более  $\delta_{\text{б}}^{\text{max}} = 8,5 \text{ мм}$ .

Вероятность  $P_{\Delta \delta}$  того, что толщина стенки формы не отклонится от среднего значения  $\bar{\delta}$  на недопустимое значение, рассчитывается аналогично:

$$P_{\Delta\delta} = \frac{1}{\sigma_{\delta} \sqrt{2\pi}} \int_{\delta_B^{\min}}^{\delta_B^{\max}} \exp \left\{ -\frac{(\delta - \bar{\delta})^2}{2\sigma_{\delta}^2} \right\} d\delta \approx 0,99. \quad (7)$$

Отклонения температуры ППФ и толщины стенки формы независимы, поэтому вероятность появления брака  $P_B$  вычисляется из соотношения

$$P_B = 1 - P_{\Delta T} \cdot P_{\Delta\delta}, \quad (8)$$

и составляет 6 %.

Для увеличения выхода годного необходимо уменьшать угол разориентации до значения, при котором случайные отклонения не приведут к возникновению брака. Были предложены два варианта технологии. Первый вариант отличается от базового режима охлаждения увеличением температуры ППФ от 1723 до 1733 К и увеличением скорости выдвигания формы в жидкометаллический охладитель с 3,5 до 5 мм/мин. Угол разориентации при этом режиме с учетом отклонений, вызванных неточностью параметров процесса, находится в пределах  $2,1 \pm 2,3^\circ$ , градиент температуры –  $57,8 \pm 65,2$  К/см.

Второй вариант отличается от базового режима изменением толщины стенки формы с 8 до 12 мм и увеличением температуры ППФ от 1723 до 1733 К. В этом варианте интервалы значений угла разориентации и градиента температуры составляют соответственно  $1,9 \pm 2,2^\circ$  и  $48,9 \pm 55,7$  К/см.

Предложенные варианты процесса кристаллизации монокристаллических лопаток позволяют устранить брак, вызванный отклонениями температуры ППФ и толщины стенки формы, и тем самым увеличить выход годной продукции на 6 %.

Таким образом, разработанная математическая модель оказывается полезной для ускоренного прогнозирования технологических режимов затвердевания монокристаллических лопаток, позволяющих увеличить выход годной продукции.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Каблов Е.Н. Литые лопатки газотурбинных двигателей (сплавы, технология, покрытия). – М.: МИСИС, 2001. – 632 с.
2. Цветные металлы и сплавы. Композиционные металлические материалы: Энциклопедия «Машиностроение». Т. 2, 3. – М.: Машиностроение, 2001. – 890 с.
3. Никулин И.Л. Анализ теплофизики формирования монокристаллической отливки методом вычислительного эксперимента // Молодежь Сибири – наука России: Сб. материалов Межрегиональной науч.-техн. конф. студентов, аспирантов и молодых ученых. – Красноярск, 2004. – С. 252–255.
4. Никулин И.Л. Математическое моделирование роста монокристалла в промышленных условиях / А.И. Цаплин, И.Л. Никулин, А.С. Коряковцев // Вестник Пермского гос. техн. ун-та. Прикладная математика и механика. – 2005. – № 1. – С. 3–8.
5. Бочкарев С.В. Диагностика и надежность автоматизированных систем: Учеб. пособие / С.В. Бочкарев, А.И. Цаплин. – Пермь: Пермский ЦНТИ, 2006. – 262 с.

УДК 669.18.064

С.В. Сорокин, Ю.А. Калягин, Г.Н. Шестаков  
ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

### УПРАВЛЕНИЕ ТЕПЛОВЫМИ ПРОЦЕССАМИ В КРИСТАЛЛИЗАТОРЕ МАШИНЫ НЕПРЕРЫВНОГО ЛИТЬЯ ЗАГОТОВОК

Управление режимами работы машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) в настоящее время является центральным вопросом для большинства отечественных организаций и зарубежных фирм, работающих в области непрерывной разливки, поскольку функционирование современных высокопроизводительных МНЛЗ невоз-

можно без автоматического регулирования основных технологических параметров. Алгоритмы обработки собираемой с датчиков информации различаются по сложности и числу одновременно контролируемых параметров.

Существующие системы автоматического управления работой кристаллизатора измеряют и

контролируют технологические и тепловые параметры разливки, стабилизируют отдельные параметры или комплексы, управляют ими на переходных режимах по заданному алгоритму, а также прогнозируют и предупреждают опасные режимы разливки. Комплексные системы автоматического регулирования на основе анализа ряда параметров, как тепловых, так и технологических, способны определить комплекс воздействий на процесс разливки с целью обеспечения рациональных режимов.

К числу основных параметров, которые могут быть непосредственно измерены или определены косвенными методами и характеризуют тепловые процессы разливки, относят: температуру расплава, величину теплового потока, отводимого охлаждающей водой, толщину оболочки металла, ее деформацию (выпучивание) под действием ферростатического давления, температуру слитка, усилие сопротивления вытягиванию заготовки из кристаллизатора и поддерживающих устройств, температуру рабочих стенок и плотности тепловых потоков в различных сечениях по высоте и периметру кристаллизатора.

Рост производительности МНЛЗ при заданных размерах заготовки обеспечивается в основном увеличением скорости разливки (скорости вытягивания слитка). При этом толщина оболочки слитка в кристаллизаторе и на выходе из него уменьшается, в результате снижается ее прочность и возрастает вероятность разрыва как внутри кристаллизатора, так и ниже его. Этому способствует и неравномерность толщины оболочки по периметру кристаллизатора с образованием вблизи углов сляба ослабленных участков.

Процессы теплообмена в кристаллизаторе решающим образом влияют на начальное формирование твердой оболочки непрерывного слитка, на возможность возникновения различных дефектов и на получающуюся внутреннюю структуру металла в зоне вторичного охлаждения.

Воздействовать на тепловые процессы в кристаллизаторе можно путем изменения интенсивности отвода теплоты перегрева металла, температуры поступающего расплава, уровня металла в кристаллизаторе, скорости вытягивания слитка, регулированием расходов воды в системах охлаждения и их совершенствованием, изменением или

регулированием термического сопротивления между слитком и рабочими стенками кристаллизатора.

На процесс формирования слитка большое влияние оказывает характер теплоотвода по высоте и периметру кристаллизатора. Для изучения влияния различных параметров разливки на температурное поле слитка и характер распределения тепловых потоков по высоте и периметру кристаллизатора в стенки кристаллизаторов второго ручья на глубине 10 и 20 мм от рабочей поверхности были установлены датчики температуры: в медные стенки – медь-константановые, в бронзовые (БрНКХКо) – бронза-константановые. При проведении экспериментов на медном кристаллизаторе общее количество датчиков составляло 48 в широких и 30 в торцевых стенках, а на кристаллизаторе с бронзовыми торцевыми стенками – 31 и 44 соответственно [1]. В медный кристаллизатор, оборудованный датчиками, было разлито около 180 тыс. т стали, при этом было произведено 7 перестрожек рабочих стенок. В конце общей кампании кристаллизатора датчики находились на расстоянии 2 мм от рабочей поверхности. Эксперименты на кристаллизаторе с бронзовыми торцевыми стенками проводили в течение одной кампании, при этом было разлито около 17 тыс. т стали [2].

Как показали исследования, максимальные изменения температуры происходят вследствие изменения скорости разливки, уровня металла в кристаллизаторе, расхода охлаждающей воды, периодичности подачи шлакообразующей смеси и других факторов, влияющих на условия теплообмена между стенками и слитком, при этом их амплитуда вблизи мениска металла достигала  $40\div 50$  °С на глубине 10 мм от рабочей поверхности.

Вместе с тем было замечено, что средняя температура в измеряемых точках при неизменных параметрах разливки за промежуток времени более 5 мин практически не изменяется и характеризует локальные условия теплообмена в кристаллизаторе при наблюдаемом режиме работы МНЛЗ. При изучении влияния параметров разливки на теплообмен рассматривались участки, в которых технологические и тепловые режимы МНЛЗ оставались постоянными, а колебания температуры стенок в измеряемых точках имели наименьшую

амплитуду. В этих точках вычислялась среднеинтегральная температура  $\bar{T}_4$  за время  $(\tau_2 - \tau_1)$  по

формуле:  $\bar{T}_4 = \frac{1}{\tau_2 - \tau_1} \int_{\tau_1}^{\tau_2} T_4(\tau) d\tau$ , где  $\tau_1$  и  $\tau_2$  –

начальное и конечное время исследуемого промежутка. Значения температуры стенок в сечениях на глубине 10 и 20 мм от рабочей поверхности находили с помощью интерполирующего полинома.

Наибольшее влияние на теплообмен в кристаллизаторе оказывает скорость вытягивания слитка. Так, при разливке стали марки 2СП в слитки сечением  $250 \times 1290 \text{ мм}^2$  изменение скорости разливки от 0,3 до 0,9 м/мин вызывает увеличение интегрального теплового потока в кристаллизаторе с 2,6 до 3,4 МВт, т.е. на 30 %. Обработка массива экспериментальных данных методами математической статистики [3, 4] позволила установить линейную зависимость теплового потока от скорости вытягивания слитка (рис. 1).

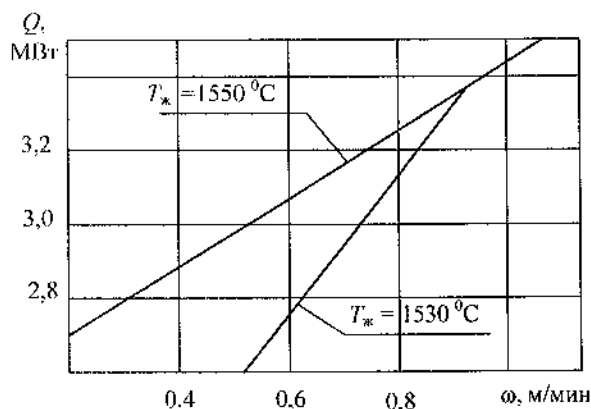


Рис. 1. Влияние скорости разливки на тепловой поток в кристаллизаторе

Как видно из рис. 1, теплообмен в кристаллизаторе зависит от температуры поступающего расплава, причем с увеличением скорости разливки эта зависимость уменьшается, и при скорости свыше 0,9 м/мин интегральный тепловой поток в кристаллизаторе не зависит от температуры расплава. Уравнение взаимосвязи интегрального теплового потока в кристаллизаторе  $Q$  (МВт), скорости вытягивания слитка  $\omega$  (м/мин) и температуры металла  $T_{ж}$  (°C) в этом случае имеет вид

$$Q = -83,9 + 98,3 \omega + 0,056 T_{ж} - 0,063 \omega \cdot T_{ж}.$$

Представив каждый входящий в уравнение параметр в относительных величинах по формуле

$$x_i^* = \frac{x_i - x_{i \min}}{x_{i \max} - x_{i \min}},$$

получим уравнение регрессии с учетом эффектов взаимодействия действующих факторов в относительных величинах:

$$Q^* = b_1 \cdot \omega^* + b_2 \cdot T_{ж}^* + b_{12} \cdot \omega^* \cdot T_{ж}^*. \quad (1)$$

Коэффициенты при соответствующих параметрах позволяют количественно оценить влияние каждого из них на суммарный теплосъем в кристаллизаторе, а коэффициент при произведении параметров позволяет оценить эффект их взаимодействия. В нашем случае  $b_1 = 1,012$ ;  $b_2 = 0,593$ ;  $b_{12} = -0,605$ . Тогда уравнение (1) примет вид:

$$Q^* = 1,012 \omega^* + 0,593 T_{ж}^* - 0,605 \omega^* \cdot T_{ж}^*. \quad (2)$$

Из анализа численных значений коэффициентов уравнения (2) следует, что скорость вытягивания слитка в исследуемом диапазоне влияет на интегральный поток в кристаллизаторе существенно больше, чем температура поступающего расплава. Коэффициент взаимодействия  $b_{12}$  сравним по величине с  $b_1$  и  $b_2$ , отсюда следует, что степень влияния каждого параметра на тепловой поток в кристаллизаторе существенно зависит от величины другого. Отрицательное значение коэффициента взаимодействия  $b_{12}$  указывает на уменьшение влияния каждого параметра на тепловой поток при возрастании другого.

Распределение плотности  $q(z)$  теплового потока по высоте кристаллизатора в середине широких граней при выбранной в качестве базовой скорости вытягивания слитка  $\omega_{\text{баз}} = 0,6 \text{ м/мин}$  можно описать полиномом:

$$q(z) = P(z) = 1,49 + 14,42 z - 75,9 z^2 +$$

$$+132 z^3 - 97,4 z^4 + 25,8 z^5;$$

$$h_{\text{ном}} \leq z \leq H_1, [q] = \text{МВт/м}^2,$$

где  $H_1$  – полная высота рабочей стенки кристаллизатора;  $h_{\text{ном}}$  – заданный уровень мениска металла.

С возрастанием скорости вытягивания слитка происходит смещение кривой распределения теплового потока по высоте кристаллизатора в направлении движения слитка, пропорциональное удалению от мениска металла и скорости вытягивания (рис. 2). Одновременно происходит увеличение абсолютных значений плотности теплового потока. Взаимосвязь распределения плотности  $q(z)$  теплового потока по высоте кристаллизатора со скоростью  $\omega$  вытягивания слитка и температурой  $T_{\text{ж}}$  поступающего расплава описывается выражением

$$q(z) = (-25,4 + 17\,900\omega + 0,017T_{\text{ж}} - 1,14\omega \cdot T_{\text{ж}}) \times P\left(\frac{z - \omega}{\omega_{\text{баз}}}\right),$$

где  $[q] = \text{МВт/м}^2$ ,  $[\omega] = \text{м/с}$ ,  $[T_{\text{ж}}] = \text{°C}$ .

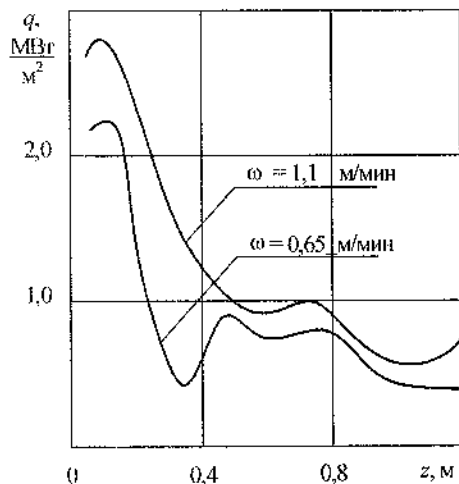


Рис. 2. Распределение теплосъема по высоте кристаллизатора в зависимости от скорости разлива

Проверка гипотезы адекватности найденной модели при доверительном уровне вероятности 0,05 производилась с помощью F-критерия Фишера.

Увеличение расхода шлакообразующей смеси на мениск металла в кристаллизаторе вызывает сначала увеличение теплового потока, который достигает максимума при определенном расходе, а затем снижается. Так, при разливке стали марки 2СП со скоростью 0,8 м/мин в слитки сечением  $250 \times 1290 \text{ мм}^2$  расход шлакообразующей смеси изменяли от 0,65 до 1,25 кг/т, при этом максимальный тепловой поток в кристаллизаторе был достигнут при расходе 0,95 кг/т и составил 3,47 МВт, на краях диапазона тепловой поток не превышал 3,3 МВт (рис. 3).

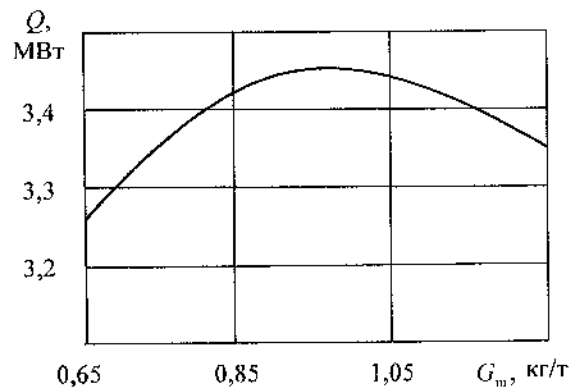


Рис. 3. Зависимость теплового потока в кристаллизаторе от расхода шлакообразующей смеси

Уравнение взаимосвязи интегрального теплового потока в кристаллизаторе и расхода  $G_{\text{ш}}$  шлакообразующей смеси на мениск металла имеет вид

$$Q = 1,83 + 3,32 G_{\text{ш}} - 1,70 G_{\text{ш}}^2,$$

где  $[Q] = \text{МВт}$ ,  $[G_{\text{ш}}] = \text{кг/т}$ .

Распределение плотности теплового потока по высоте кристаллизатора при расходах шлакообразующей смеси, соответствующих максимальному и минимальному теплосъемам, показано на рис. 4. Анализ показывает, что вариация расхода смеси не меняет формы кривой распределения тепловых

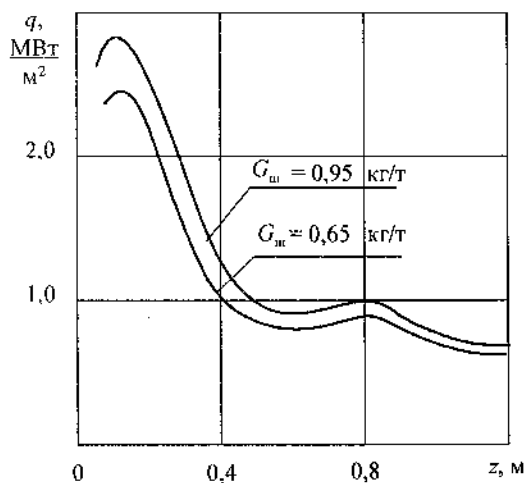


Рис. 4. Распределение теплосъема по высоте кристаллизатора в зависимости от расхода шлакообразующей смеси

потоков по высоте кристаллизатора, вызывая их эквидистантное смещение по величине.

Влияние расхода шлакообразующей смеси на плотность теплового потока по высоте кристаллизатора описывается выражением

$$q(z) = (0,55 + 1,01 G_{ш} - 0,52 G_{ш}^2) P(z),$$

где  $[q] = \text{МВт/м}^2$ .

Наблюдаемый характер влияния расхода шлакообразующей смеси на теплосъем в кристаллизаторе объясняется следующим. Вначале увеличение расхода способствует заполнению расплавленной смесью неплотностей в зоне контакта оболочки слитка с рабочими стенками кристаллизатора и тем самым уменьшению термического сопротивления этой зоны. Дальнейшее увеличение расхода смеси приводит к увеличению толщины шлаковой прослойки и понижению ее температуры со стороны рабочих стенок. Это приводит к снижению ее жидкотекучести, увеличению термического сопротивления на участке «поверхность слитка – рабочая стенка кристаллизатора» и, соответственно, к уменьшению теплосъема.

Исследования показали, что вариация расхода шлакообразующей смеси на мениск металла в пределах, обусловленных технологией разливки, вызывает изменение интегрального теплового потока в кристаллизаторе до 6 %, что составляет

20 % от максимального изменения потока при вариации параметров разливки. Таким образом, указанная зависимость может быть использована в целях управления тепловыми процессами разливки [5].

Уменьшение расхода  $G_{ш}$  охлаждающей воды на кристаллизатор с 380 до 240 м<sup>3</sup>/ч вызывает возрастание нагрева ее с 7,2 до 12,7 °С, суммарный тепловой поток при этом уменьшается с 3,52 до 3,48 МВт, т.е. на 1,14 %, температура рабочей поверхности стенок в зоне максимального теплосъема возрастает с 218 до 255 °С (рис. 5), а среднее значение усилия вытягивания слитка из кристаллизатора уменьшилось с 5,5 до 4,8 т при постоянном расходе смеси.

Следовательно, изменение расхода воды на

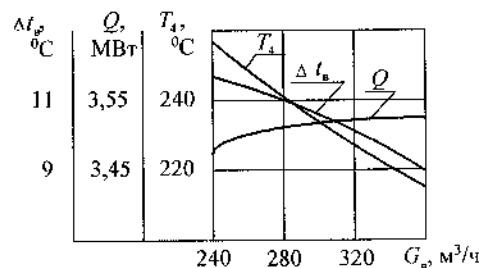


Рис. 5. Влияние расхода охлаждающей воды на теплообмен в кристаллизаторе

кристаллизатор в пределах технологических норм практически не оказывает влияния на теплосъем в кристаллизаторе. Однако при этом в значительных пределах изменяется температура рабочей поверхности стенок кристаллизатора и усилия вытягивания слитка.

Повышение температуры стенок является результатом уменьшения расхода воды и в связи с этим снижения коэффициента теплоотдачи в каналах охлаждения при сохранившемся уровне теплосъема в кристаллизаторе. Изменение усилия вытягивания объясняется изменением температуры поверхностей рабочих стенок и оболочки слитка. Исследования показали, что при вариации расхода воды в указанных пределах температура рабочих стенок в среднем по поверхности кристаллизатора поднялась на 20–30 °С, а поверхности слитка – на 10–15 °С. Это приводит к изменению температуры шлакообразующей смеси в зоне контакта слитка с кристаллизатором и ее вязкости.

Для применяемых в конвертерном производстве шлакообразующих смесей изменение температуры шлакового расплава от 1200 до 1250 °С приводит к уменьшению вязкости в 2÷4 раза [6]. При существующем температурном перепаде между оболочкой слитка и рабочей поверхностью кристаллизатора в 900÷1250 °С, имеющем место по высоте кристаллизатора в зависимости от условий разливки, часть шлаковой прослойки со стороны стенок находится в твердой фазе. Изменение расхода охлаждающей воды приводит, таким образом, к изменению соотношения между жидкой и твердой фазами шлакообразующей смеси. Это изменяет механизм трения в зоне контакта слитка с кристаллизатором, а именно, соотношение между силой жидкого (гидродинамического) трения – усилием сдвига в слое расплавленной смеси и сухого трения между стенками и затвердевшей смесью или оболочкой слитка. Поэтому при уменьшении расхода воды усилие вытягивания снижается, а при увеличении – растет. Полученную закономерность можно использовать для стабилизации условий формирования оболочки в кристаллизаторе, которая характеризуется постоянством значения усилия вытягивания слитка, а увеличение этого значения показывает на возрастание трения между стенками и заготовкой, что ведет к возникновению значительных напряжений в оболочке слитка. В результате увеличивается вероятность разрывов оболочки в кристаллизаторе, приводящих к прорывам металла или к возникновению трещин на поверхности слитка. Изменяя расход воды, можно стабилизировать значение усилия вытягивания около заданного по технологическим требованиям, причем при возрастании усилия расход воды необходимо уменьшать, а при снижении – увеличивать [7].

Уравнение взаимосвязи интегрального теплового потока от слитка к рабочим стенкам кристаллизатора и расхода охлаждающей воды имеет вид

$$Q = 3,17 + 6,84 G_b - 32,4 G_b^2;$$

где  $[Q] = \text{МВт}$ ,  $[G_b] = \text{м}^3/\text{с}$ .

Характер распределения теплосъема по высоте кристаллизатора в исследуемом интервале расходов охлаждающей воды на кристаллизатор практически не изменяется (рис. 6).

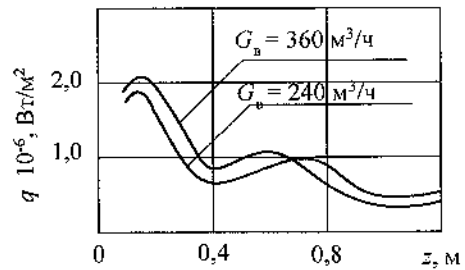


Рис. 6. Распределение теплосъема по высоте кристаллизатора в зависимости от расхода охлаждающей воды

Кривая распределения плотности теплового потока по высоте кристаллизатора описывается уравнением

$$q(z) = (0,96 + 2,07 G_b - 9,82 G_b^2) P(z).$$

В процессе разливки возможны колебания уровня  $h$  металла в кристаллизаторе, вызванные различными причинами как объективного, так и субъективного характера. Как показали исследования, изменение уровня металла на 0,12 м приводит к изменению суммарного теплового потока в кристаллизаторе в среднем на 4 %, что составляет 13 % амплитуды колебания потока при различных режимах разливки. При подъеме уровня металла теплосъем возрастает, а при понижении – уменьшается (рис. 7). Это явление вызвано изменением площади контакта слитка с рабочими стенками за счет колебания рабочей высоты кристаллизатора.

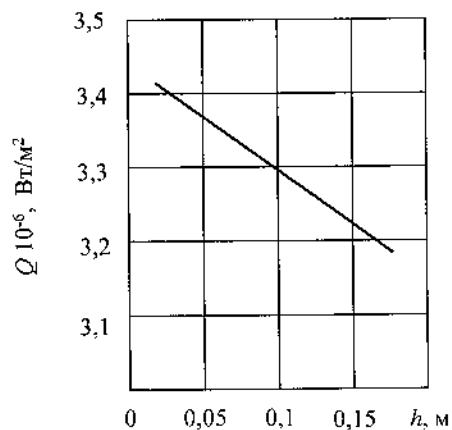


Рис. 7. Зависимость изменения теплового потока в кристаллизаторе от уровня металла

Обработка экспериментальных замеров позволила установить линейную зависимость между суммарным теплосъемом в кристаллизаторе и уровнем мениска металла:

$$Q = 3,44 - 1,46 h;$$

где  $[Q] = \text{МВт}$ ,  $[h] = \text{м}$ .

Изменение уровня металла приводит к эквидистантному смещению температурных полей и тепловых потоков в рабочей стенке по высоте кристаллизатора (рис. 8), что может быть использовано

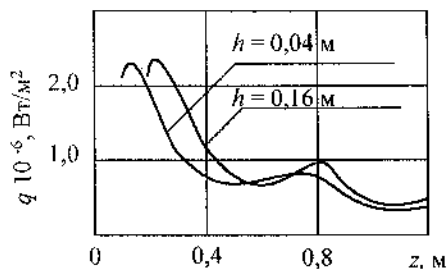


Рис. 8. Распределение теплосъема по высоте кристаллизатора в зависимости от уровня металла

но в целях управления теплообменом на различных горизонтах кристаллизатора. Уравнение взаимосвязи распределения плотности тепловых потоков по высоте кристаллизатора и уровня мениска металла имеет вид

$$q(z) = P \cdot (z + \Delta h), \quad \Delta h = h - h_{\text{ном}}$$

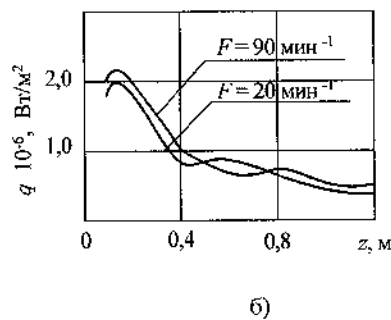
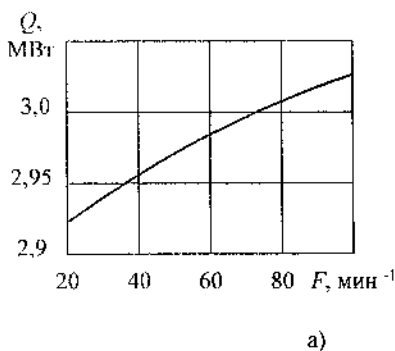


Рис. 9. Влияние частоты качания на тепловой поток (а) и распределение теплосъема по высоте кристаллизатора (б)

Режим качания кристаллизатора также оказывает влияние на интенсивность теплообмена в кристаллизаторе. Изменение частоты  $F$  от 20 до 100  $\text{мин}^{-1}$  вызывает увеличение теплового потока в среднем на 3 %, что составляет 10 % амплитуды его изменения (рис. 9, а) Увеличение частоты качания кристаллизатора приводит к уменьшению неравномерности распределения плотности потока по высоте кристаллизатора. Так, при частоте качания 90  $\text{мин}^{-1}$  практически отсутствует второй максимум теплоотвода на уровне 0,6 м от мениска металла (рис. 9, б), снижение плотности теплового потока по высоте кристаллизатора происходит более плавно, одновременно увеличивается значение максимального теплоотвода под мениском металла.

Распределение плотности теплового потока по высоте кристаллизатора в зависимости от частоты  $F$  качания описывается выражением

$$q(z) = (0,88 + 0,08 F) P(z);$$

где  $[F] = \text{с}^{-1}$ ,  $[q] = \text{МВт/м}^2$ .

Повышение теплосъема при увеличении частоты качания кристаллизатора объясняется уменьшением складок на поверхности слитка, в результате чего возрастает плотность контакта слитка с рабочими стенками кристаллизатора.

Проведенные исследования позволяют оценить влияние технологических параметров разливки на величину и характер теплообмена в кристаллизаторе. На их основе разработан ряд технических решений по управлению теплосъемом в кристаллизаторе.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сорокин С.В., Калягин Ю.А. Исследование тепловых процессов в кристаллизаторе в натуральных условиях // Вузовская наука – региону: Материалы I Общерос. науч.-техн. конф. – Вологда: ВГТУ, 2003. – С. 35–38.
2. Калягин Ю.А., Сорокин С.В. Исследование теплообменных характеристик в кристаллизаторе с медными и бронзовыми рабочими стенками // Вузовская наука – региону: Материалы I Общерос. науч.-техн. конф. – Вологда: ВГТУ, 2003. – С. 31–33.

3. Калона В.К., Лобко С.И., Чикова Т.С. Математическая обработка результатов эксперимента. – Минск: Вышш. шк., 1982. – 103 с.

4. Спиридонов А.А. Планирование эксперимента при исследовании технологических процессов. – М.: Машиностроение, 1981. – 184 с.

5. А. с. 1328063 СССР, МКИ В 22 Д 11/16. Способ управления процессом непрерывной разливки и устройство для его осуществления / Шичков А.Н., Сорокин С.В., Калягин Ю.А. и др. — № 3977931/31–02; Заявл. 19.11.85; Оpubл. 1987, Бюл. № 29. – С. 53.

6. Разработка и промышленное опробование шлакообразующих смесей с улучшенными технологическими свойствами для непрерывной разливки: Отчет о НИР / УралНИИЧМ; Рук. Г.Ф. Коновалов. – № ГР01830022837. – Свердловск, 1984. – 50 с.

7. А. с. 1320011 СССР, МКИ В 22 Д 11/16. Способ управления процессом непрерывной разливки металла и устройство для его осуществления / Шичков А.Н., Калягин Ю.А., Сорокин С.В. и др. – № 3978025/31–02; Заявл. 19.11.85; Оpubл. 1987, Бюл. № 24. – С. 50.

УДК 621.131.523.4

Д.А. Бачин, В.С. Грызлов

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

## ТЕПЛОЗАЩИТНАЯ НАДЕЖНОСТЬ СТЕНОВЫХ ПАНЕЛЕЙ РАЗЛИЧНЫХ ТИПОВ

По конструктивному решению наружных стеновых панелей можно выделить три основных типа ограждающих конструкций по числу основных слоев: однослойные, двухслойные и трехслойные.

Возможность применения того или иного типа конструкций ограничивается наибольшим количеством градусо-суток, при которых эта конструкция обеспечивает необходимый уровень теплозащиты.

Повсеместное производство однослойных стеновых панелей в нашей стране в последние десятилетия было обусловлено простотой и технологичностью их конструктивного решения, низкой трудоемкостью производства, малым расходом металла. Распространению этой конструкции в определенной степени способствовал ограниченный объем производства высокоэффективных теплоизоляционных материалов.

Развитие рыночных отношений в экономике страны вызвало резкий рост цен на энергоносители. В связи с этим встала задача экономии энергоресурсов, в том числе и снижения энергозатрат при эксплуатации зданий. Планируемая экономия тепла от этих мероприятий должна составить 20–35 %.

Однако в новых условиях производство однослойных панелей в прежнем виде не представляется возможным. В современной строительной практике утепление объектов сводится в основном

(кроме замены фасадных окон с одинарными стеклами на новые окна с хорошим уплотнением и двойными или тройными стеклопакетами) к утеплению фасадных стен объекта. Вследствие этого все более широкое применение находят фасадные конструкции – двухслойные или трехслойные композиции, составленные из несущих частей (бетонные стены, кирпичные стены) и теплоизоляционных слоев из материалов, имеющих коэффициент теплопроводности менее 0,10 Вт/(м·К) (минеральная вата, плиты из пенопласта и подобные изоляционные материалы), оштукатуренных или дополнительно облицованных стеной из фасадного кирпича или кирпичной обкладкой [1].

Доказано, что применение многослойных конструкций с искусственными утеплителями позволяет добиться строителям высокого сопротивления стен теплопередаче, но создает при этом ряд серьезных проблем. Это и известная «склонность» многих эффективных утеплителей к чрезмерному увлажнению, приводящая к снижению сопротивления теплопередаче, уменьшению срока долговечности, ухудшению экологической обстановки в здании и в итоге – к разрушению конструкций. Это и эффект малой теплоустойчивости, чреватой ухудшением комфортности жилища летом в условиях континентального климата России и опасными ситуациями в случае аварий систем теплоснабжения зимой (особенно этот недостаток про-

является при расположении утеплителя у внутренней поверхности стен). Результаты проведенных исследований [2] указывают на невысокую долговечность эффективных утеплителей, которые, послужив несколько лет, ухудшают свои первоначальные свойства, и жильцы остаются один на один с проблемами промерзания стен. Вместе с тем конструкция данных панелей предполагает их высокую теплотехническую неоднородность, составляющую 0,5–0,7. Это обусловлено значительными теплопотерями в зоне стыков, связей, шпенок и ребер жесткости. Трехслойные железобетонные панели с гибкими связями имеют наилучшие показатели теплотехнической однородности, но для производства этих панелей требуются дорогостоящие связи из нержавеющей стали или устройство на связях специальных защитных покрытий.

Также одним из препятствий для применения утеплителей, например пенополистирола в наружной теплоизоляции, является их горючесть (это же относится и к изделиям, выполненным на основе минеральных волокон, если для их изготовления в качестве связующего применяют фенолоспирты, составы на основе битума и других органических материалов). Возгорание пенополистирола при низких температурах приводит к быстрому необратимому разрушению многослойных конструкций с полимерной теплоизоляцией. И, как следствие этого, возникает необходимость в дальнейшей полной замене конструкций, связанной с большим объемом дорогостоящих восстановительных работ [3, 4]. Даже марки самозатухающих материалов не обеспечивают требуемой пожаробезопасности без принятия специальных защитных мер (применение негорюемых облицовочных покрытий или устройство разрывов по полю утеплителя из негорюемых теплоизоляционных материалов). Согласно противопожарным требованиям, разрешается применение плитного пенополистирола снаружи для зданий не выше трех этажей.

Кроме того, в процессе эксплуатации неизбежно происходит старение и деструкция полимера с выделением вредных для здоровья человека компонентов, а оценить состояние находящейся внутри изделия теплоизоляции невозможно. В теплоизоляции (особенно минераловатной), уложенной в средний слой панели, происходят систематичес-

кое конденсационное увлажнение и диффузия водяных паров, а вопросы вентилирования панелей не решены. Это приводит к постепенному расширению структуры утеплителя, к разложению в щелочной среде волокон плиты в поверхностном слое и, в конечном счете, к полному разрушению утеплителя. К этому надо добавить действие на утеплитель таких атмосферных климатических факторов, как замораживание и оттаивание, температурные колебания, проникающая солнечная радиация, увлажнение и высушивание, карбонизация, приводящих к изменению эксплуатационных свойств утеплителя.

При этом нередко не учитывается в достаточной мере то обстоятельство, что при выполнении многослойных фасадных конструкций получается композитное сечение гетерогенных материалов, имеющих разные физико-механические свойства, такие как: прочности на сжатие и натяжение; адгезионные свойства; расширения и усадки; поведение при сосушем, высыхающем и абразивном воздействии ветра; влияние ультрафиолетовых лучей; большие температурные разницы стыковых стен при одной внешней температуре воздуха; в зависимости от их инсоляции и цвета отделочного фасадного покрытия, разные характеристики износа в ходе эксплуатации каждого из композитов в отдельности, вплоть до разных коэффициентов воздухопроницаемости и паропроницаемости.

В частности, следует подчеркнуть, что воздухопроницаемость и паропроницаемость являются не только физико-механическими условиями качества и долговечности фасадных конструкций, но и весьма значимыми факторами экономии энергии и создания условий для комфортного проживания и пребывания в таких помещениях. Так как, если в объектах не предусмотрена система принудительной вентиляции, во всех закрытых помещениях фасадные конструкции должны иметь хорошую воздухопроницаемость и паропроницаемость, в противном случае ухудшается микроклимат, увеличивается влажность воздуха и конструкций, что ведет к росту числа людей с заболеваниями органов дыхания и кровообращения, к подавлению иммунной системы человека, возникновению аллергических реакций, а сэкономленное тепло уходит через форточки при проветривании помещений.

По сравнению с однослойными панелями, производство панелей этого типа осуществляется при более высоких затратах труда и расходах арматурной стали, продолжая оставаться многооперационным, что обуславливает повышенные стоимостные и трудовые затраты, приводит к увеличению расхода металла на 25–30 % и повышению марки бетона наружных слоев панели.

При организации производства трехслойных стеновых панелей следует учитывать, что переход на изготовление таких панелей связан с серьезной перестройкой технологического процесса, а также с необходимостью обеспечения производства высокоэффективными и дорогостоящими теплоизоляционными материалами (в основном импортными) и соответствующими марками арматурной стали. Следует отметить также, что варианты выполнения многослойных фасадных стен на самой стройплощадке предполагают гораздо больший объем работ, привлечение большего количества специалистов для выполнения каждой позиции в отдельности, дополнительные затраты на соединительные средства (анкеры, дюбеля, подконструкции), на различные основания и технологические средства (арматурные сетки для ношения цементного раствора, сетки из стеклянных или пластмассовых волокон для приемки и ношения клея и т.п.).

Не решены вопросы эксплуатации и ремонтно-пригодности трехслойных панелей (например, замена теплоизоляционного слоя).

Похожие проблемы возникают при строительстве двухслойных наружных стен зданий из блоков, кирпича и камней.

Все это, с точки зрения сложности и быстроты выполнения работ, общей стоимости применяемых материалов и, в конце концов, общей стоимости таких фасадных конструкций, является причиной того, что доля затрат на изготовление фасадных конструкций и утепленных кровельных конструкций, как «пятого фасада», в общей стоимости достигает уровня, в зависимости от климатической зоны, от 15 до 25 % общей стоимости строительных работ.

Введение в повседневную строительную практику различных систем утепления объектов, вызванное острым подорожанием на мировом рынке энергоносителей, и необходимость значительного

уменьшения тепловых потерь в течение эксплуатационного срока строительных объектов являются, как правило, более или менее эффективными способами сокращения тепловых потерь через ограждающие конструкции. Причем нередко не принимается во внимание тот факт, что общие потери тепла строительного объекта являются результатом одиночных потерь (через каждый элемент в отдельности), которые в процентах от общих тепловых потерь неутепленного объекта в различных климатических условиях составляют: 7÷18 % – через полы; 15÷40 % – через наружные стены; 6÷22 % – через плиты чердачных перекрытий и кровельных покрытий; 17÷25 % – через окна и двери; 32÷58 % – через вентиляционную систему [5, 6].

По данным [7, 8], за счет утепления стен можно достигнуть снижения теплопотерь зданий не более чем на 8–10 %. Зависимость количества и стоимости сберегаемой тепловой энергии от увеличения уровня теплозащиты наружных стен зданий является нелинейной. При этом дополнительные расходы на каждый сантиметр толщины дополнительного слоя утеплителя остаются постоянными, но уменьшается значение коэффициента тепло-технической однородности, что приводит в целом к снижению эффективности от утепления ограждающих конструкций.

По данным социологического опроса, проведенного в г. Череповце на тему «Считаете ли вы свое жилье теплым и комфортным?», 84 % опрошенных высказали неудовлетворенность тепловыми условиями своих квартир. По их мнению, наиболее частыми причинами, вызывающими дискомфорт, является недостаточно эффективная система отопления и вентиляции и недостаточно плотные стыки окон со стенами и стыки панелей стен; 11 % респондентов отметили, что у них наблюдаются явления промерзания стен и образования конденсата на стенах (эти опрошенные проживают в домах из сборного железобетона), и только 5 % респондентов ответили, что их устраивают тепловые условия. Все опрашиваемые постоянно проживают в жилых домах, построенных в 1995 г. и позже, выполненных из сборного железобетона и кирпича. Эти данные показывают, что многослойные наружные ограждающие конструкции не обеспечивают требуемого уровня теплоза-

щиты зданий. Для эффективной борьбы с теплопотерями необходимо не только повышение сопротивления теплопередаче ограждающих конструкций, но и применение современных светопрозрачных конструкций, способствующих снижению воздухопроницаемости и увеличению термосопротивления в 1,8–2 раза, конструкций окон, а также использование других энергосберегающих мероприятий (регулирование и контроль отпуска теплоты, экономное расходование горячей воды, утепление труб в техническом подвале, утепление тамбуров и входных дверей и др.) при обязательном экономическом обосновании их целесообразности в соизмерении со стоимостью сберегаемой тепловой энергии. Недопустимо превращать утепление зданий в самоцель без технико-экономических обоснований эффективности предлагаемых энергосберегающих технических решений [9].

В 2003 г. Госстрой Российской Федерации ввел в действие новый СНиП 23–02–2003 «Тепловая защита зданий» взамен СНиП П–3–79\* «Строительная теплотехника». Новые строительные нормы предусматривают введение новых показателей энергетической эффективности зданий – удельного расхода тепловой энергии на отопление зданий, устанавливают их классификацию и правила оценки по показателям энергетической эффективности как при проектировании и строительстве, так и в дальнейшем при эксплуатации. Нормами этого СНиПа установлен показатель удельного расхода тепловой энергии на отопление здания, позволяющий варьировать величинами теплозащитных свойств различных видов ограждающих конструкций зданий с учетом объемно-планировочных решений здания и выбора систем поддержания микроклимата для достижения нормируемого значения этого показателя.

Поэтому, согласно СНиП 23–02–2003, если в результате расчета удельный расход тепловой энергии на отопление здания оказывается меньше нормируемого значения, то разрешается уменьше-

ние сопротивления теплопередаче  $R_{reg}$  отдельных элементов ограждающих конструкций по сравнению с нормируемым сопротивлением. Например, приведенное сопротивление теплопередаче для наружных стен жилых зданий г. Череповца должно быть не менее  $R_{reg} \geq 3,185 \text{ м}^2 \cdot \text{К} / \text{Вт}$ . Значение  $R_{reg}$  для наружных стен (например, для зданий выполненных из бетона) можно получить, применяя трехслойные железобетонные панели либо однослойные стены, выполненные из легких бетонов плотностью  $\gamma \leq 600 \text{ кг} / \text{м}^3$ . Если удельный расход тепловой энергии оказался меньше нормируемого, то допускается уменьшение сопротивления теплопередаче  $R_{reg}$ . Тогда для условий г. Череповца минимальное сопротивление теплопередаче наружной стены составит

$$R_{\min} = R_{reg} \cdot 0,63 = 3,185 \cdot 0,63 = 2,01 \text{ м}^2 \cdot \text{К} / \text{Вт}.$$

Для стен (например, для зданий, выполненных из бетона) значение  $R_{\min}$  также можно получить, применяя трехслойные железобетонные панели либо однослойные панели, выполненные из легких бетонов, но уже имеющие плотность  $\gamma \leq 1200 \text{ кг} / \text{м}^3$ .

Сопротивление теплопередаче однослойной ограждающей конструкции  $R_0 = \frac{1}{\alpha_{в}} + \frac{\delta}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_{н}}$  зависит от теплопроводности материала конструкции. Зная толщину  $\delta$  (м) и сопротивление теплопередаче  $R_0$  ( $\text{м}^2 \cdot \text{К} / \text{Вт}$ ), можно определить требуемую теплопроводность  $\lambda_{тр}$  ( $\text{Вт} / (\text{м} \cdot \text{К})$ ). По полученным значениям  $\lambda_{тр}$  можно легко определить сам материал конструкции стены. Зависимость  $\lambda_{тр}$  от  $\delta$  (м) при  $R_0 = R_{\min} = 2,01 \text{ м}^2 \cdot \text{К} / \text{Вт}$  показана в таблице.

Зависимость требуемой теплопроводности  $\lambda_{тр}$ ,  $\text{Вт} / (\text{м} \cdot \text{К})$ , от толщины  $\delta$ , м, при  $R_0 = R_{\min} = 2,01 \text{ м}^2 \cdot \text{К} / \text{Вт}$

Требуемая теплопроводность	Толщина конструкции $\delta$ , м									
	0,35	0,4	0,45	0,5	0,55	0,6	0,65	0,7	0,75	0,8
$\lambda_{тр}$ , $\text{Вт} / (\text{м} \cdot \text{К})$	0,189	0,216	0,243	0,27	0,297	0,324	0,351	0,378	0,405	0,432

Из таблицы следует, что при заданном сопротивлении теплопередаче,  $R_0 = R_{\min} = 2,01 \text{ м}^2 \cdot \text{К} / \text{Вт}$  для строительства можно применять однослойные ограждающие стеновые конструкции из легкого бетона плотностью до  $600 \text{ кг/м}^3$  – при толщине от 0,35 до 0,5, плотностью до  $1200 \text{ кг/м}^3$  – при толщине от 0,5 до 0,8 м.

На рис. 1 представлены различные конструкции стен, сопротивление теплопередаче (для г. Че-

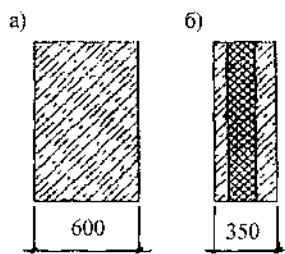


Рис. 1. Варианты конструкций стен: а – конструкция однослойной стены из керамзитобетона ( $\delta = 600 \text{ мм}$ ,  $\gamma = 800 \text{ кг/м}^3$ ,  $R_0 = 2,09 \text{ м}^2 \cdot \text{К} / \text{Вт}$ ); б – конструкция трехслойной железобетонной стены ( $\delta = 350 \text{ мм}$ ,  $R_0 = 2,27 \text{ м}^2 \cdot \text{К} / \text{Вт}$ : наружный и внутренний слой – тяжелый бетон, соответственно  $\delta = 80$  и  $120 \text{ мм}$ ,  $\gamma = 2500 \text{ кг/м}^3$ ; средний слой – утеплитель,  $\delta = 150 \text{ мм}$ ,  $\gamma = 80 \text{ кг/м}^3$ )

реповца) которых соответствует условию:  $R_0 \geq R_{\min} = 2,01 \text{ м}^2 \cdot \text{К} / \text{Вт}$ .

Теплозащитные свойства однослойных стен, выполненных из кирпича и легких бетонов, в отличие от стен, возведенных с применением недолговечных утеплителей, не только будут оставаться на постоянном уровне (100–150 лет), но и будут улучшаться. Теплопроводность однослойных стеновых конструкций будет уменьшаться, так как влажность с течением времени будет уменьшаться, а также наличие структурных изменений в бетоне, возникающих во время эксплуатации, способствует появлению определенных эффектов, тормозящих распространение тепловых волн. Это подтверждено опытом эксплуатации зданий с однослойными стенами [1]. Сопротивление теплопе-

редаче  $R_0$  однослойных стен будет увеличиваться во времени, в отличие от сопротивления теплопередаче многослойных стен, которое будет уменьшаться и в определенный момент времени  $\tau_1$  станет меньше сопротивления теплопередаче однослойной стены, а в момент времени  $\tau_2$  станет равным минимальному сопротивлению теплопередаче  $R_0 = R_{\min} = 2,01 \text{ м}^2 \cdot \text{К} / \text{Вт}$  (рис. 2). При проектировании зданий по удельному расходу тепловой энергии материалоемкость и трудоемкость изготовления многослойных конструкций (в отличие от однослойных) существенно не изменяется.

Так как сопротивление теплопередаче многослойных конструкций с течением времени уменьшается вследствие постоянно происходящих в них деструктивных процессов, то, следовательно, расход тепловой энергии на отопление зданий с многослойными эффективными конструкциями стен с течением времени будет возрастать. И вместо экономии энергоресурсов на отопление зданий появятся дополнительные затраты на отопление.

Таким образом, повсеместное применение в жилищном строительстве эффективных многослойных конструкций стен не решает задачу экономии энергоресурсов, а в некоторых случаях, наоборот, приводит к дополнительным расходам тепла.

В соответствии с условиями экономии тепловой энергии на отопление зданий за большой период времени, особенно капитальных со сроком службы 100 и более лет, необходимо отдавать предпочтение долговечным керамическим и легким эффективным бетонам с приведенными и предсказуемыми свойствами (газобетон, пенобетон, перлитобетон, керамзитобетон, шлакопемзобетон и др.).

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Комохов П.Г., Грызлов В.С. Структурная механика и теплофизика легкого бетона. – Вологда: Изд-во Вологодского науч. центра, 1992. – 321 с.
2. Ясин В.Д., Ясин В.К., Ли А.В. Пенополистирол. Ресурс и старение материала. Долговечность конструкций // Строительные материалы. – 2002. – № 5. – С. 33–35.
3. Смирнов Н.Е., Дудеров Н.Г. и др. Исследование характеристик пожарной опасности пенополистирола: Отчет Российского научно-испытательного центра пожарной безопасности ВНИИПО МВД РФ об испытаниях на пожарную безопасность. – М., 2004.

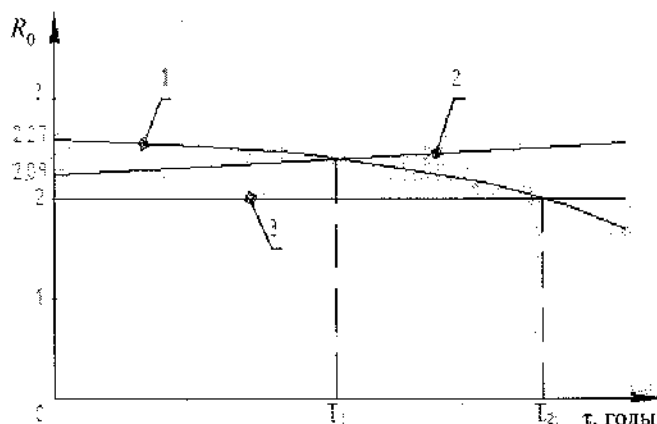


Рис. 2. Изменение сопротивления теплопередаче  $R_0$  ( $\text{м}^2 \cdot \text{К} / \text{Вт}$ ) во времени  $t$  (годы) различных типов ограждающих конструкций: 1 – изменение  $R_0$  трехслойной стены ( $\delta = 350$  мм); 2 – изменение  $R_0$  однослойной стены из керамзитобетона ( $\delta = 600$  мм,  $\gamma = 800 \text{ кг/м}^3$ ); 3 – минимальное сопротивление теплопередаче наружных стен (для г. Череновца)

4. Баталин Б.С., Полежаев И.А. Исследование свойств пенополистирола как утеплителя в панелях сборных жилых домов // Изв. вузов. Строительство. – 2003. – № 4. – С. 19–23.

5. Шилов Н.Н. Об экономии энергоресурсов и о материалах для утепления зданий // Жилищное строительство. – 2004. – № 2. – С. 16–18.

6. Иванов Г.С. Концепция энергосбережения при реконструкции и капитальном ремонте зданий на примере жилого дома по ул. Хабаровской в г. Москве // Окна и двери. – 2001. – № 11–12 (56–57). – С. 50–54.

7. Иванов Г.С., Дмитриев А.Н., Спиридонов А.В., Хромец Ю.Д. Радикальное решение проблемы энергосбережения в градостроительстве на основе применения новых конструкций окон // Строительные материалы. – 1999. – № 10. – С. 9–12.

8. Иванов Г.С., Подолья Л.А. Энергосбережение в зданиях // Энергия. – 1999. – № 12. – С. 25–32.

9. Иванов Г.С., Спиридонов А.В., Хромец Д.Ю., Морозов А.М. Концепция энергосбережения при реставрации и капитальном ремонте на примере жилого дома // Новости теплоснабжения. – 2002. – № 5. – С. 41–44.

УДК 536.21

Е.В. Голицына

ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

### ТРЕХМЕРНАЯ КВАЗИСТАЦИОНАРНАЯ ЗАДАЧА ТЕПЛОПРОВОДНОСТИ ДЛЯ СПЛОШНОГО ЦИЛИНДРА

**Постановка задачи.** В [1, 2] рассмотрены задачи теплопроводности для поперечных сечений сплошного и полого вращающихся цилиндров с учетом зависимости коэффициентов теплопроводности, теплоемкости и плотности от температуры. В работе [3] получено асимптотическое разложение решения трехмерной задачи теплопроводности для сплошного цилиндра с постоянными теплофизическими характеристиками. В данной работе учтена зависимость этих характеристик от температуры.

Тепловое состояние сплошного цилиндра, вращающегося вокруг своей оси с постоянной угловой скоростью  $\omega$ , описывается в неподвижной

системе координат  $(\rho, \varphi, \bar{z})$  задачей:

$$\omega C_V(t) \frac{\partial t}{\partial \varphi} = \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial \rho} \left( k(t) \rho \frac{\partial t}{\partial \rho} \right) + \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial \varphi} \left( k(t) \frac{1}{\rho} \frac{\partial t}{\partial \varphi} \right) + \frac{\partial}{\partial \bar{z}} \left( k(t) \frac{\partial t}{\partial \bar{z}} \right); \quad (1)$$

$$0 < \rho < R, \quad -\pi \leq \varphi < \pi, \quad 0 < \bar{z} < L,$$

$$-k \frac{\partial t}{\partial \rho} = g(\varphi, \bar{z}, t), \quad \rho = R, \quad -\pi \leq \varphi < \pi, \quad 0 < \bar{z} < L; \quad (2)$$

$$(-1)^{m+1} k \frac{\partial t}{\partial \bar{z}} = g_m(\rho, \varphi, t), \quad \bar{z} = \bar{z}_m, \quad m=1, 2, \quad (3)$$

где  $t = t(\rho, \varphi, \bar{z})$  — температура;  $\bar{z}_m = (m-1)L$ ;  $k(t)$  и  $C_V(t)$  — коэффициент теплопроводности и теплоемкость единицы объема цилиндра;  $L, R$  — длина и радиус цилиндра;

$$g(\varphi, \bar{z}, t) = \alpha_c(\varphi, \bar{z}, t)(t - T_c(\varphi, \bar{z})) + \sigma_r(\varphi, \bar{z}, t)(t^4 - T_r^4(\varphi, \bar{z})),$$

$$g_m(\rho, \varphi, t) = \alpha_{cm}(\rho, \varphi, t)(t - T_{cm}(\rho, \varphi)) + \sigma_{rm}(\rho, \varphi, t)(t^4 - T_{rm}^4(\rho, \varphi)).$$

После ряда замен задача (1)–(3) принимает следующий вид:

$$\frac{\partial e(\theta)}{\partial \varphi} = \varepsilon^2 \Delta_{r, \varphi, z} \theta, \quad 0 < r < 1, \quad -\pi \leq \varphi < \pi, \quad 0 < z < 1; \quad (4)$$

$$-\frac{\partial \theta}{\partial r} = f(\varphi, z, \theta), \quad r=1, \quad -\pi \leq \varphi < \pi, \quad 0 < z < 1; \quad (5)$$

$$(-1)^{m+1} \frac{\partial \theta}{\partial z} = f_m(r, \varphi, \theta), \quad 0 < r < 1, \quad -\pi \leq \varphi < \pi, \quad z = z_m, \quad m=1, 2, \quad (6)$$

где  $\Delta_{r, \varphi, z} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2}{\partial \varphi^2} + d^2 \frac{\partial^2}{\partial z^2}$ ,  
 $d^2 = \frac{R^2}{L^2}$ ,  $\theta = \theta(r, \varphi, z)$ ,  $r = \frac{\rho}{R}$ ,  $z = \frac{\bar{z}}{L}$ ,  $\theta = X(T)$ ,  
 $X(T) = \int_0^T \frac{k(u)}{k^*} du$ ,  $T(r, \varphi, z) = t(Rr, \varphi, Lz)$ ,  $e(\theta) = \int_0^{X^{-1}(\theta)} \frac{C_V(u)}{c^*} du$ ,  $k^*$  и  $c^*$  — характерные значения коэффициента теплопроводности и удельной объ-

емной теплоемкости,  $\varepsilon^2 = \frac{k^*}{R^2 \omega c^*}$ ,  $f(\varphi, z, \theta) = \frac{R}{k^*} g(\varphi, Lz, X^{-1}(\theta))$ ,  $f_m(r, \varphi, \theta) = \frac{R}{k^* L} \times \times g_m(Rr, \varphi, X^{-1}(\theta))$ .

Кроме того, должны выполняться условия:

$$\left( r \frac{\partial \theta}{\partial r} \right) \Big|_{r=0} = 0, \quad \theta(r, \varphi + 2\pi, z) = \theta(r, \varphi, z). \quad (7)$$

**Асимптотическое разложение решения.** Решение задачи (4)–(7) находится методом малого параметра [4] в виде суммы

$$\theta(r, \varphi, z) = U + V + \sum_{m=1}^2 W_m + \sum_{m=1}^2 S_m, \quad (8)$$

где  $U = \sum_{n=0}^{\infty} \varepsilon^n u_n(r, \varphi, z)$ ,  $V = \sum_{n=0}^{\infty} \varepsilon^n v_n(\eta, \varphi, z)$ ,

$$W_m = \sum_{n=0}^{\infty} \varepsilon^n w_n^{(m)}(r, \varphi, \eta_m^*), \quad S_m = \sum_{n=0}^{\infty} \varepsilon^n s_n^{(m)}(\eta, \varphi, \eta_m^*),$$

$\eta = (1-r)/\varepsilon$ ;  $\eta_m^* = (-1)^{m+1}(z - z_m)/\varepsilon$ ;  $z_1 = 0$ ,  $z_2 = 1$ ;  $U$  — регулярная часть разложения;  $V, W_1, W_2$  — погранслойные части разложения вблизи  $r=1, z=0$  и  $z=1$  соответственно;  $S_1$  и  $S_2$  — угловые погранслойные части разложения вблизи  $r=1, z=0$  и  $r=1, z=1$ . Функции  $v_n, w_n^{(m)}, s_n^{(m)}$  удовлетворяют условиям:  $|v_n| \leq C_1 e^{-C_1 \eta}$ ,  $\eta > 0$ ;  $|w_n^{(m)}| \leq C_1 \exp(-C_1 \eta_m^*)$ ,  $\eta_m^* > 0$ ;  $|s_n^{(m)}| \leq C_1 \exp(-C_1(\eta + \eta_m^*))$ ,  $\eta + \eta_m^* > 0$ ,  $m=1, 2$ .

Подставляя (8) в (4)–(6), разделяя переменные и сравнивая коэффициенты при одинаковых степенях  $\varepsilon$ , получаем задачи для определения функций  $u_n, v_n, w_n^{(m)}$  и  $s_n^{(m)}$ .

Уравнения для нахождения регулярных членов ряда  $U$  имеют вид:

$$\frac{\partial}{\partial \varphi} e(u_0) = 0, \quad \frac{\partial}{\partial \varphi} \{e'(u_0) u_1\} = 0;$$

$$\frac{\partial e_n}{\partial \varphi} = \Delta_{r, \varphi, z} u_{n-2}, \quad (9)$$

где  $e_n = \sum_{k=1}^n e^{(k)}(u_0) \Pi_n^k(u)$ ,  $\Pi_n^k(u) = \Pi_n^k(u_1, \dots, u_n)$  — многочлен степени  $k$ , не содержащий свободных членов. Например,  $\Pi_n^1 = u_n$ ,  $\Pi_n^n = \frac{1}{n!} u_1^n$ ,  $\Pi_3^2 = u_1 u_2$ ,  $\Pi_4^2 = \frac{1}{2} u_2^2 + u_1 u_3$ . Причем от функции  $u_n$  зависит лишь  $\Pi_n^1$ .

Из первых двух уравнений в (9), с учетом второго условия в (7), получаем, что функции  $u_0$  и  $u_1$  не зависят от переменной  $\varphi$ . Тогда последнее уравнение в (9) при  $n=2$  принимает вид:  $\frac{\partial}{\partial \varphi} [e'(u_0) u_2] = \Delta_{r, \varphi, z} u_0$ . Так как функция  $u_2$  должна быть периодичной по  $\varphi$ , а  $u_0$  от  $\varphi$  не зависит, то выполняется равенство  $\Delta_{r, \varphi, z} u_0 = 0$ . Аналогично получается, что от  $\varphi$  не зависят все функции  $u_n$  и

$$\Delta_{r, \varphi, z} u_n = 0, \quad n = 0, 1, 2, \dots \quad (10)$$

**Нахождение функций  $v_n$ .** Задача для функции  $v_0$  имеет вид:

$$\begin{cases} e'(u_0 + v_0) \frac{\partial v_0}{\partial \varphi} = \frac{\partial^2 v_0}{\partial \eta^2}, \\ \frac{\partial v_0}{\partial \eta} = 0, \quad \eta = 0. \end{cases}$$

Ее решением является  $v_0 = 0$ .

Для функций  $v_n$  ( $n \geq 1$ ) получены задачи:

$$\begin{cases} \frac{\partial v_n}{\partial \varphi} - a_v^2 \frac{\partial^2 v_n}{\partial \eta^2} = \Phi_n^v, \\ \frac{\partial v_n}{\partial \eta} = \Psi_n^v, \quad \eta = 0, \end{cases} \quad (11)$$

где  $a_v^2 = \frac{1}{e'(u_0(1, z))}$ ;  $\Psi_n^v = \bar{f}_{n-1}(\varphi, z) + \frac{\partial u_{n-1}(1, z)}{\partial r}$ ;

$$\bar{f}_n = \sum_{k=1}^n \frac{\partial^k f(\varphi, z, u_0)}{\partial \theta^k} \Pi_n^k(u + v) \Big|_{\substack{r=1 \\ \eta=0}};$$

$$\begin{aligned} \Phi_n^v = a_v^2 \left\{ \sum_{m=0}^{n-2} (n-m-1) \eta^{n-m-2} \frac{\partial^2 v_m}{\partial \varphi^2} - \sum_{m=0}^{n-1} \eta^{n-m-1} \frac{\partial v_m}{\partial \eta} + d^2 \frac{\partial^2 v_{n-2}}{\partial z^2} - \sum_{k=2}^n e^{(k)}(u_0) \frac{\partial \Pi_n^k(u + \tilde{q} + v)}{\partial \varphi} \right\} \Big|_{r=1}; \end{aligned}$$

$$\tilde{q}_k(\eta, z) = \sum_{p=1}^k \frac{\partial^p u_{n-p}(1, z) (-\eta)^p}{\partial r^p p!}.$$

Здесь и в дальнейшем сумма считается равной нулю, если нижний индекс суммирования больше верхнего индекса.

Если выполняется условие

$$\langle f[\varphi, z, u_0(1, z)] \rangle = -\frac{\partial u_0(1, z)}{\partial r}, \quad (12)$$

где  $\langle f \rangle = \frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} f d\varphi$ , то решение задачи (11) при  $n=1$  имеет вид:

$$v_1(\eta, \varphi, z) = 2 \sum_{k=1}^{+\infty} \operatorname{Re} \left\{ \frac{\Psi_{k,1}^v(z)}{\lambda_k^v} \exp(\lambda_k^v \eta + ik\varphi) \right\}, \quad (13)$$

где  $\Psi_{k,1}^v(z) = \langle \Psi_1^v(\varphi, z) \rangle_k$ ;  $\langle f \rangle_k = \frac{1}{2\pi} \int_{-\pi}^{\pi} f \exp(-ik\varphi) d\varphi$ ;

$$\lambda_k^v = \frac{\sqrt{k}}{a_v} \exp\left(\frac{5\pi}{4} i\right).$$

Если выполняется условие

$$\langle \Psi_n^v(\varphi, z) \rangle = 0, \quad (14)$$

то решение задачи (11) при  $n \geq 2$  имеет вид

$$v_n(\eta, \varphi, z) =$$

$$= 2 \sum_{k=0}^{+\infty} \operatorname{Re} \left[ \frac{\exp(ik\varphi)}{a_{\nu}^2 \lambda_k^{\nu}} \left\{ \exp(\lambda_k^{\nu} \eta) \left( 2a_{\nu}^2 \Psi_{k,n}^{\nu}(z) - \int_0^{\eta} \Phi_{k,n}^{\nu}(\tau, z) \exp(-\lambda_k^{\nu} \tau) d\tau - \int_0^{+\infty} \Phi_{k,n}^{\nu}(\tau, z) \exp(\lambda_k^{\nu} \tau) d\tau \right) - \exp(-\lambda_k^{\nu} \eta) \int_{\eta}^{+\infty} \Phi_{k,n}^{\nu}(\tau, z) \exp(\lambda_k^{\nu} \tau) d\tau \right\} \right],$$

где  $\Phi_{k,n}^{\nu}(\eta, z) = \langle \Phi_n^{\nu}(\eta, \varphi, z) \rangle_k$ ,

$\Psi_{k,n}^{\nu}(z) = \langle \Psi_n^{\nu}(\varphi, z) \rangle_k$ .

**Нахождение функций  $w_n^{(m)}$ .** Задачи для функций  $w_n^{(m)}$  аналогичны задачам (11). Их решения имеют вид:  $w_0^{(m)} = 0$ ,

$$w_n^{(m)}(r, \varphi, \eta_m^*) = 2 \sum_{k=0}^{+\infty} \operatorname{Re} \left[ \frac{\exp(ik\varphi)}{a_{w,m}^2 \lambda_k^{(m)}} \left\{ \exp(\lambda_k^{(m)} \eta_m^*) \left( 2a_{w,m}^2 \Psi_{k,n}^{(m)}(r) - \int_0^{\eta_m^*} \Phi_{k,n}^{(m)}(r, \tau) \exp(-\lambda_k^{(m)} \tau) d\tau - \int_0^{+\infty} \Phi_{k,n}^{(m)}(r, \tau) \exp(\lambda_k^{(m)} \tau) d\tau \right) - \exp(-\lambda_k^{(m)} \eta) \int_{\eta}^{+\infty} \Phi_{k,n}^{(m)}(r, \tau) \exp(\lambda_k^{(m)} \tau) d\tau \right\} \right], \quad (15)$$

где  $\lambda_k^{(m)} = \frac{\sqrt{k}}{a_{w,m}^2 d} \exp\left(\frac{5\pi}{4}i\right)$ ,  $a_{w,m}^2 = \frac{1}{e'(u_0(r, z_m))}$ ,

$\Psi_{k,n}^{(m)}(r) = \langle \Psi_n^{(m)}(r, \varphi) \rangle_k$ ,

$\Psi_n^{(m)}(r, \varphi) = (-1)^m \frac{\partial u_{n-1}(r, z_m)}{\partial z} + f_{n-1,m}^*(r, \varphi)$ ,

$$\bar{f}_{n,m}^*(r, \varphi) = \sum_{k=1}^n \frac{\partial^k f_m(r, \varphi, u_0)}{\partial \theta^k} \Pi_n^k(u + w^{(m)}) \Big|_{\substack{z=z_m \\ \eta_m^*=0}},$$

$\Phi_{k,n}^{(m)}(r, \eta_m^*) = \langle \Phi_n^{(m)}(r, \varphi, \eta_m^*) \rangle_k$ ,

$\Phi_n^{(m)}(r, \varphi, \eta_m^*) =$

$$= a_{w,m}^2 \left\{ \Delta_{r,\varphi} w_{n-2}^{(m)} - \sum_{k=2}^n e^{(k)}(u_0) \frac{\partial \Pi_n^k(u + q + w^{(m)})}{\partial \varphi} \right\} \Big|_{z=z_m},$$

$$\Delta_{r,\varphi} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2}{\partial \varphi^2},$$

$$q_k(r, \eta_m^*) = \sum_{p=1}^k (-1)^{(m-1)p} \frac{\eta_m^{*p}}{p!} \frac{\partial^p u_{n-p}(r, z_m)}{\partial z^p}.$$

Кроме того, должны выполняться условия:

$$\langle f_m[r\varphi, u_0(r, z_m)] \rangle = (-1)^{m-1} \frac{\partial u_0(r, z_m)}{\partial z},$$

$$\langle \Psi_n^{(m)}(r, \varphi) \rangle = 0. \quad (16)$$

Аналогично находятся угловые погранслоиные функции:  $s_0^{(m)} = 0$ ,  $s_1^{(m)} = 0$ .

**Нахождение функций  $u_n$ .** Чтобы найти функции  $u_n(r, z)$ , воспользуемся условиями (10), (12), (14), (16). Для  $u_0$  получаем задачу:

$$\begin{cases} \Delta_{r,\varphi,z} u_0 = 0, & 0 < r < 1, \quad 0 < z < 1, \\ -\frac{\partial u_0}{\partial r} = g(z, u_0), & r = 1, \\ r \frac{\partial u_0}{\partial r} = 0, & r = 0, \\ (-1)^{m+1} \frac{\partial u_0}{\partial z} = g_m(r, u_0), & z = z_m, \end{cases} \quad (17)$$

где  $g(z, u_0) = \langle f(\varphi, z, u_0) \rangle$ ;  $g_m(r, u_0) = \langle f_m(r, \varphi, u_0) \rangle$ .

В левую часть уравнения (17) входит малый параметр  $d^2$ . Поэтому решение задачи (17) можно искать методом сингулярных возмущений в виде суммы:

$$u_0(r, z) = U_1(r, z) + V_1(r, \zeta_1) + V_2(r, \zeta_2), \quad (18)$$

где  $U_1(r, z) = \sum_{n=0}^{\infty} d^n u_n^{(1)}(r, z)$ ;  $V_m(r, \zeta_m) = \sum_{n=0}^{\infty} d^n v_n^{(m)}(r, \zeta_m)$ ;  $\zeta_m = (-1)^{m+1}(z - z_m)/d$ ;  $U_1$  — регулярная часть разложения;  $V_1, V_2$  — пограничные части разложения вблизи  $z=0$  и  $z=1$  соответственно. Функции  $v_n^{(m)}$  удовлетворяют условиям:

$$|v_n^{(m)}| \leq C_1 \exp(-C_1 \zeta_m), \quad \zeta_m > 0. \quad (19)$$

Подставляя (18) в (17), разделяя переменные и сравнивая коэффициенты при одинаковых степенях  $d$ , получаем задачи для нахождения функций  $u_n^{(1)}$  и  $v_n^{(m)}$ .

Задача для  $v_0^{(m)}$  имеет вид:

$$\begin{cases} \Delta_r v_0^{(m)} + \frac{\partial^2 v_0^{(m)}}{\partial \zeta_m^2} = 0, \\ -\frac{\partial v_0^{(m)}}{\partial r} = g(z, u_0^{(1)} + v_0^{(m)}) - g(z, u_0^{(1)}), \quad r=1, \quad z=z_m, \\ r \frac{\partial v_0^{(m)}}{\partial r} = 0, \quad r=0, \\ \frac{\partial v_0^{(m)}}{\partial \zeta_m} = 0, \quad \zeta_m=0, \end{cases}$$

где  $\Delta_r = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial}{\partial r} \right)$ . Очевидно, что решением этой задачи будет  $v_0^{(m)} = 0$ .

Для  $u_0^{(1)}$  получается задача:

$$\begin{cases} \Delta_r u_0^{(1)} = 0, \\ -\frac{\partial u_0^{(1)}}{\partial r} = g(z, u_0^{(1)}), \quad r=1, \\ r \frac{\partial u_0^{(1)}}{\partial r} = 0, \quad r=0. \end{cases} \quad (20)$$

Рассмотрим уравнение из (20):  $\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial u_0^{(1)}}{\partial r} \right) = 0$ .

Проинтегрировав обе части по  $r$ , получаем, что  $r \frac{\partial u_0^{(1)}}{\partial r} = C(z)$ , где  $C(z)$  — некоторая функция. Из последнего граничного условия в (20) следует, что  $C(z) \equiv 0$  или  $r \frac{\partial u_0^{(1)}}{\partial r} = 0$ . Тогда функция  $u_0^{(1)}$  не зависит от переменной  $r$ , т. е.  $u_0^{(1)} = u_0^{(1)}(z)$ . Кроме того, из второго граничного условия в (20) следует, что должно выполняться условие  $g(z, u_0^{(1)}) = 0$  или

$$\langle f[\varphi, z, u_0^{(1)}(z)] \rangle = 0. \quad (21)$$

Задача для  $v_1^{(m)}$  имеет вид:

$$\begin{cases} \Delta_r v_1^{(m)} + \frac{\partial^2 v_1^{(m)}}{\partial \zeta_m^2} = 0, \\ \frac{\partial v_1^{(m)}}{\partial r} + B v_1^{(m)} = 0, \quad r=1, \\ r \frac{\partial v_1^{(m)}(r)}{\partial r} = 0, \quad r=0, \\ \frac{\partial v_1^{(m)}(r, 0)}{\partial \zeta_m} = A_m^{(1)}(r), \end{cases} \quad (22)$$

где  $B = \frac{\partial g(z_m, u_0^{(1)})}{\partial \theta}$ ,  $A_m^{(1)}(r) = (-1)^m \frac{\partial u_0^{(1)}(z_m)}{\partial z} + g_m(r, u_0^{(1)}(r) + v_0^{(m)}(r, 0))$ .

Решение задачи (22) находится методом Фурье с учетом условия экспоненциального убывания (19):

$$v_1^{(m)}(r, \zeta_m) = - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{a_n^{(m)}}{k_n^{(m)}} J_0(k_n^{(m)} r) \exp(-k_n^{(m)} \zeta_m); \quad (23)$$

где  $a_n^{(m)} = \frac{2}{J_1^2(k_n^{(m)}) + J_0^2(k_n^{(m)})} \int_0^1 r A_m^{(1)}(r) J_0(k_n^{(m)} r) dr$ ;

$k_n^{(m)}$  – корни уравнения  $k J_1(k) + B J_0(k) = 0$ ,  $J_0(z)$  и  $J_1(z)$  – функции Бесселя нулевого и первого порядка.

Для функции  $u_1^{(1)}$  получена задача:

$$\begin{cases} \Delta_r u_1^{(1)} = 0, \\ \frac{\partial u_1^{(1)}}{\partial r} = \frac{\partial g(z, u_0^{(1)})}{\partial \theta} u_1^{(1)}, \quad r = 1, \\ r \frac{\partial u_1^{(1)}}{\partial r} = 0, \quad r = 0, \end{cases}$$

решением которой является  $u_1^{(1)} \equiv 0$ .

Таким образом, из (18) и (23) находим:

$$u_0(r, z) = u_0^{(1)}(z) + d \left[ v_1^{(1)}(r, \zeta_1) + v_1^{(2)}(r, \zeta_2) \right] + O(d^2). \quad (24)$$

Для того чтобы найти  $u_0$ , сначала находим функцию  $u_0^{(1)}(z)$  как решение уравнения (21), затем находим функции  $v_1^{(m)}$  по (23).

Задача для нахождения функции  $u_1$  имеет вид:

$$\begin{cases} \Delta_{r, \varphi, z} u_1 = 0, \\ \frac{\partial u_1}{\partial r} + M(z) u_1 = N(z), \quad r = 1, \\ r \frac{\partial u_1}{\partial r} = 0, \quad r = 0, \\ (-1)^m \frac{\partial u_1}{\partial z} + M_m(r) u_1 = N_m(r), \quad z = z_m, \end{cases} \quad (25)$$

где  $M(z) = \left\langle \frac{\partial f(\varphi, z, u_0)}{\partial \theta} \right\rangle$ ,  $N(z) = - \left\langle \frac{\partial f(\varphi, z, u_0)}{\partial \theta} v_1 \right\rangle$ ,

$$M_m(r) = \left\langle \frac{\partial f_m(r, \varphi, u_0)}{\partial \theta} \right\rangle,$$

$$N_m(r) = - \left\langle \frac{\partial f_m(r, \varphi, u_0)}{\partial \theta} v_1^{(m)} \right\rangle.$$

Решение задачи (25) ищется в виде суммы:

$$u_1(r, z) = U_2(r, z) + Y_1(r, \zeta_1) + Y_2(r, \zeta_2), \quad (26)$$

где  $U_2(r, z) = \sum_{n=0}^{\infty} d^n u_n^{(2)}(r, z)$ ,  $Y_m(r, \zeta_m) =$

$$= \sum_{n=0}^{\infty} d^n y_n^{(m)}(r, \zeta_m), \quad \zeta_m = (-1)^{m+1} (z - z_m) / d; U_2 -$$

регулярная часть разложения;  $Y_1, Y_2$  – пограничные части разложения вблизи  $z = 0$  и  $z = 1$  соответственно. Функции  $y_n^{(m)}$  удовлетворяют условиям экспоненциального убывания на бесконечности:  $|y_n^{(m)}| \leq C_1 \exp(-C_1 \zeta_m)$ ,  $\zeta_m > 0$ .

Подставляя (26) в (25), разделяя переменные и сравнивая коэффициенты при одинаковых степенях  $d$ , получаем задачи для  $u_n^{(2)}$  и  $y_n^{(m)}$ .

Задача для  $y_0^{(m)}$

$$\begin{cases} \Delta_r y_0^{(m)} + \frac{\partial^2 y_0^{(m)}}{\partial \zeta_m^2} = 0, \\ \frac{\partial y_0^{(m)}}{\partial r} + M(z_m) y_0^{(m)} = 0, \quad r = 1, \\ r \frac{\partial y_0^{(m)}}{\partial r} = 0, \quad r = 0, \\ \frac{\partial y_0^{(m)}}{\partial \zeta_m} = 0, \quad \zeta_m = 0 \end{cases}$$

имеет нулевое решение.

Задача для  $u_0^{(2)}$  имеет вид:

$$\begin{cases} \Delta_r u_0^{(2)} = 0, \\ \frac{\partial u_0^{(2)}}{\partial r} + M(z) u_0^{(2)} = N(z), \quad r = 1, \\ r \frac{\partial u_0^{(2)}}{\partial r} = 0, \quad r = 0. \end{cases}$$

Так же как и для  $u_0^{(1)}$ , находим, что функция  $u_0^{(2)}$  не зависит от  $r$ . Затем с помощью граничных условий получаем:

$$u_0^{(2)}(z) = \frac{N(z)}{M(z)}. \quad (27)$$

Для  $y_1^{(m)}$  получаем задачу:

$$\begin{cases} \Delta_r y_1^{(m)} + \frac{\partial^2 y_1^{(m)}}{\partial \zeta_m^2} = 0, \\ \frac{\partial y_1^{(m)}}{\partial r} + M(z_m) y_1^{(m)} = 0, \quad r = 1, \\ r \frac{\partial y_1^{(m)}}{\partial r} = 0, \quad r = 0, \\ \frac{\partial y_1^{(m)}}{\partial \zeta_m} = A_m^{(2)}(r), \quad \zeta_m = 0, \end{cases}$$

где  $A_m^{(2)}(r) = (-1)^m \frac{\partial u_0^{(2)}}{\partial z} + M_m(r) u_0^{(2)} - N_m(r)$ . Эта задача аналогична задаче (22). Ее решение имеет вид:

$$y_1^{(m)}(r, \zeta_m) = - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{b_n^{(m)}}{\mu_n^{(m)}} J_0(\mu_n^{(m)} r) \exp(-\mu_n^{(m)} \zeta_m), \quad (28)$$

$$\text{где } b_n^{(m)} = \frac{2}{J_1^2(\mu_n^{(m)}) + J_0^2(\mu_n^{(m)})} \int_0^1 r A_m^{(2)}(r) J_0(\mu_n^{(m)} r) dr,$$

$\mu_n^{(m)}$  – корни уравнения  $k J_1(k) + M(z_m) J_0(k) = 0$ .

Для  $u_1^{(2)}$  получаем задачу:

$$\begin{cases} \Delta_r u_1^{(2)} = 0, \\ \frac{\partial u_1^{(2)}}{\partial r} + M(z) u_1^{(2)} = 0, \quad r = 1, \\ r \frac{\partial u_1^{(2)}}{\partial r} = 0, \quad r = 0, \end{cases}$$

которая имеет нулевое решение.

Подставляя (27) и (28) в (26), находим:

$$u_1(r, z) = u_0^{(2)}(z) + d \left[ y_1^{(1)}(r, \zeta_1) + y_1^{(2)}(r, \zeta_2) \right] + O(d^2) \quad (29)$$

Чтобы найти  $u_1$ , сначала нужно найти  $u_0^{(2)}(z)$  по формуле (27), затем – функции  $y_1^{(m)}$  по формуле (28).

**Порядок нахождения членов разложения.**

1) Сначала находим функцию  $u_0$  по формуле (24).

2) Определяем функцию  $v_1$  по формуле (13).

3) Находим функции  $w_1^{(m)}$  ( $m=1, 2$ ) по формуле (15) при  $n=1$ .

4) По формуле (21) получаем функцию  $u_1$ .

Подставляя полученные функции в (8), получаем:

$$\theta(r, \varphi, z) = u_0(r, z) + \varepsilon (u_1(r, z) + v_1(\eta, \varphi, z) + w_1^{(1)}(r, \varphi, \eta_m^*) + w_1^{(2)}(r, \varphi, \eta_m^*)) + O(\varepsilon^2).$$

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Голицына Е.В., Летагин М.И. О сингулярной задаче нагрева вращающегося цилиндра с нелинейными тепловыми характеристиками // Николай Ефимович Кирил. Сб. статей / Под ред. В.В. Жука и В.Ф. Кузютина. – СПб.: «АССПИН», 2003. – С. 83–91.
2. Голицына Е.В. Моделирование температурного поля ролика МНЛЗ // Вестник Череповецкого государственного университета. Естественные и технические науки. – 2005. – № 2 (9). – С. 62–64.
3. Летагин М.И. Асимптотическое разложение решения краевой задачи теплопроводности для вращающегося цилиндра // Дифференциальные уравнения. – Т. 26. – № 12. – С. 2088–2092.
4. Васильева А.Б., Бутузов В.Ф. Асимптотические методы в теории сингулярных возмущений. – М.: Высш. шк., 1990. – 208 с.

**ИНЖЕНЕРНАЯ МЕТОДИКА РАСЧЕТА ТЕПЛООБМЕНА В ВОДООХЛАЖДАЕМЫХ ПАЛЬЦАХ ПЕЧИ «ФУКС»**

Водоохлаждаемые элементы относятся к числу наиболее конструктивных деталей современной дуговой сталеплавильной печи. Многократно повторяющиеся циклы интенсивного нагревания и охлаждения внешней стенки пальцев являются причиной их спекания или прогорания. При тепловом расчете водоохлаждаемых пальцев печи «Фукс» необходимо определить распределение температуры в их поперечном сечении, обеспечивающее безопасное нагревание.

Подвод теплоты производится к внешней поверхности пальца, поэтому наружная температура выше температуры его внутренних слоев. В результате термического расширения разных частей твердого тела на разную величину возникают термические напряжения. Кроме того, поверхность металла, находящаяся при высокой температуре, вступает во взаимодействие с окружающей средой – с продуктами сгорания или с воздухом. В результате реакции на поверхности образуется слой оксидов. В твердом теле существуют связи между всеми отдельными его частями, поэтому они деформируются в соответствии с теми температурами, до которых нагреты. В результате возникают термические напряжения, обусловленные разностью температур. Если эти напряжения не превосходят предела упругости нагреваемого металла, то с выравниванием температуры по сечению термические напряжения исчезают.

Все металлы и сплавы обладают упругими свойствами до определенной температуры (например, большинство марок сталей – до 450÷500 °С). Выше этой определяющей температуры металлы переходят в пластическое состояние и возникающие в них термические напряжения вызывают пластическую деформацию и исчезают. Следовательно, исчезающие или временные температурные напряжения должны учитываться при нагреве и охлаждении стали только в интервале температур от комнатной до точки перехода дан-

ного металла или сплава из упругого состояния в пластичное.

Зависимость между деформациями и напряжениями устанавливает закон Гука [1]:

$$\sigma = \frac{\beta E}{1 - \nu} (T_{\text{ср}} - T), \quad (1)$$

где  $\beta$  – коэффициент линейного расширения;  $T_{\text{ср}}$  – средняя температура тела;  $T$  – температура в данном сечении тела;  $E$  – модуль упругости (для многих марок стали величина  $E$  снижается с  $(18\div 22) \cdot 10^4$  до  $(14\div 17) \cdot 10^4$  МПа с увеличением температуры от комнатной до 500 °С);  $\sigma$  – напряжение;  $\nu$  – отношение Пуассона (для стали  $\nu \approx 0,3$ ).

Большой практический интерес представляет расчет максимально допустимой разности температур по сечению тела  $\Delta T_{\text{доп}} = T_{\text{пов}} - T_{\text{цен}}$ . Наиболее опасными являются растягивающие напряжения, поэтому их необходимо учитывать при расчете допустимой разности температур. В качестве прочностной характеристики следует принимать значение временного сопротивления сплава разрыву  $\sigma_{\text{в}}$ .

Тогда, подставив в решения задач теплопроводности формулу (1), в частности, получаем:

для равномерно и симметрично обогреваемой бесконечной пластины

$$\Delta T_{\text{доп}} = 1,5(1 - \nu)\sigma_{\text{в}} / (\beta E); \quad (2)$$

для равномерно и симметрично обогреваемого бесконечного цилиндра

$$\Delta T_{\text{доп}} = 2(1 - \nu)\sigma_{\text{в}} / (\beta E). \quad (3)$$

Допустимая разность температур, найденная по

формулам (2) и (3), не зависит от размеров тела и его теплофизических характеристик. Размеры тела оказывают косвенное влияние на величину  $\Delta T_{\text{доп}}$ , так как остаточные напряжения в телах большого размера больше.

При нагреве металлов в печах происходит их окисление и обезуглероживание. Согласно опытным данным при нагреве стали до температуры 1100 °С и выше, в обычной печной атмосфере окисление протекает быстрее, чем обезуглероживание поверхности. При этом образующаяся окалина играет роль защитного слоя, предупреждающего обезуглероживание. При более низких температурах окисление многих сталей (даже в ярко выраженной окислительной среде) идет медленнее, чем обезуглероживание. Поэтому сталь, нагреваемая до температуры 700–1000 °С, может иметь обезуглероженную поверхность.

Диффузионные процессы в самой твердой поверхности протекают медленно и, именно они являются определяющими процессов окисления и обезуглероживания. Поэтому скорость движения газов практически не влияет на окисление и обезуглероживание поверхности. Тогда как температура поверхности существенно влияет на скорости реакций окисления и обезуглероживания.

Оценим допустимый перепад температур по данным из [2]:

$$\text{при } \sigma_{\text{в}}^{20} = 395,2 \text{ МН/м}^2$$

$$\Delta T_{\text{доп}} = 1,5 \cdot (1 - 0,3) \frac{395,2 \cdot 10^6}{11,1 \cdot 10^{-6} \cdot 18 \cdot 10^4 \cdot 10^6} =$$

$$= 207,68 \text{ К,}$$

$$\text{где } \nu \approx 0,3; \sigma_{\text{в}}^{20} = 395,2 \text{ МН/м}^2; \beta = 11,1 \cdot 10^{-6} \text{ К}^{-1};$$

$$E = 18 \cdot 10^4 \cdot 10^6 \text{ Па,}$$

$$\text{при } \sigma_{\text{в}}^{600} = 154,9 \text{ МН/м}^2$$

$$\Delta T_{\text{доп}} = 1,5 \cdot (1 - 0,3) \frac{154,9 \cdot 10^6}{14,41 \cdot 10^{-6} \cdot 14 \cdot 10^4 \cdot 10^6} =$$

$$= 80,62 \text{ К.}$$

Интенсивное обезуглероживание поверхности

начинается, в зависимости от марки стали, в диапазоне температур 250–300 °С. Если температура поверхности металла не выше 200 °С, то невозможно достичь предельных перепадов температур, а значит, и обезуглероживания поверхности металла. Поэтому распределение температуры в водоохлаждаемом пальце в большей степени зависит от скорости движения охлаждающей воды.

Учитывая, что коэффициент теплоотдачи от воды к внутренней поверхности пальца значительно больше коэффициента теплоотдачи от его наружной поверхности к газу, можно приближенно принять, что температура внутренней поверхности приближенно равна температуре воды, следовательно,  $Pr_{\text{г}} \approx Pr_{\text{ж}}$ . Тогда

$$Nu_{\text{ж}d} = 0,021 Re_{\text{ж}d}^{0,8} Pr_{\text{ж}}^{0,43} \text{ и } \alpha_1 = Nu_{\text{ж}d_1} \frac{\lambda_{\text{ж}1}}{d_1}. \quad (4)$$

После определения  $\alpha_1$  вычисляем значение критерия  $Bi_1$ , затем определяем значения параметров  $p_1$  и  $p_2$ . С учетом параметров  $p_1$  и  $p_2$  определяем температуры в характерных точках и перепады температур в характерных сечениях водоохлаждаемого пальца. Если эти значения больше допустимых значений, то увеличиваем скорость охлаждающей воды и делаем перерасчет.

При проведении расчетов по критериальному уравнению (4) за определяющую температуру принята средняя температура жидкости внутри пальца, за определяющий размер – эквивалентный диаметр  $d_{\text{экр}} = \frac{4f}{P}$ , где  $f$  и  $P$  – площадь и смоченный периметр поперечного сечения водоохлаждаемого пальца соответственно. Расчет теплоотдачи при поперечном обтекании пальца газом производим по следующим формулам:

$$\text{при } 10 \leq Re_{\text{ж}} \leq 1 \cdot 10^3 \quad Nu_{\text{ж}} = 0,44 Re_{\text{ж}}^{0,5};$$

$$\text{при } 1 \cdot 10^3 \leq Re_{\text{ж}} \leq 2 \cdot 10^5 \quad Nu_{\text{ж}} = 0,22 Re_{\text{ж}}^{0,6},$$

где за определяющую температуру принята температура набегающего потока газа, за определяющий размер – эквивалентный диаметр внешней поверхности пальца.

Установлено, что функция вида

$$\Theta \left( p_i, \frac{l}{l_0} \right) = a_0(p_i) \left( \frac{l}{l_0} \right)^2 + a_1(p_i) \left( \frac{l}{l_0} \right) + a_2(p_i),$$

$$i = 1, 2,$$

аппроксимирует результаты исследования температурного поля в поперечном сечении водоохлаждаемого удерживающего пальца с относительной погрешностью менее 8 % при изменении переменных в следующих диапазонах:  $0,0018 \leq p_1 \leq 0,0121$ ;  $0,772 \leq p_2 \leq 0,9974$ ;  $0,05 \leq \frac{l}{l_0} \leq 0,2$ .

Здесь  $a_0(p_i), a_1(p_i), a_2(p_i)$  – коэффициенты, линейно зависящие от параметра  $p_i$ ;  $\Theta = \frac{t - t_{ж1}}{t_{ж2} - t_{ж1}}$ ,

$$\Theta = \frac{t_{ж2} - t}{t_{ж2} - t_{ж1}} - \text{избыточные безразмерные температуры}$$

соответственно во внутренних и во внешних точках внешней изолирующей стенки (где  $t$  – текущее значение температуры);  $p_1 = \frac{1}{Bi_1} \times$

$$\times \left( Bi_2 + \frac{q \cdot d}{\lambda (t_{ж2} - t_{ж1})} \right); p_2 = \frac{1}{1 + \left( \frac{1}{Bi_1} + 1 \right) \cdot (Bi_2 + St)}$$

– безразмерные параметры, связывающие заданные характеристики технологического процесса соответственно для внутренних и внешних точек внешней стенки пальца (где  $Bi_1 = \frac{\alpha_1 \cdot d}{\lambda}$  – критерий Био со стороны внутреннего теплоносителя;

$$Bi_2 = \frac{\alpha_2 \cdot d}{\lambda} - \text{критерий Био со стороны внешнего теплоносителя;}$$

$St = \frac{q \cdot d}{\lambda (t_{ж2} - t_{ж1})}$  – число Старка;

$d$  – толщина прогреваемой части внешней стенки);  $l$  – толщина внешней стенки поперечного сечения пальца;  $l_0 = a$  (см. рисунок).

В процессе работы печи разрушение водоохлаждаемых пальцев происходит, как правило, в окрестностях угловых точек. Так, избыточные

безразмерные температуры в характерных точках  $A_1, A_2, A_3$  и  $A_4$  (см. рисунок) вычисляются соответственно по формулам:

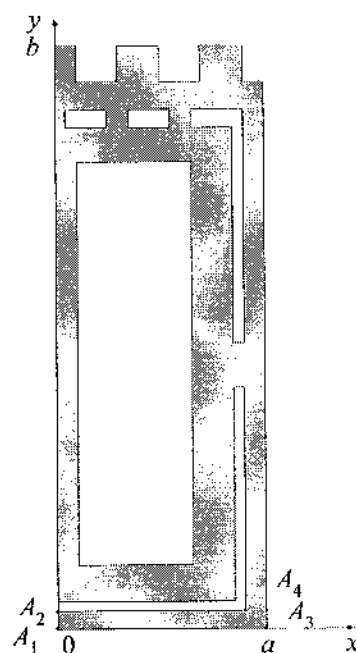
$$\Theta_1 = 5,27(p_2 - 1) \left( \frac{l}{l_0} \right)^2 - 2,21(p_2 - 1) \left( \frac{l}{l_0} \right) + 0,39(p_2 - 1) + 1;$$

$$\Theta_2 = -0,10 p_1 \left( \frac{l}{l_0} \right)^2 - 0,02 p_1 \left( \frac{l}{l_0} \right) + p_1;$$

$$\Theta_3 = 3,78(p_2 - 1) \left( \frac{l}{l_0} \right)^2 - 1,40(p_2 - 1) \left( \frac{l}{l_0} \right) + 0,17(p_2 - 1) + 1;$$

$$\Theta_4 = -9,20 p_1 \left( \frac{l}{l_0} \right)^2 + 3,40 p_1 \left( \frac{l}{l_0} \right) + 0,04 p_1.$$

По результатам проведенных исследований ус-



Поперечное сечение водоохлаждаемого удерживающего пальца печи «Фукс»

тановлено, что при рассмотренных условиях наибольший перепад температуры наблюдается в точках  $A_1$  и  $A_2$ ,  $A_3$  и  $A_4$ .

Получены функциональные аналитические зависимости, описывающие безразмерный перепад температур в характерных сечениях водоохлаждаемого пальца, в частности:

между точками  $A_1$  и  $A_2$

$$\frac{t_1 - t_2}{t_{ж2} - t_{ж1}} = (0,10p_1 - 5,27p_2 + 5,27) \left( \frac{l}{l_0} \right)^2 + (0,02p_1 + 2,21p_2 - 2,21) \left( \frac{l}{l_0} \right) - p_1 - 0,39p_2 + 0,39;$$

между точками  $A_3$  и  $A_4$

$$\frac{t_3 - t_4}{t_{ж2} - t_{ж1}} = (9,20p_1 - 3,78p_2 + 3,78) \left( \frac{l}{l_0} \right)^2 + (-3,40p_1 + 1,40p_2 - 1,40) \times \left( \frac{l}{l_0} \right) - 0,04p_1 - 0,17p_2 + 0,17.$$

УДК 666.041.004.6

Представленные формулы позволяют по заданным технологическим характеристикам теплового процесса рассчитать диапазон геометрических размеров водоохлаждаемых удерживающих пальцев, обеспечивающий безопасное нагревание, что предотвращает их прогорание и спекание при работе печи.

Полученные результаты можно использовать для расчета теплового состояния подобных технических устройств с учетом высокоинтенсивных температурных воздействий и разработки мероприятий, обеспечивающих их безопасную работу.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Металлургическая теплотехника: В 2 т. Т. 1. Теоретические основы: Учеб. для вузов / Кривандин В.А., Арутюнов В.А., Матрюков Б.С. и др. – М.: Metallurgia, 1986. – 424 с.*
2. *Промышленные печи: Справочное руководство для расчетов и проектирования / Казанцев Е.Н. – 2-е изд., доп. и перераб. – М.: Metallurgia, 1975. – 368 с.*

*Л.А. Полеводова, Н.Н. Синицын*  
ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет»

### РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ ТРАЕКТОРИЙ ДВИЖЕНИЯ ОДИНОЧНЫХ КАПЕЛЬ ВОДЫ С УЧЕТОМ ИЗМЕНЕНИЯ ЕЕ МАССЫ В СИСТЕМЕ ГАЗООЧИСТКИ КИСЛОРОДНОГО КОНВЕРТЕРА

Система газоочистки состоит из двух ступеней. В первой ступени улавливаются крупные фракции пыли, во второй – мелкие.

Первой ступенью газоочистки мокрого типа является охладитель – полый цилиндр с бункером внизу и форсунками по периметру. В процессе охлаждения газов одновременно идет и улавливание пыли крупной фракции.

В системе газоочистки кислородного конвертера используется вырыск воды с целью снижения температуры отходящих дымовых газов перед газоочистными устройствами. Оценка фракционного

состава капель воды имеет существенное значение. Для увеличения поверхности воды и эффективности процесса охлаждения капли должны быть как можно меньшего размера. С целью оценки оптимального фракционного состава капель и движения капли воды с учетом ее прогрева и испарения разработана математическая модель прогнозирования поведения капель в высокотемпературном потоке газа с учетом их прогрева и испарения. При этом определяются траектории движения капель различного размера.

Движение капель в газовом потоке может быть

описано уравнением движения частиц переменной массы Мещерского:

$$m \frac{d\vec{V}}{d\tau} = \sum_{i=1}^k \vec{P}_i,$$

где  $m = \frac{\pi\delta^3\rho}{6}$  – масса капли;  $\delta$  – начальный размер капли;  $\rho$  – плотность воды;  $\vec{V}$  – скорость движения капли;  $\tau$  – время;  $\sum_{i=1}^k \vec{P}_i$  – сумма всех сил, действующих на каплю в газовом потоке.

На каплю, движущуюся в газовом потоке, действуют сила аэродинамического сопротивления  $\vec{P}_c$  и сила тяжести  $\vec{P}_b$ :

$$\vec{P}_c = \frac{1}{2} c_m f \rho_r (\vec{W} - \vec{V}) |\vec{W} - \vec{V}|;$$

$$\vec{P}_b = \vec{g} m,$$

где  $c_m$  – коэффициент аэродинамического сопротивления капли;  $f = \frac{\pi\delta^2}{4}$  – площадь миделева сечения частицы (капли);  $\rho_r$  – плотность газового потока;  $\vec{V}$ ,  $\vec{W}$  – соответственно скорости движения капли и газового потока;  $\vec{g}$  – вектор ускорения свободного падения;

Движение одиночной капли воды в проекциях в двухмерной системе координат задается уравнениями:

$$\begin{cases} m \frac{dV_X}{d\tau} = \frac{c_m f \rho_r}{2} (W_X - V_X) \times \\ \times \sqrt{(W_X - V_X)^2 + (W_Y - V_Y)^2}; \\ m \frac{dV_Y}{d\tau} = \frac{c_m f \rho_r}{2} (W_Y - V_Y) \times \\ \times \sqrt{(W_X - V_X)^2 + (W_Y - V_Y)^2} - mg, \end{cases} \quad (1)$$

где  $V_X, V_Y$  – проекции скорости движения капли;  $W_X, W_Y$  – проекции газового потока;  $c_m = f(\text{Re})$  – коэффициент аэродинамического сопротивления капли, определяемый в зависимости от значения критерия Рейнольдса:

при  $\text{Re} < 1$  (область Стокса)  $c_m = 24/\text{Re}$ ;

при  $1 \leq \text{Re} \leq 10^3$  (переходная область)

$$c_m = \frac{24}{\text{Re}} + \frac{4}{\sqrt[3]{\text{Re}}} \quad (\text{формула Шелла – Клячко});$$

при  $2 \cdot 10^4 \leq \text{Re} \leq 2 \cdot 10^5$  (автомодельная область)  $c_m = 0,48$ ;

при  $\text{Re} > 2 \cdot 10^6$  (закритическая область)  $c_m = 0,2$ .

В начальный момент времени при  $\tau = 0$  во всех точках капли одинаковая температура  $T_0$ . Вводим допущение о сферической форме капли радиусом  $r_0$ . После попадания в газод капля начинает прогреваться за счет лучистого и конвективного теплообмена.

Сначала идет прогрев капли, но как только температура ее поверхности достигнет температуры фазового перехода воды, резко интенсифицируется испарение влаги с возникновением фронта испарения, который по мере прогрева капли перемещается к ее центру. Этот процесс происходит в условиях неоднородного поля температур по сечению капли. Поэтому прогрев капли описывается нестационарным уравнением теплопроводности с переменными коэффициентами температуропроводности, зависящими от температуры, и переменными граничными условиями.

Для сферической изотропной частицы (капли) процессы прогрева с изменением агрегатного состояния воды можно описать следующими уравнениями ( $\text{Bi} > 0,1$ ):

на стадии прогрева до температуры поверхности  $100^\circ\text{C}$ :

$$c \rho \frac{\partial T(r, \tau)}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial r} \left[ \lambda \frac{\partial T(r, \tau)}{\partial r} \right] + \frac{2\lambda}{r} \frac{\partial T(r, \tau)}{\partial r} \quad (2)$$

при  $r < \xi = R$ ;

на стадии испарения:

$$c \rho \frac{\partial T(r, \tau)}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial r} \left[ \lambda \frac{\partial T(r, \tau)}{\partial r} \right] + \frac{2\lambda}{r} \frac{\partial T(r, \tau)}{\partial r}$$

при  $r < \xi = R$ ;

$$\lambda \frac{\partial T(\xi, \tau)}{\partial r} = \rho r_{\text{п}} \frac{d\xi}{d\tau} + q_{\text{пов}} \quad (3)$$

при  $r = R = \xi$ , где  $T(r, \tau)$  – текущая температура;  $r$  – текущая координата;  $\xi$  – текущая координата фронта испарения;  $\lambda = \lambda(T)$  – коэффициент теплопроводности капли;  $r_{\text{п}}$  – теплота парообразования;  $q_{\text{пов}}$  – плотность теплового потока на поверхности капли;  $c = c(T)$  – теплоемкость капли;  $T(\xi, \tau)$  – температура испарения;  $R$  – текущий размер капли.

Начальные условия:

$$T(r, 0) = T_0,$$

где  $r_0$  – начальный размер капли;  $T_0$  – начальная температура капли.

В качестве граничных принимаем условия, учитывающие лучистый и конвективный теплообмен капли с потоком газа:

$$T(\xi, \tau) = T_{\text{исп}} = \text{const} = 100 \text{ }^\circ\text{C};$$

$$q_{\text{пов}} = \alpha_{\text{к}} [T_{\text{г}} - T(R, \tau)] + \sigma_0 \alpha_{\text{к}} [T_{\text{г}}]^4 - \sigma_0 \epsilon [T(R, \tau)]^4 + c_{\text{пл}} [T_{\text{г}} - T(R, \tau)] \cdot G_{\text{п}}, \quad (4)$$

где  $\alpha_{\text{к}}$  – коэффициент теплоотдачи конвекцией;  $T_{\text{г}}$  – температура потока, обтекающего частицу (каплю);  $\alpha_{\text{к}}$  – коэффициент поглощения;  $\sigma_0$  – коэффициент Стефана – Больцмана;  $\epsilon$  – степень черноты;  $T(R, \tau)$  – температура поверхности капли;  $c_{\text{пл}}$  – изобарная теплоемкость пара;  $G_{\text{п}}$  – плотность потока пара с поверхности капли.

Система уравнений (1)–(4) может быть решена только численно. При решении этой системы уравнений применяется метод контрольного объема, в котором рассматриваемое тело разбивается на несколько concentрических объемов  $\Delta V$  конечных размеров. В каждом объеме выбирается узловая точка (узел). Теплоемкость всего вещества, находящегося в объеме, считается сосредоточенной в узловой точке. Узловые точки соединяются друг с другом теплопроводящими стержнями с термическим сопротивлением теплопроводности стенки толщиной, равной расстоянию между узлами и площадью, равной площади контакта объемов. Крайние узлы обмениваются теплотой с окружающей средой.

В результате использования метода контрольного объема вместо системы дифференциальных уравнений получается система линейных уравнений с трехдиагональной матрицей.

Уравнение теплового баланса для капли с учетом прогрева, испарения жидкости и перегрева пара ( $Bi < 0,1$ ) имеет вид

$$m c \frac{dT(R, \tau)}{d\tau} = \alpha_{\text{к}} [T_{\text{г}} - T(R, \tau)] + \sigma_0 \alpha_{\text{к}} [T_{\text{г}}]^4 - \sigma_0 \epsilon [T(R, \tau)]^4 + c_{\text{пл}} [T_{\text{г}} - T(R, \tau)] \cdot G_{\text{п}}. \quad (5)$$

Для определения коэффициентов теплоотдачи в области значений  $Re < 200$  применим формулу А.П. Сокольского и Ф.А. Тимофеевой:

$$Nu = 2 + 0,16 Re^{2/3}.$$

При значениях  $Re > 200$  для сферических частиц в газовой среде можно использовать формулу Д.Н. Вырубова:

$$Nu = 0,54 \sqrt{Re}.$$

Для  $Re = 0$  критерий Нуссельта принимается равным 2.

Разработанная математическая модель описывает движение и динамику изменения массы капли воды при ее движении в высокотемпературном потоке газа.

Наиболее простым приближением при описании поля скоростей внутри цилиндрической камеры является модель движения газа с одинаковой скоростью по всему сечению. Для определения траекторий движения капель численно решалась система уравнений (1)–(5).

На рис. 1 представлена схема расчета траек-

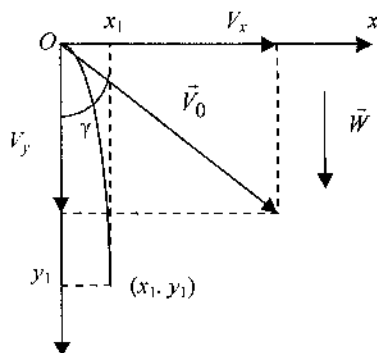


Рис. 1. Схема расчета траектории движения капле:  $\vec{W}, \vec{V}_0$  - векторы скоростей газа и капли;  $\gamma$  - угол вылета капли;  $x, y$  - оси координат;  $V_x, V_y$  - проекции вектора скорости на оси координат;  $x_1, y_1$  - координаты конечной точки траектории

тории движения с учетом изменения массы капель в начальный момент времени. Ось  $Oy$  направлена вдоль стенок канала. При расчете диапазон начальных скоростей частиц и газа задается, исходя из условия диспергирования материала и расхода газа через охладитель.

При численном исследовании по разработанной математической модели определялись максимальные отклонения траектории движения капли (см. рис. 1). При этом рассчитывалось количество испаренной влаги. Варьировались следующие параметры процесса: размер и начальная скорость капли, угол вылета, температура и скорость газа.

В исследованном диапазоне скоростей и температур газового потока влияние скорости существенно по сравнению с влиянием температуры при одних и тех же условиях.

На рис. 2 показано влияние начальной скорости капли, скорости и температуры газового потока на максимальное отклонение капли.

При построении графиков использовалась функциональная зависимость:

$$\frac{x}{y} = f(V_0 \sin \gamma),$$

где  $x$  - максимальная координата траектории;  $y$  - длина камеры;  $V_0$  - начальная скорость капли;  $\gamma$  - угол вылета капли.

На рис. 3 показано влияние начальной скорости капли, скорости и температуры газового потока на максимальное количество испаренной воды.

В данном случае функциональная зависимость выглядит так:

$$\frac{\Delta m}{m_0} = f(V_0 \sin \gamma),$$

где  $\Delta m$  - максимальная убыль массы капли;  $m_0$  - начальная масса капли;  $V_0$  - начальная скорость капли.

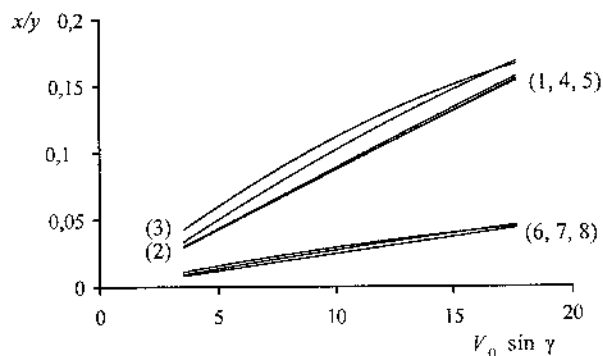


Рис. 2. Расчет траектории максимального отклонения капли: 1 -  $W = 30$  м/с;  $r = 1 \cdot 10^{-4}$  м; 2 -  $W = 20$  м/с;  $r = 1 \cdot 10^{-4}$  м; 3 -  $W = 10$  м/с;  $r = 1 \cdot 10^{-4}$  м; 4 -  $W = 30$  м/с,  $r = 3 \cdot 10^{-4}$  м; 5 -  $W = 30$  м/с;  $r = 3 \cdot 10^{-4}$  м; 6 -  $W = 30$  м/с;  $r = 5 \cdot 10^{-4}$  м; 7 -  $W = 20$  м/с;  $r = 5 \cdot 10^{-4}$  м; 8 -  $W = 10$  м/с;  $r = 5 \cdot 10^{-4}$  м

Максимальное отклонение траектории капли по оси  $x$  выражается формулой

$$\frac{x}{L} = \left[ -8,5 \cdot 10^{-5} \left( \frac{r}{r_1} \right)^{3,087} W + 1,136993 \cdot 10^{-2} \left( \frac{r}{r_1} \right)^{2,021732} \right] \times V_0 \sin \gamma, \quad (6)$$

где  $x$  – максимальная координата траектории;  $L$  – длина стенки канала в направлении оси  $y$ ;  $r$ ,  $r_1$  – радиусы каплей;  $W$ ,  $V_0$  – скорости газа и капли. Длина канала  $L = 2,45$  м, радиусы каплей  $r_1 = 1 \cdot 10^{-4}$  м,  $10^{-5} < r < 10^{-4}$  м, скорость газа изменялась в пределах  $10 \leq W \leq 30$  м/с, скорость капли изменялась от 5 до 25 м/с.

Относительное изменение массы капли при этом рассчитывается по формуле

$$\frac{\Delta m}{m_0} = - \left[ (0,4872 St + 1,679) W^{-(22,86 St + 1,5188)} V_0 \sin \gamma + (-183,0162 \cdot St + 4,7129) W^{-(16,387 St + 1,0317)} \right], \quad (7)$$

где  $\Delta m$  – максимальная убыль массы капли, кг;  $m_0$  – начальная масса капли, кг;  $W$ ,  $V_0$  – начальные скорости газа и капли, м/с;  $St = \sigma_0 T^3 r / \lambda_k$  –

число Старка;  $\sigma_0 = 5,67 \cdot 10^{-8}$  Вт/(м<sup>2</sup> · К<sup>4</sup>) – постоянная Стефана – Больцмана;  $T$  – температура газа, К;  $r$  – радиус капли, м;  $\lambda_k$  – коэффициент теплопроводности капли, Вт/(м · К). Радиус капли изменяется в пределах  $10^{-5} \leq r \leq 10^{-4}$  м, температура газа – в пределах  $1073 \leq T \leq 1273$  К. Относительная погрешность не превышает 12 %.

Для исследования траекторий движения капель воды в потоке газа создана математическая модель, включающая в себя уравнение движения тела переменной массы, уравнение прогрева до температуры кипения и кипение воды. В результате компьютерного моделирования движения и теплообмена каплей воды в потоке газа получены математические зависимости для оценки координат частиц в наиболее отдаленных точках их возможных траекторий, а также расчет убыли массы за счет испарения.

Результаты моделирования применимы при конструировании систем водяного охлаждения конвертерных газов.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сидицын Н.Н. Теплофизические процессы при движении одиночных частиц в газовом потоке. – Череповец, 2001.
2. Никонова Е.Л., Сидицын Н.Н., Козлов В.П., Колпаков Ю.А., Беляев А.Д., Малинов Г.И. Тепловые процессы при взаимодействии пламени с распыленной жидкостью // Тепловые процессы в технологических системах: Всерос. сб. науч. тр. – Череповец: ЧГИИ, 1995. – С. 69–71.
3. Сидицын Н.Н., Никонова Е.Л., Шестаков И.И. Компьютерное моделирование системы рекомбинации окислов азота при сжигании газообразного топлива // Информационные технологии в производственных, социальных и экономических процессах: Сб. тр. I Междунар. конф. «Инфотех-96». – Череповец, 1996. – С. 104–105.

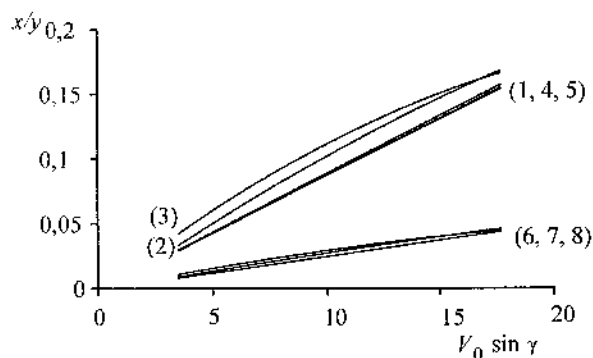


Рис. 3. Расчет максимального количества испаренной воды: 1 –  $W = 30$  м/с;  $r = 1 \cdot 10^{-4}$  м; 2 –  $W = 20$  м/с;  $r = 1 \cdot 10^{-4}$  м; 3 –  $W = 10$  м/с;  $r = 1 \cdot 10^{-4}$  м; 4 –  $W = 30$  м/с;  $r = 3 \cdot 10^{-4}$  м; 5 –  $W = 30$  м/с;  $r = 3 \cdot 10^{-4}$  м; 6 –  $W = 30$  м/с;  $r = 5 \cdot 10^{-4}$  м; 7 –  $W = 20$  м/с;  $r = 5 \cdot 10^{-4}$  м; 8 –  $W = 10$  м/с;  $r = 5 \cdot 10^{-4}$  м

## БИОЦИДНАЯ ОБРАБОТКА ОХЛАЖДАЮЩИХ ВОДОБОРОТНЫХ ЦИКЛОВ

В системах охлаждающих водооборотных циклов широко используется теплообменная аппаратура. В процессе ее работы при использовании жесткой воды на поверхностях нагрева теплообменного аппарата образуются твердые отложения, которые принято называть накилью. Кроме того, существует проблема биообрастаний поверхности теплообмена. Все это приводит к понижению теплопередающей способности и является причиной ряда технических сложностей и дополнительных затрат при эксплуатации теплотехнического оборудования на предприятиях. К основным проблемам эксплуатации оборудования относятся: трудоемкая и дорогостоящая очистка теплообменной аппаратуры от наслоений (в период между чистками наслоения образуются вновь); низкая теплопередача отложений приводит к сильному перегреву поверхностей нагрева, из-за чего в трубах возникают трещины, вздутия, деформации (причины аварий, сокращения межремонтных циклов, увеличения затрат на техническое обслуживание и ремонт); уменьшение сечения труб (увеличивается их гидросопротивление, что ведет к дополнительным потерям электроэнергии в насосном оборудовании), и т.д. Таким образом, предотвращение отложений – один из важнейших вопросов, связанных с эксплуатацией теплотехнического оборудования.

Одним из способов уменьшения и исключения образования отложений предлагается биоцидная обработка оборотной воды. В качестве эксперимента, проводимого на базе ГОУ ВПО «Череповецкий государственный университет» в течение одного года, рассматривался вопрос применения ингибитора – комплексного органического реагента (КОР-5) в комплексе с биоцидом DBNPA 100 WSB производства DOW EUROPE в системах охлаждающих водооборотных циклов.

Начальный этап обработки показал низкую эффективность работы биоцида DBNPA по сравнению с расчетными и лабораторными значениями. Причина заключается в развившемся привы-

кании биологии охлаждающего водооборотного цикла к биоциду в результате его использования в значительно заниженных дозировках.

Для решения возникшей проблемы проведена работа по подбору минимального ингибирующего количества (необходимой дозировки) активных соединений, показавшая необходимость увеличения расходных норм на биоцид DBNPA. Одновременно с этим решался вопрос оптимизации работы биоцидов за счет снижения скорости их гидролиза путем создания к моменту введения биоцидов оптимальных уровней pH и щелочности оборотной воды. Таким образом, удалось добиться летальности планктонной биологии в результате введения биоцидов.

Одновременно с отработкой режимов работы биоцидов проводилась работа по разрушению и смыву биопленки в системах водооборотных циклов. Применение в рекомендуемой производителем дозировке биодисперсанта (алкилдиметилбензиламмоний хлорида) изначально оказалось невозможным в охлаждающем водооборотном цикле вследствие высокого пенообразования. Для решения данной проблемы в состав дисперсанта было введено небольшое количество пеногасителя. Одновременно с этим были испытаны альтернативные биодисперсанты основных мировых производителей (Ashland, Basf, Akzo Nobel). Все указанные вещества являются катионными либо неионными поверхностно-активными веществами. В результате применяемая в настоящее время смесь алкилдиметилбензиламмоний хлорида и полимера додецилгуанидин моногидрохлорида оказалась наиболее эффективной в данных системах. Оба обладают высоким удельным катионным зарядом и проявляют значительный синергитический эффект. Характерно, что попытка использования фирменных биодисперсантов на основе неионных поверхностно-активных веществ не только не привела к смыву биопленки, но вызвала ее рост за счет коагуляции на стенках охлаждающего водооборотного цикла.

Таким образом, были подобраны расходные нормы на биоцид, которые позволили достичь летальности планктонной биологии. Кроме того, биодисперсант DBNPA 100 WSB показал наибольшую эффективность. Однако при решении

данной проблемы необходимо найти возможность обязательной фильтрации части водного потока для удаления шлама, приводящего к закупориванию труб.

УДК 536.244:621.783.2

С.В. Карнов, Э.Н. Сабуров, А.В. Быков

ГОУ ВПО «Архангельский государственный технический университет»

### АЭРОДИНАМИКА И КОНВЕКТИВНЫЙ ТЕПЛООБМЕН В ЦИКЛОННОЙ КАМЕРЕ ПРИ БЛИЗКИХ К ПРЕДЕЛЬНЫМ УСЛОВИЯМ ВВОДА И ВЫВОДА ГАЗОВ

Использование циклонного принципа организации движения топочных, греющих и сушильных газов для интенсификации технологических процессов в различных областях промышленности и энергетике является одним из перспективных направлений и находит все более широкое применение [1–3]. Аэродинамика и конвективный теплообмен в циклонных камерах изучены достаточно подробно лишь при следующих значениях относительных геометрических параметров, характеризующих условия ввода и вывода газов из циклонной камеры: площади входа потока  $0,04 \leq \bar{f}_{\text{вх}} = 4f_{\text{вх}} / (\pi D_{\text{к}}^2 \leq 0,1$  ( $D_{\text{к}}$  – внутренний диаметр циклонной камеры); высоты входных каналов  $\bar{h}_{\text{вх}} = h_{\text{вх}} / D_{\text{к}} \leq 0,25 \dots 0,3$ ; диаметры выходного отверстия  $0,3 \leq \bar{d}_{\text{вых}} = d_{\text{вых}} / D_{\text{к}} \leq 0,6$ . В то же время циклонные камеры с малыми значениями  $\bar{d}_{\text{вых}}$  и большими  $\bar{f}_{\text{вх}}$  используются в обеспыливающей и сушильной технике, при нагреве металла, термической обработке заготовок и изделий [2, 5], 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 [4], печах безокислительного нагрева заготовок [1, 3].

В развитие ранее выполненных экспериментальных исследований [1–5] в настоящей работе рассмотрена аэродинамика циклонных камер и теплоотдача на поверхности круглой цилиндрической вставки, соосной с аэродинамической осью стабилизированного закрученного потока в вертикальной циклонной камере как при сравнительно

малых (0,05...0,2), так и при больших (0,8...1,0) значениях  $\bar{d}_{\text{вых}}$ , при малых (0,02) и больших (0,2...0,267) значениях  $\bar{f}_{\text{вх}}$  и  $\bar{h}_{\text{вх}}$ , близких или равных 0,5.

Опытная часть работы выполнена на двух экспериментальных стендах. Первый из них – аэродинамический, подробно описан в работе [6], второй, предназначенный для исследования движения газов и теплоотдачи в циклонной загруженной камере, – в работах [7–9].

Основным элементом второго стенда являлась гладкостенная циклонная камера с внутренним диаметром  $D_{\text{к}} = 2R_{\text{к}} = 160$  мм и длиной  $L_{\text{к}} = 160$  мм. Ввод воздуха в камеру осуществлялся расположенными тангенциально к внутренней поверхности рабочего объема шлицами с одной или двух диаметрально противоположных сторон. Ширина прямоугольных шлицев  $l_{\text{ш}}$  составляла 33,5 мм, их высота  $h_{\text{ш}}$  могла варьироваться специальными деревянными вкладышами от 12 до 80 мм. Выходной (по направлению движения потока) конец вкладышей был отфрезерован таким образом, что его торцевая поверхность при любой высоте совпадала с внутренней поверхностью камеры.

Опыты проводили при одном работающем шлице и его безразмерной высоте  $\bar{h}_{\text{ш}} = h_{\text{ш}} / D_{\text{к}} = 0,075$  и при двух шлицах для  $\bar{h}_{\text{ш}} = 0,075; 0,394; 0,5$ . С изменением высоты шлицев в опытах менялась и безразмерная площадь входа потока  $\bar{f}_{\text{вх}} = 4l_{\text{ш}} h_{\text{ш}} / (\pi D_{\text{к}}^2)$  в диапазоне значений от  $2,0 \cdot 10^{-2}$

(при  $\bar{h}_{\text{вх}} = 0,075$ ) до  $26,67 \cdot 10^{-2}$  (при  $\bar{h}_{\text{вх}} = 0,5$ ). За счет сменных цилиндрических обечаек относительная длина камеры  $\bar{L}_k = L_k/D_k$  могла варьироваться от 1,55 до 2,75. Отвод газов из рабочего объема циклонной камеры производили через круглое отверстие в ее выходном торце. Безразмерный диаметр отверстия  $\bar{d}_{\text{вых}}$  мог принимать значения от 0,05 до 1,0. Загрузка рабочего объема камеры имитировалась цилиндрическими вставками – пустотелыми тонкостенными металлическими паровыми калориметрами, теплоотдача конвекцией к воздуху от которых определялась по методу изменения агрегатного состояния греющего агента [1, 5] – конденсации слегка перегретого (на 2...3 °С) водяного пара, подаваемого внутрь калориметров. Длина вставок-калориметров составляла 400 мм, толщина стенки – 2 мм, наружный диаметр  $d_b = 2r_b$  мог принимать значения от

25 до 130 мм, в безразмерном виде  $\bar{d}_b = d_b/D_k$  – от 0,0806 до 0,419.

Верхние торцы рабочего участка калориметров были теплоизолированы текстолитовыми дисками. Более подробное описание стенда и методики измерений приведено в работе [5]. Измерение скоростей и давлений во входных каналах и в рабочем объеме камеры производилось трехканальным цилиндрическим зондом, в камере – по радиусам в среднем сечении или в сечении ввода потока.

Распределения безразмерной величины тангенциальной скорости потока  $\bar{w}_\varphi = w_\varphi/v_{\text{вх}}$  ( $v_{\text{вх}}$  – средняя скорость потока в шлице) по высоте входного канала при различных значениях безразмерной продольной координаты  $\bar{x}$ , отсчитываемой от его начального сечения, и по радиусу циклонной камеры  $\bar{r} = r/R_k$  при одно- и двухстороннем вводе представлены на рис. 1. Как следует из ана-

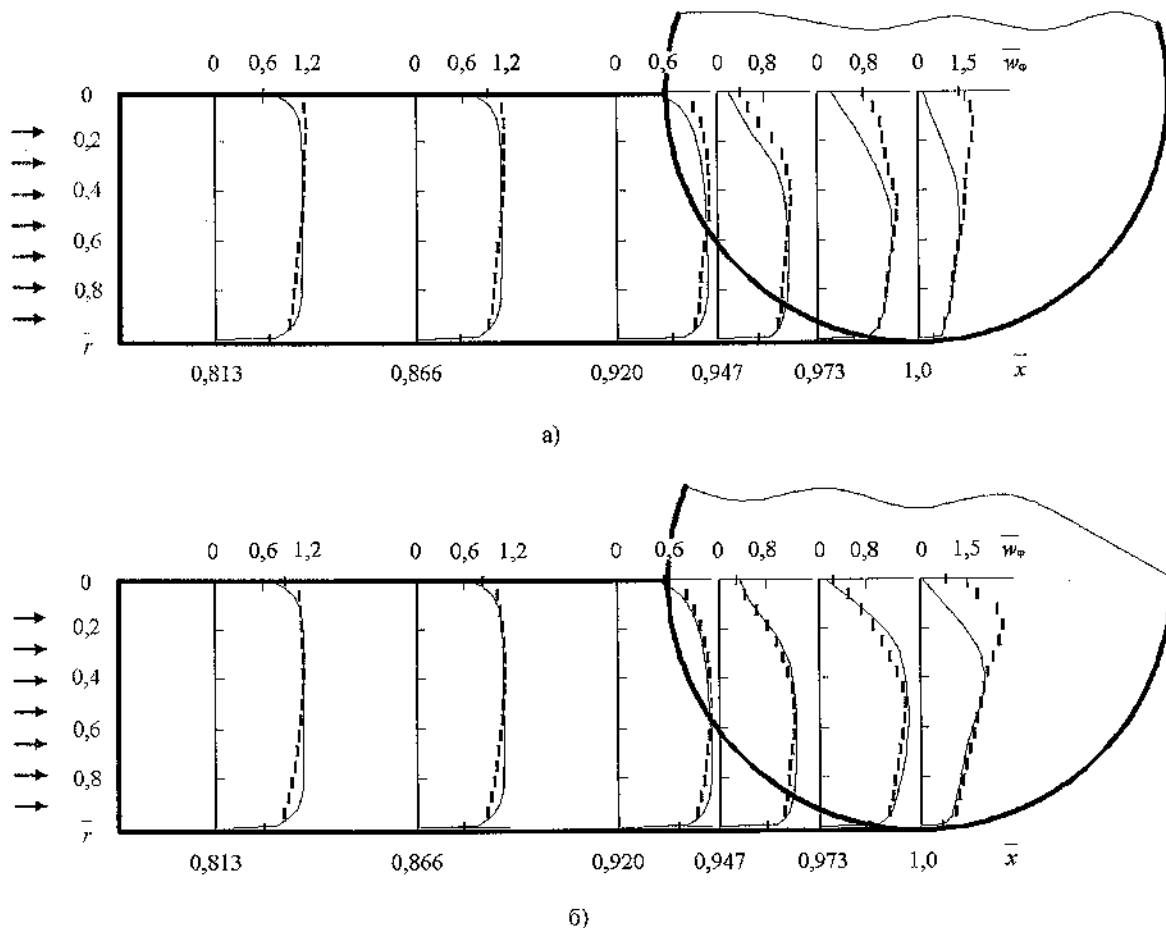


Рис. 1. Распределения  $\bar{w}_\varphi$  во входном канале ( $\bar{d}_{\text{вых}} = 0,4$ ;  $\bar{h}_{\text{вх}} = 0,5$ ) при одностороннем (а) и двухстороннем (б) вводах потока; маркеры - эксперимент (осредненные значения); линии - расчет по программе CFX

лиза распределений тангенциальной  $\bar{w}_\varphi$  и аксиальной  $\bar{w}_z = w_z / v_{\text{вх}}$  скоростей, течение во входном канале не является плоским и обладает определенной пространственностью. При движении газов вдоль входного канала  $\bar{w}_{\varphi m}$  и статическое давление на его внешней стенке снижаются с меняющейся в зависимости от значений  $\bar{h}_{\text{вх}}$  и  $\bar{d}_{\text{вх}}$  интенсивностью. Поперечный (по координате  $\bar{y}$ ) градиент давления в канале с  $\bar{h}_{\text{вх}} = 0,5$  приводит к смещению максимума  $\bar{w}_\varphi$  вначале к внутренней стенке, а при значениях  $\bar{h}_{\text{вх}}$ , близких к 1, — к оси входного канала.

При входе потока в рабочий объем циклонной камеры происходит его взаимодействие с боковой поверхностью и уже закрученными ранее введенными газами, что вызывает дальнейшие значительные изменения в распределениях скоростей и давлений в очень узком диапазоне координаты  $0,92 \leq \bar{x} \leq 1$ .

Авторами получены аппроксимационные зависимости, описывающие распределения  $\bar{w}_\varphi$  при предельных и близких к предельным условиям вывода газов из циклонной камеры [6, 7]. Во внешней (квазипотенциальной) зоне ядра потока при

варьировании в широких пределах  $\bar{d}_{\text{вх}}$  и при различных значениях  $\bar{d}_n$

$$\bar{w}_\varphi = \frac{1}{0,065 + 1,05\bar{r}}, \quad (1)$$

во внутренней зоне ядра

$$\bar{w}_\varphi = \bar{w}_{\varphi m} \left[ \frac{2\bar{r} / \bar{r}_{\varphi m}}{1 + (\bar{r} / \bar{r}_{\varphi m})^2} \right]^{n_\omega}, \quad (2)$$

где  $\bar{w}_{\varphi m} = w_{\varphi m} / v_{\text{вх}}$  и  $\bar{r}_{\varphi m} = r_{\varphi m} / R_k$  — безразмерные максимальная тангенциальная скорость и радиус, соответствующий ее положению в рабочем объеме циклонной камеры;  $n_\omega$  — показатель степени, зависящий от геометрических характеристик циклонной камеры и особенностей течения в приосевой области потока [2–5].

На рис. 2 показаны зависимости основных аэродинамических характеристик потока от безразмерной высоты входного канала  $\bar{h}_{\text{вх}}$  в циклон-

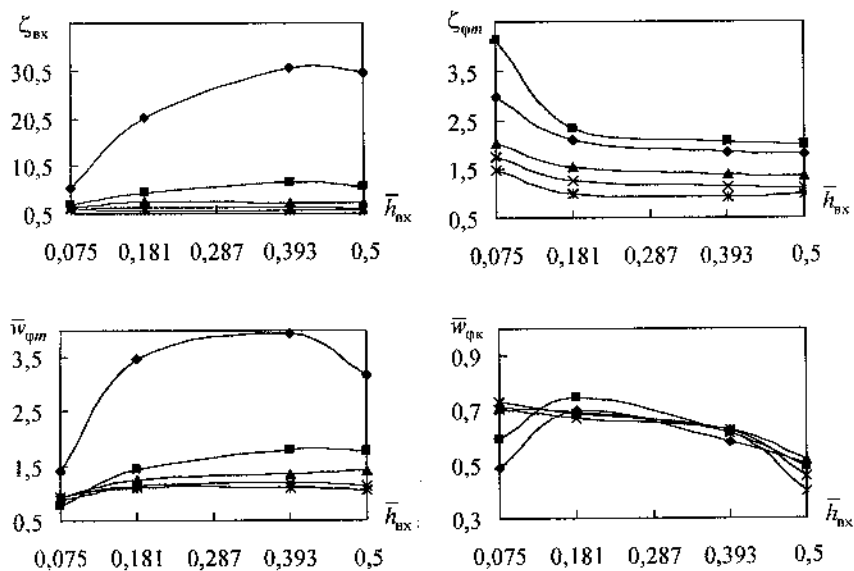


Рис. 2. Изменение  $\zeta_{\text{вх}}$ ,  $\bar{w}_{\varphi m}$ ,  $\zeta_{\varphi m}$ ,  $\bar{w}_{\varphi k}$  в зависимости от  $\bar{h}_{\text{вх}}$  при различных значениях  $\bar{d}_{\text{вх}}$ : —♦— 0,2; —■— 0,4; —▲— 0,6; —×— 0,8; —\*— 1

ной камере с односторонним вводом. Поскольку, как уже отмечалось выше, с ростом  $\bar{h}_{вх}$  пропорционально увеличивается и относительная площадь входа,  $\bar{w}_{\varphi m}$  и суммарный коэффициент сопротивления циклонной камеры  $\zeta_{вх} = 2\Delta p_n / (\rho_{вх} v_{вх}^2)$  (где  $\Delta p_n$  – перепад полного давления в циклонной камере;  $\rho_{вх}$  – плотность воздуха при входных условиях) также возрастают, но только до достижения значения  $\bar{h}_{вх} \approx 0,4$ . При дальнейшем увеличении  $\bar{h}_{вх}$  вплоть до предельного значения 0,5 наблюдается снижение относительной крутки потока и аэродинамического сопротивления камеры практически при всех значениях безразмерного диаметра выходного канала. Условная тангенциальная скорость на стенке рабочего объема, получаемая продолжением профиля  $\bar{w}_{\varphi}$  до его границы [6], сравнительно слабо зависит от  $\bar{h}_{вх}$  при различных  $\bar{d}_{вых}$ , изменяясь в среднем от 0,5 до 0,7 и достигая максимального значения при  $\bar{h}_{вх} \approx 0,18$  для камеры с  $\bar{d}_{вых} = 0,2 \dots 0,4$ .

Коэффициент сопротивления

$$\zeta_{\varphi m} = \frac{2\Delta p_n}{\rho_{\varphi m} v_{\varphi m}^2} \approx \frac{\zeta_{вх}}{\bar{w}_{\varphi m}^2}, \quad (3)$$

определяющий затраты энергии (полного напора) на создание и поддержание заданного уровня вращательной скорости потока, характеризует аэродинамическое совершенство циклонных камер [1–5]. Чем меньше его значение, тем выше аэродинамическая эффективность. Как видно из рис. 2, с увеличением высоты входного канала до  $\bar{h}_{вх} \approx 0,2$  аэродинамическое совершенство циклонной камеры возрастает, а при  $\bar{h}_{вх} > 0,2$  – практически не изменяется. Аналогичный результат получен и при двухстороннем вводе газов в циклонную камеру.

Некоторые результаты математического моделирования изотермического течения циклонного воздушного потока с использованием специализированного пакета программ CFX показаны на рис. 1, 3. Расчеты выполнены на основе SST (Shear Stress Transport) – модели турбулентности. Сложная вихревая структура и неосесимметричность закрученного течения, даже в условиях центрирующего влияния вставки (рис. 3), обус-

ловлены выполнением предельного геометрического условия – равенства высоты входного канала и радиуса циклонной камеры. В целом результаты расчетов  $\bar{w}_{\varphi}$  удовлетворительно согласуются с опытными данными за исключением приосевой зоны течения в объеме незагруженной циклонной камеры (см. рис. 1). Эти расхождения обусловлены, по-видимому, особенностями принятой математической модели циклонного течения, приближенностью выбранной модели турбулентности, неучетом предыстории формирования потока на входе в канал и другими факторами.

Обработку опытных данных по конвективному теплообмену проводили, принимая в качестве характерного линейного размера диаметр вставки  $d_v$ , определяющей температуры – среднюю температуру потока в объеме камеры. Основной безразмерной аэродинамической характеристикой циклонного потока в загруженной циклонной камере является максимальная вращательная скорость  $\bar{w}_{\varphi m}$ , достигаемая на радиусе  $r_{\varphi m}$  (рис. 3). Установлено, что при заданном значении  $\bar{d}_v$  интенсивность конвективного теплообмена на поверхности гладкостенной цилиндрической вставки зависит от значений  $\bar{f}_{вх}$  ( $\bar{h}_{вх}$ ),  $\bar{d}_{вых}$ ,  $\bar{L}_k$  и диапазона изменения числа Рейнольдса  $Re_{\varphi m} = \bar{w}_{\varphi m} d_v / \nu_{\varphi m}$ , где  $\nu_{\varphi m}$  – кинематический коэффициент вязкости газа на радиусе  $r_{\varphi m}$ . На рис. 4 приведены экспериментальные данные по теплоотдаче цилиндрической вставки при предельном значении  $\bar{d}_{вых} = 1,0$  и различных значениях безразмерной суммарной площади потока  $\bar{f}_{вх}$ . Как следует из представленных результатов, с ростом  $\bar{f}_{вх}$  уровень теплоотдачи на поверхности вставки повышается, причем более заметно при сравнительно малых значениях  $\bar{f}_{вх}$  ( $\bar{f}_{вх} \leq 0,04$ ). Уменьшение  $\bar{d}_{вых}$  до  $0,05 \dots 0,1$  приводит к обратному эффекту. В целом же зависимость  $Nu = Nu(Re_{\varphi m}, \bar{f}_{вх}, \bar{d}_{вых})$  является сложной и неоднозначной.

Впервые экспериментально показано [9], что при больших значениях  $\bar{f}_{вх}$  и  $R_k = \bar{h}_{вх}, \bar{d}_{вых} \leq 0,4$  обтекание цилиндрической вставки в циклонной камере даже при ее соосном расположении становится отрывным на части поверхности из-за нарушения осевой симметрии течения (см. рис. 2). В этих условиях экспериментальные данные по конвективному теплообмену близки к расчетным по известному уравнению подобия [10], описы-

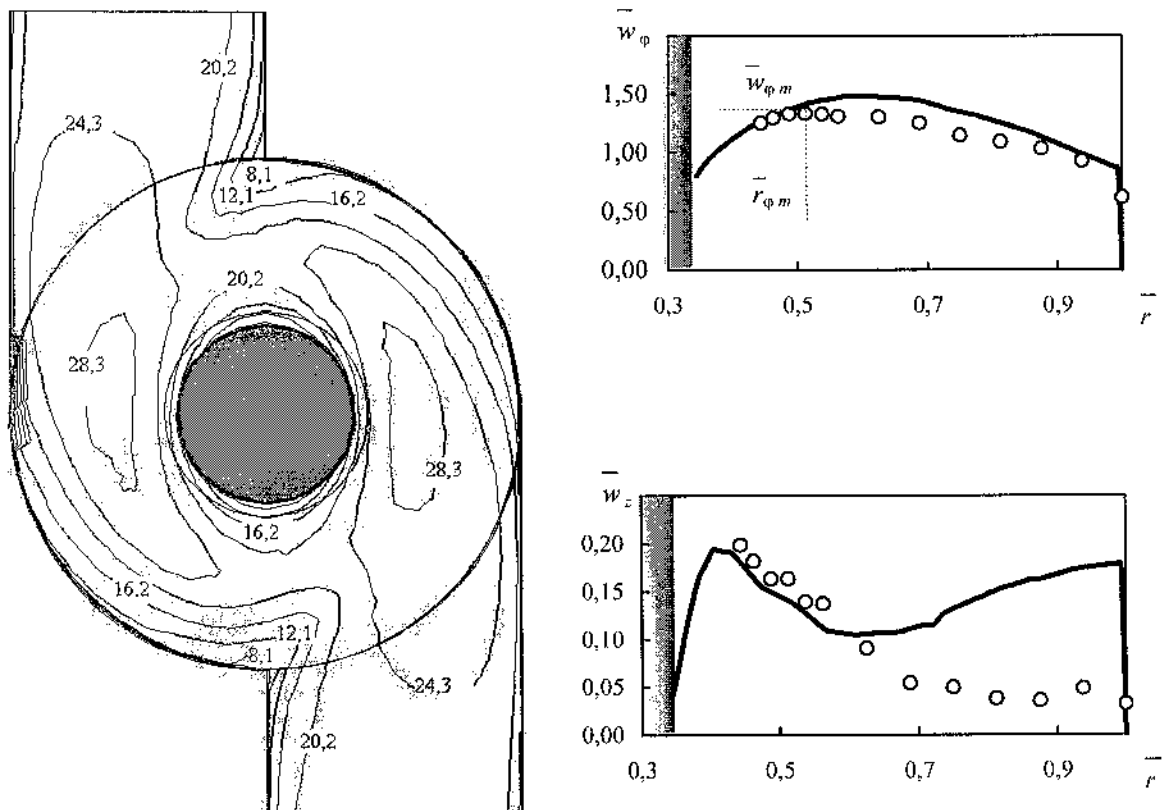


Рис. 3. Картина распределения полной скорости потока  $v$ , м/с, в среднем поперечном сечении циклонной камеры с осесимметричной вставкой ( $d_b = 0,344$ ) и сопоставление расчетных (кривые) и опытных (точки) профилей  $w_\phi$  и  $w_z$  в рабочем объеме циклонной камеры с  $\bar{h}_{вх} = 0,5$ ;  $\bar{d}_{вх} = 0,4$

вающему теплоотдачу одиночного цилиндра, обтекаемого плоскопараллельным поперечным потоком воздуха:

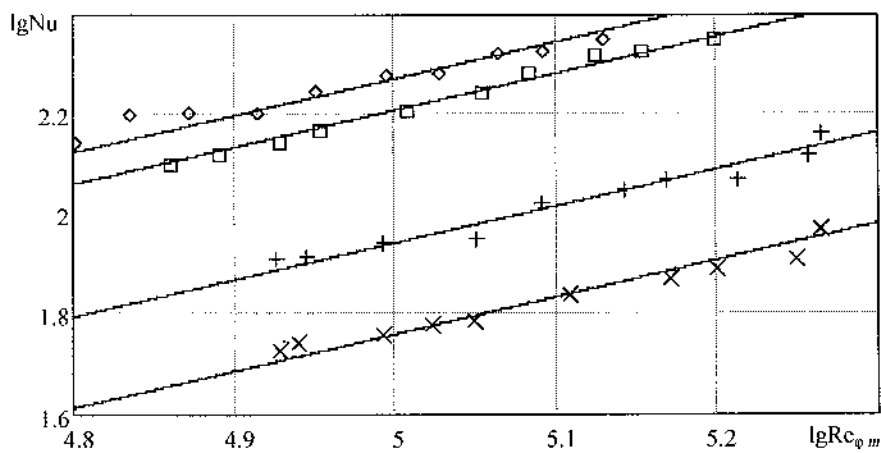


Рис. 4. Теплоотдача цилиндрической круглой вставки при  $\bar{d}_{вх} = 1,0$  и различных площадях входа потока:  $\times$  —  $\bar{f}_{вх} = 0,02$ ;  $+$  —  $0,04$ ;  $\square$  —  $0,21$ ;  $\diamond$  —  $0,267$

текаемого плоскопараллельным поперечным потоком воздуха:

$$Nu = 0,245 Re^{0,6}, \quad (4)$$

где число Рейнольдса определяется по диаметру вставки и скорости набегающего потока, при принятой схеме течения, условно равной  $w_{\phi m}$ ,  $Re = 1,6 \cdot 10^4 \dots 10^5$ . Зависимость (4), вероятно, может рассматриваться как предельный (отражающий максимально возможный уро-

всень) закон теплоотдачи осесимметрично расположенной цилиндрической вставки в циклонной камере с сильно нарушенной осевой симметрией течения и развитой зоной вихреобразований у ее поверхности.

Анализ дифференциальных уравнений движения несжимаемого газа в поле инерционных массовых сил показал [ 5], что при обобщении опытных данных по теплоотдаче может использоваться комплекс  $Ko(\eta_b)$ , представляющий собой функцию безразмерного диаметра вставки  $\eta_b = r_b/r_{\phi m}$  и учитывающий особенности циклонного течения в его внутренней зоне ( $\eta_b < \eta \leq 1$ ).

Полученные в работе экспериментальные данные, в том числе при предельных и близких к предельным условиям ввода и вывода газов, а также результаты ранее выполненных исследований [1–5], позволили установить следующий вид зависимости для  $Ko(\eta_b)$ :

$$Ko(\eta_b) = 1 - k_b \eta_b^m, \quad (5)$$

где  $k_b$  – коэффициент, зависящий от  $\eta_b$ ; при  $\eta_b \leq \eta_b^{np}$

$$k_b = \frac{1}{a + b\eta_b^2};$$

при  $\eta_b > \eta_b^{np}$

$$k_b = \frac{1}{a + b(\eta_b^{np})^2},$$

где  $a = 0,31$ ;  $b = 1,64$ ;  $\eta_b^{np}$  – безразмерный диаметр вставки, соответствующий переходу от «свободного» течения циклонного потока к «сконцентрированному» [1, 2]:

$$\eta_b^{np} = 1,18\bar{d}_{вых}^2 + 0,55; \quad (6)$$

$m$  – показатель степени;  $m = 1$  при  $\bar{h}_{вх} \leq 0,4$ ;  $m = 3$  при  $\bar{h}_{вх} = 0,5$ ,  $\bar{d}_{вых} = 0,05 \dots 0,4$ ;  $m = 1/(0,17 + 0,41 \bar{d}_{вых})$  при  $0,4 < \bar{d}_{вых} \leq 1,0$ .

Результаты исследований теплоотдачи на боковой поверхности цилиндрической вставки в ци-

клонной камере при различных условиях ввода и вывода газов, в том числе при предельных и близких к предельным, описываются обобщающими уравнениями подобия:

в области чисел  $Re_{\phi m} = 4,5 \cdot 10^4 \dots 1,7 \cdot 10^5$

$$Nu = 0,064 Ko(\eta_b) Re_{\phi m}^{0,74}; \quad (7)$$

в области  $Re_{\phi m} = 8,5 \cdot 10^3 \dots 4,5 \cdot 10^4$

$$Nu = 0,464 Ko(\eta_b) Re_{\phi m}^{0,556}. \quad (8)$$

Сопоставление формул (7) и (8) с опытными данными, полученными при различных сочетаниях параметров входа и выхода [2, 3, 5, 9] (см. таблицу), показано на рис. 5. Как следует из представленных данных, при сравнительно малых значениях  $\bar{d}_{вых}$ ,  $\bar{f}_{вх}$  и числах  $Re_{\phi m} > 6,5 \cdot 10^4$  экспериментальные точки имеют тенденцию к сходу с расчетной кривой вверх. Последнее, вероятно, можно объяснить значительным расширением входящих струй газа из пристенной в приосевую область течения, образованием развитой зоны вихревого обтекания поверхности вставки, значительным повышением уровня турбулентности в условиях ослабления стабилизирующего влияния центробежных сил, особенно при сравнительно малых величинах  $\bar{d}_{вых}$ .

Выводы:

1. На основе аэродинамических измерений и результатов математического моделирования установлены закономерности течения потока в циклонных камерах при близких к предельным и предельных условиях ввода и вывода газов.

2. Предложен безразмерный комплекс, позволивший обобщить многочисленные экспериментальные данные по теплоотдаче осесимметричных цилиндрических вставок в сильно закрущенном циклонном потоке.

3. Полученные обобщающие уравнения подобия могут быть использованы для совершенствования методики теплового расчета циклонных камер, в том числе специального конструктивного исполнения, и расширения области их практического применения [1–5].

Безразмерные геометрические характеристики циклонных устройств с цилиндрической вставкой

Номер варианта	$\bar{L}_k$	$\bar{d}_n$	$\bar{f}_{вк}$	$\bar{d}_{вых}$	Маркер	Номер варианта	$\bar{L}_k$	$\bar{d}_n$	$\bar{f}_{вк}$	$\bar{d}_{вых}$	Маркер	
1	1,55	0,0806	0,0477	0,4	▲	40	2,75	0,344	0,02	0,6	▷	
2		0,145			1,0	★						
3		0,0238	0,0318	0,2	⊕	42			0,04	0,05	⊗	
4				0,3	⊕	43				0,1	⊗	
5				0,4	⊕	44				0,2	▽	
6				0,6	△	45				0,4	△	
7				0,2	▷	46				0,8	⊖	
8				0,3	⊖	47				1,0	⊖	
9		0,0477	0,0957	0,4	☆	48			0,21	0,05	◆	
10				0,6	⊖	49				0,1	*	
11				0,2	⊖	50				0,2	⊖	
12		0,242	0,0238	0,3	⊕	51			0,267 ( $\bar{h}_{вк} = 0,5$ )	0,4	△	
13				0,4	⊕	52				0,4*	◆	
14				0,6	⊕	53				0,6	▷	
15				0,2	▷	54				0,8	●	
16				0,3	⊗	55				1,0	■	
17				0,4	⊗	56				0,05	■	
18		0,342	0,0318	0,6	⊕	57			0,419	0,1	○	
19				0,4	⊕	58				0,2	◆	
20				0,2	⊗	59				0,4	□	
21				0,3	⊕	60				0,6	×	
22				0,4	⊗	61				1,0	+	
23				0,6	⊗	62				0,2	☆	
24		0,0477	0,0957	0,2	△	63			0,0238	0,3	⊖	
25				0,3	▷	64				0,4	⊖	
26				0,4	⊗	65				0,6	⊖	
27				0,6	⊗	66				0,2	△	
28				0,2	⊗	67				0,3	▽	
29				0,3	⊖	68				0,4	△	
30		0,0957	0,0238	0,4	△	69			0,0318	0,6	▷	
31				0,6	▷	70				0,2	◇	
32				0,2	△	71				0,3	⊖	
33				0,3	▷	72				0,4	☆	
34				0,4	◇	73				0,6	⊖	
35				0,6	⊖	74				0,2	□	
36		2,75	0,344	0,02	0,05	▷			75	0,0957	0,3	●
37					0,1	△			76		0,4	△
38					0,2	●			77		0,6	▽
39					0,4	△						

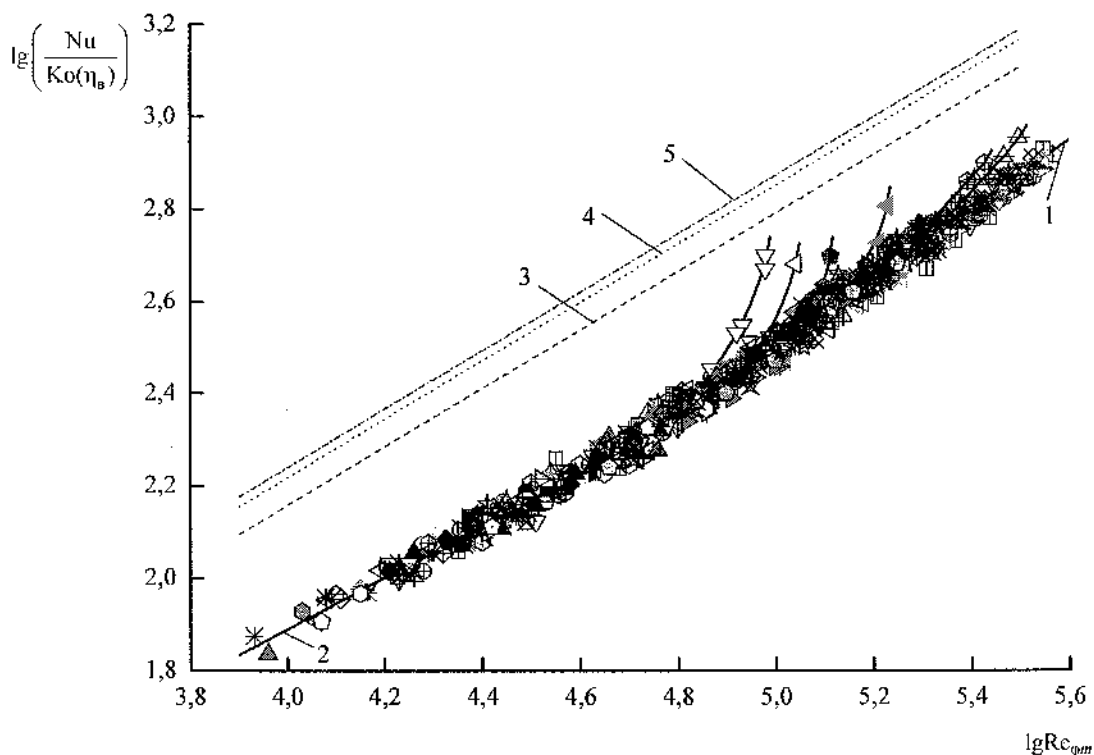


Рис. 5. Обобщение опытных данных по конвективному теплообмену круглого цилиндра в циклонной камере при различных условиях ввода и вывода газов: 1 – расчет по уравнению (7); 2 – по уравнению (8); 3, 4, 5 – по уравнению (4) при  $\eta_b = 0,35; 0,305; 0,29$

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Сабуров Э.Н.* Циклонные нагревательные устройства с интенсифицированным конвективным теплообменом / Арханг. гос. техн. ун-т. – Архангельск: Сев.-Зап. кн. изд-во, 1995. – 341 с.
2. *Сабуров Э.Н.* Теория и практика циклонных сепараторов, топков и печей / Э.Н.Сабуров, С.В.Карпов; Под ред. Э.Н. Сабурова. – Архангельск: Изд-во АГТУ, 2000. – 568 с.
3. *Сабуров Э.Н.* Теплообмен и аэродинамика закрученного потока в циклонных устройствах / Э.Н. Сабуров, С.В. Карпов, С.И. Осташев; Под ред. Э.Н. Сабурова. – Л.: Изд-во ЛГУ, 1989. – 276 с.
4. *Сабуров Э.Н.* Циклонные устройства в деревообрабатывающем и целлюлозно-бумажном производстве / Э.Н. Сабуров, С.В. Карпов; Под ред. Э.Н. Сабурова. – М.: Экология, 1993. – 368 с.
5. *Карпов С.В.* Высокоэффективные циклонные устройства для очистки и теплового использования газовых выбросов / С.В. Карпов, Э.Н. Сабуров; Под ред. Э.Н. Сабурова. – Архангельск: Изд-во АГТУ, 2002. – 504 с.
6. *Карпов С.В.* Аэродинамика циклонных устройств при близких к предельным условиям ввода и вывода

газов / С.В.Карпов, Э.Н.Сабуров, А.В. Быков // Тр. IV Рос. нац. конф. по теплообмену, 23–27 октября 2006 г. Т. 2. Вынужденная конвекция однофазной жидкости. – М.: Изд. дом МЭИ, 2006. – С. 141–144.

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

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

9. *Карпов С.В.* Аэродинамика и теплоотдача круглого цилиндра в циклонной камере при условиях вывода газов, близких к предельным / С.В. Карпов, Э.Н. Сабуров, А.В. Быков // Охрана окружающей среды и рациональное использование природных ресурсов: Сб. науч. тр. – Архангельск, 2006. – Вып. 64. – С. 103–112.

10. *Жукаускас А.А.* Теплоотдача цилиндра в поперечном потоке жидкости / Жукаускас А.А., Жюгжда И. – Вильнюс: Мокслас, 1979. – 240 с.

**ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ РАБОТЫ КОТЕЛЬНЫХ УСТАНОВОК,  
СЖИГАЮЩИХ ДРЕВЕСНОЕ ТОПЛИВО**

Объекты малой энергетики Архангельской области в основном оборудованы котлами со слоевыми топками для сжигания каменных углей Печорского бассейна, а также с топками скоростного горения и с наклонными колосниковыми решетками для сжигания древесных отходов [1, 3–9]. Кроме этого, в котельных широко используются котлы малой мощности, работающие на мазуте [6].

Топки с наклонной колосниковой решеткой установлены на многих предприятиях области и позволяют сжигать топливную смесь, состоящую из опилок, щепы и стружки. Однако возможности форсировки данных топок ограничены необходимостью поддерживать скорости первичного воздуха ниже критических для обеспечения устойчивости плотного слоя. Кроме того, они очень чувствительны к изменению качества отходов и их сыпучести [1, 3, 4].

При испытаниях котлоагрегатов ДКВр-10-13 ст. № 2, 4 ОАО «Лесозавод № 3», оборудованных шахтными предтопками с наклонными колосниковыми решетками и рекуперативными воздухоподогревателями, было отмечено, что они обеспечивают невысокую эффективность использования древесного топлива. КПД брутто котлов изменялся в диапазоне 58,3...76,9 %, при этом потери теплоты составляли:  $q_2 = 18,9...22,4$  % – с уходящими газами;  $q_3 = 0,14... 16,55$  % – с химической неполнотой сгорания;  $q_4 = 0,13... 0,2$  % – с механической неполнотой сгорания;  $q_5 = 3,85...4,71$  % – от наружного охлаждения. Удельный расход условного топлива на выработку 1 ГДж составлял 44,4...58,5 кг у. т. / ГДж.

Низкий уровень потерь теплоты с механической неполнотой сгорания топлива объясняется малой зольностью ( $A^r = 0,17$  %) древесного топлива в период проведения испытаний, а также возвратом в топку недогоревших коксовых частиц (на котлах установлены дымососы-золоуловители).

При проведении испытаний котлоагрегатов ДКВр-10-13 ст. № 1, 3, оборудованных чугунными водяными экономайзерами для обогрева сортировочных бассейнов, были выявлены в основном сходные проблемы. Однако более глубокое охлаждение продуктов сгорания за счет экономайзеров обеспечило более высокие значения КПД брутто ( $\eta_{ка}^{бр} = 72,9...78,4$  %) и меньший удельный расход условного топлива (43,4...46,6 кг у.т. / ГДж). При проведении испытаний котлов ДКВр-10-13 ст. № 1–4 максимальное значение теплонапряжения зеркала горения составило  $q_R = 0,8$  МВт/м<sup>2</sup>, а значения эмиссий вредных ингредиентов изменялись в следующем диапазоне:  $\dot{E}_{NOx} = 29...68$  мг/МДж;  $\dot{E}_{CO} = 0,1... 0,19$  г / МДж – для котла № 2 и  $\dot{E}_{CO} = 0,27...14,58$  г / МДж – для котлоагрегатов № 1, 3, 4.

Для повышения технико-экономических и экологических показателей работы котлов, оборудованных неподвижными колосниковыми решетками, была оптимизирована конструкция узла ввода вторичного дутья за счет применения дискретно расположенных сопел прямоугольной формы. Кроме того, были разработаны технические решения, обеспечивающие более оптимальное распределение топлива по длине решетки и организацию «активной» аэродинамики в надслоевой области предтопок. Реализация разработанных мероприятий позволит обеспечить низкоэмиссионное сжигание древесного топлива по трехступенчатой схеме.

При обследовании котельной ЛДК-12 с котлоагрегатами КЕ-10-14, оборудованными аналогичными предтопками, был выявлен круг проблем, близких к ранее изложенным, поэтому разработанные технические решения следует использовать и при реконструкции данных котлов.

Топки скоростного горения системы В.В. Померанцева с зажатым слоем позволяют значительно повысить теплонапряжение зеркала горения за

счет увеличения скорости воздуха, пронизывающего слой топлива, и широко используются для котлов серии ДКВр и КЕ на предприятиях лесопромышленного комплекса (ЛПК) [1, 3, 4, 7]. В котельных ОАО «ЛДК-3» и ЗАО «Лесозавод 25» установлено по три утилизационно-энергетических (КЕ-10-14МТ) и по два мазутных (ДЕ-25-14) котлоагрегата. В 1997 г. на ЛДК-3 была также пущена в эксплуатацию финская водогрейная котельная с двумя утилизационно-энергетическими котлами мощностью по 6 МВт.

Топливом для утилизационно-энергетических котлов служат древесные отходы с лесопильного производства. Однако в последнее время стали сжигать и древесные отходы с отвалов. Анализ проб древесных отходов с ОАО «ЛДК-3», «Соломбальский ЛДК», «Соломбальский ЦБК» и других предприятий ЛПК показал, что повышенное содержание внешней влаги приводит к значительному снижению низшей теплоты сгорания на рабочую массу (до  $Q_i^r = 3075$  кДж/кг). Для повышения энергоэкологоэкономических показателей работы котлов необходимо снижение содержания внешней влаги в отходах, что можно обеспечить за счет естественной подсушки на промежуточных складах, а также в цикле предварительной подготовки древесного топлива к сжиганию. Необходимо отметить, что сроки хранения древесного топлива на складе должны быть ограничены для исключения процесса гниения. Кроме того, при длительном хранении древесных отходов происходит их засорение внешними минеральными примесями, при этом зольность на сухую массу иногда повышается до  $A^d = 12$  %, что также снижает их тепловую ценность. Для получения полной картины топливных балансов предприятий ЛПК необходимо периодически определять теплотехнические характеристики всех видов образующихся древесных отходов. Выполнение данных работ позволит с большой степенью точности прогнозировать качество древесного топлива и учитывать возможную динамику его изменения при эксплуатации котлоагрегатов, а также определять оптимальные соотношения компонент в смеси древесных отходов и схемы их энергетического использования [5, 9].

Для оценки эффективности работы утилизационно-энергетических котлоагрегатов с предтопка-

ми скоростного горения были проведены исследования в соответствии с требованиями, предъявляемыми к промышленно-эксплуатационным испытаниям II категории сложности, обработка полученных результатов проводилась с использованием [2]. При исследовании состава продуктов сгорания использовались газоанализаторы: «TESTO-350» и «IMR-3000R». Анализируя данные, полученные в результате испытаний котлоагрегатов, можно отметить ряд недостатков в их работе, характерных и для других котельных региона.

Общим недостатком для котлов ОАО «ЛДК-3» является их работа при большом разрежении в топке ( $S_T = 70 \dots 160$  Па), что неблагоприятно сказывается на работе всего котлоагрегата. При высоком разрежении значительно возрастают присосы воздуха в газовый тракт, возникают высокоамплитудные пульсации в топке, ухудшаются условия выгорания топлива вследствие затягивания факела в конвективные поверхности нагрева, создаются пожароопасные условия в кубах рекуперативных воздухоподогревателей. На многих котлах была отмечена неудачная трассировка воздухопроводов и газоходов в аэродинамическом и компоновочном отношениях. Эксплуатационные испытания показали, что существующая схема ввода подового дутья не обеспечивает эффективного догорания топливных частиц ввиду наличия «мертвых» зон. Более рациональной схемой является организация «многовихревой» аэродинамики со встречно-смещенными струями [7–10].

КПД брутто котлов № 1, 2 ОАО «ЛДК-3» в зависимости от нагрузки изменялся в диапазоне 65,9...80,11 %, при этом потери теплоты составляли:  $q_2 = 9,43 \dots 13,88$  % – с уходящими газами;  $q_3 = 0,46 \dots 20,14$  % – с химической неполнотой сгорания;  $q_4 = 0,74 \dots 6,24$  % – с механической неполнотой сгорания;  $q_5 = 1,76 \dots 10,83$  % – от наружного охлаждения. Эмиссии вредных ингредиентов имели следующие значения:  $E_{NOx} = 39 \dots 149$  мг / МДж;  $E_{CO} = 0,65 \dots 26,1$  г / МДж. Удельный расход условного топлива составлял 42,6...51,8 кг у. т. / ГДж. Модернизация системы подового дутья позволила увеличить максимальный КПД брутто котлов до 82,1 % и уменьшить выбросы вредных веществ.

Учитывая, что максимальная температура в топках котлов не превышает 1473 К, образование термических оксидов азота практически не происходит, генерация  $\text{NO}_x$  идет за счет окисления азота топлива и зависит от коэффициента избытка воздуха в топке. Большие значения эмиссии оксида углерода свидетельствуют о нерациональном распределении воздуха или о его недостатке. Следует также отметить неоптимальный подвод воздуха в предтопок, который осуществляется со стороны боковых стен, более эффективным является фронтальной ввод.

Также необходимо отметить, что котлы ОАО «ЛДК-3» работали без золоуловителей. Выброс золовых частиц неблагоприятно сказывается на состоянии окружающей среды в районе расположения котельной, а также наносит вред готовой продукции предприятия, складываемой на открытом воздухе.

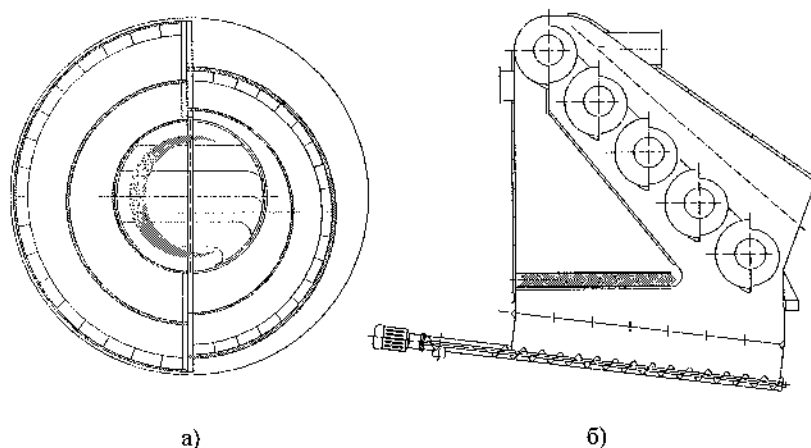
Для повышения экологических показателей котельной и устранения ущерба от снижения качества пиломатериалов была разработана газоочистная установка (ГОУ). Однако тесная компоновка основного и вспомогательного оборудования котельной исключила возможность оснащения котлов индивидуальными ГОУ, поэтому ООО «Валер» при участии автора был разработан проект объединенной ГОУ (на три котла), расположенной за пределами котельной перед дымовой трубой. Данная ГОУ состоит из пяти коаксиальных циклонных элементов, расположенных по ходу га-

зов, каждый из которых имеет по четыре «обратных» связи для повышения степени очистки (см. рисунок).

Наличие жалюзийного сепаратора в нижней части бункера исключает явление вторичного уноса уловленных частиц. Испытания ГОУ показали, что ее КПД составляет  $\psi = 79,6...86,6\%$  при расходе продуктов сгорания  $10,6...11,8 \text{ м}^3/\text{с}$  (проектный  $\geq 13,9 \text{ м}^3/\text{с}$ ), а ее сопротивление равно  $0,6...0,72 \text{ кПа}$ . Данная степень очистки газов получена при работе двух котлов КЕ-10-14, сжигающих древесные отходы, в которых доминировал опилкок (с влажностью на рабочую массу  $W_{r,1} = 48,1\%$ ). Запыленность дымовых газов определялась при изокINETических условиях с использованием метода внутренней фильтрации газов через аллонжи с объемной набивкой из стекловолна и результатов предварительно проведенных тарировок. Для регулирования расхода отбираемого газа использовалось аспирационное устройство типа ПУ-4Э.

Исследования показали, что материал, уловленный в ГОУ, является полифракционным и крупнодисперсным (коэффициент полидисперсности  $n = 1,67$ ; а коэффициент, характеризующий тонкость гранулометрического состава, равен  $b = 0,2 \cdot 10^{-4}$ ), при этом два первых по ходу газов циклона улавливают преимущественно крупную фракцию с размером частиц  $d_{\text{ч}} \geq 0,4 \text{ мм}$ , массовая доля которой составляет около 52%. Содержание горючих в данной фракции изменялось в диапазоне  $C^r = 85...92\%$ , а летучих веществ – в диапазоне  $5...10\%$  (от первоначального количества).

Реконструкция зольного бункера с организацией отдельного сбора и вывода крупной фракции, уловленной в двух первых циклонах ГОУ, и мелкой фракции позволит получать углеродный сорбент с насыпной плотностью  $100...170 \text{ кг/м}^3$  и удельной поверхностью  $350...500 \text{ м}^2/\text{г}$ . Производительность установки по углеродному сорбенту составит  $80 \text{ кг/сут}$  (при работе двух котлов на средних нагрузках), а максимальная производительность – до  $260 \text{ кг/сут}$ . Качественные показатели данного



Комбинированная газоочистная установка: а – циклонный элемент с обратными связями; б – продольный разрез ГОУ

сорбента выше, чем у коксовой пористой крошки (КПК), получаемой при сжигании дробленых бурых углей по низкотемпературной вихревой технологии, но ниже, чем у КПК после ее парогазовой активации в реакторе, а также активированных углей марок АГ-3, АР-А. Мелкую фракцию с повышенной зольностью следует использовать в сельском хозяйстве. Результаты химического анализа золы, образующейся при сжигании древесных отходов, показали, что она богата элементами, необходимыми для повышения плодородия почвы.

Данное направление по переводу котлов, сжигающих древесное топливо, в энерготехнологический режим работы является достаточно перспективным, так как наряду с уменьшением выбросов твердых частиц в атмосферу позволяет получить углеродный сорбент среднего качества (низкой стоимости), который можно использовать для очистки сточных вод и уходящих газов промышленных предприятий, а также мелкофракционную золу для повышения плодородия почвы [8, 9].

Для повышения энергоэкологоэкономических показателей теплогенерирующих установок ЗАО «Лесозавод 25» была проведена модернизация трех котлоагрегатов КЕ-10-14МТ, в ходе которой проведено изменение конструкции предтопка и аэродинамической структуры топливно-газовых потоков с организацией многовихревой схемы в нижней части топки. Комплексные испытания котлов показали, что их модернизация позволила поднять КПД брутто на 6...8 %, снизить эмиссию оксида углерода в 1,5...3 раза и увеличить паропроизводительность. Так, максимальная производительность котла ст. № 3 увеличена на 30 % выше номинальной (до  $1,3D_{ном}$ ) при сжигании древесного топлива непроектного состава (опилок и смесь опилка с корой до 25 %), даже при наличии повышенных присосов холодного воздуха в топку ( $\Delta\alpha_t = 0,27...0,9$ ) и пониженной плотности кубов воздухоподогревателя ( $\Delta\alpha_{ни} = 0,4...0,7$ ). При изменении нагрузки котла в диапазоне  $(0,3...1,3)D_{ном}$  и давления насыщенного пара  $P_{ниг}^{абс} = 1...1,4$  МПа, полный расход древесных отходов ( $W_t^r = 53,3...54,4$  %;  $A^r = 0,29...0,64$  %;  $Q_t^r = 6,7...7,1$  МДж/кг) составил 2,01...5,52 т/ч. Удельный расход условного топлива изменялся в

диапазоне 42,4...44,15 кг у. т. /ГДж, а КПД брутто – 76...79,7 %.

Учитывая, что данный котлоагрегат имел повышенные потери теплоты от наружного охлаждения  $q_3 = 1,6...4,7$  %, вызванные отсутствием тепловой изоляции на многих элементах газового и воздушного трактов, а также повышенные потери теплоты с уходящими газами  $q_2 = 16,1...16,9$  %, восстановление тепловой изоляции и обмуровки котла, а также плотности воздухоподогревателя в соответствии с требованиями [11] и установка улиточного золоуловителя с выносным циклоном ЦН-24, для возврата уловленных коксовых частиц ( $C^r = 89...96$  %) в топочную камеру, и четырех сопел третичного воздуха, выполненных с наклоном вниз и сфокусированных тангенциально к условной окружности в центре топки, позволили поднять КПД брутто до 84,5...85 %, обеспечили дальнейшее снижение эмиссии оксида углерода (на 70...85 %) и выбросов твердых частиц в окружающую среду (до 142 мг/м<sup>3</sup>). Комплекс аналогичных мероприятий был выполнен и на котлах ст. № 1, 2, но, в отличие от котлоагрегата ст. № 3, возврат очищенных продуктов сгорания был выполнен в газовый тракт до воздухоподогревателя.

Обобщая полученные результаты, необходимо отметить, что модернизация котлов с предтопками скоростного горения позволила:

1. Поднять КПД брутто на 9...11 % при сжигании древесного топлива непроектного состава, с крайне неоднородными гранулометрическими и теплотехническими характеристиками ( $W_t^r \leq 60$  %); увеличить паропроизводительность котлов до  $1,3D_{ном}$  и выше, а также их кампанию по условиям расшлаковки; сжигать смеси древесных отходов и твердых бытовых отходов с пониженными эмиссиями вредных веществ.

2. Снизить эмиссию оксида углерода в 2,5...3,7 раза; обеспечить стабильный уровень эмиссии оксидов азота ( $\leq 80$  мг/МДж), даже при повышении производительности котлов до  $1,3D_{ном}$ , за счет эффекта ступенчатого сжигания топлива и дополнительного разложения  $NO_x$  на поверхности коксовых частиц, циркулирующих в вихревых потоках.

3. Обеспечить степень очистки продуктов сгорания  $\psi_{ул+ц} = 77...82$  % (при режимных параметрах, приемлемых для котла) в результате оснаще-

ния котлоагрегатов улиточными золоуловителями повышенной компактности. Возврат очищенных продуктов сгорания следует проводить в газоход до воздухоподогревателя, модернизация сепарационного элемента улитки-концентратора создаст возможность повышения степени очистки газов до 82...84 % и обеспечения концентрации твердых частиц в удаляемых газах до 120 мг/м<sup>3</sup>.

Применение ГОУ с коаксиальными циклонами обеспечивает степень очистки продуктов сгорания до  $\psi = 79,6 \dots 86,6$  % и концентрацию твердых частиц в удаляемых газах менее 60 мг/м<sup>3</sup>, а также позволяет осуществить перевод котлов, сжигающих древесные отходы, в энерготехнологический режим, обеспечивающий получение углеродного сорбента ( $2,5 > d_n \geq 0,4$  мм), близкого по свойствам к активированным углям промышленного производства. Полученный сорбент может использоваться для очистки сточных вод и уходящих газов промышленных предприятий, а мелкая фракция для повышения плодородия почвы.

Результаты расчетных и экспериментальных исследований показали, что для дальнейшего повышения эффективности работы котлов серии КЕ с предтопками скоростного горения необходимо также реконструировать панель схода топлива, демонтировав чугунные накладные колосники и выполнив приварку между труб стальных проставок. Разработанные технические решения следует использовать и при модернизации котлов серии ДКВр, дополнительно выполнив замену кирпичного схода топлива «плавниковой» панелью, включенной в циркуляционный контур котлоагрегата.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Головкин С.И. Энергетическое использование древесных отходов / С.И. Головкин, И.Ф. Коперин, В.И. Найденков. – М.: Лесная промышленность, 1987. – 224 с.
2. Любов В.К. Программно-методический комплекс для обработки результатов испытаний теплоэнергетического оборудования и расчета вредных выбросов / В.К. Любов, В.А. Дьячков // 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. Повышение эффективности работы котлов, сжигающих древесные отходы / В.К. Любов, В.А. Дьячков // Тр. II Рос. нац. конф. по теплообмену. Т. 3. Свободная конвекция. Теплообмен при химических превращениях. – М.: Изд-во МЭИ, 1998. – С. 229–232.
4. Любов В.К. Анализ методов энергетического использования отходов переработки древесной биомассы / В.К. Любов, В.А. Дьячков // Повышение эффективности теплообменных процессов и систем: Материалы II Междунар. науч.-техн. конф. – Вологда. – 2000. – Ч. 1. – С. 225–227.
5. Любов В.К. Исследование теплотехнических характеристик древесных отходов и торфа / В.К. Любов, В.А. Дьячков // Проблемы экономии топливно-энергетических ресурсов на промпредприятиях и ТЭС: Межвуз. сб. науч. тр. – СПб.: СПб ГТУ РП, 2001. – С. 240–248.
6. Любов В.К. Резервы энергосбережения в малой энергетике / В.К. Любов, В.А. Дьячков // Проблемы экономии топливно-энергетических ресурсов на промпредприятиях и ТЭС: Межвуз. сб. науч. тр. – СПб.: СПбГТУ РП, 2002. – С. 138–147.
7. Любов В.К. Анализ схем сжигания отходов переработки древесной биомассы / В.К. Любов, В.А. Дьячков, Р.А. Ефимов // 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.
8. Любов В.К. Уменьшение загрязнения окружающей среды путем повышения эффективности работы котлоагрегатов и увеличения доли биотоплива в топливном балансе региона / В.К. Любов, О.А. Любова // Успехи современного естествознания: Науч.-теорет. журн. – 2004, № 2. – М.: РАЕ, 2004. – С. 120–122.
9. Любов В.К. Уменьшение выбросов вредных веществ путем повышения экологических показателей работы котлоагрегатов и увеличения доли биотоплива в топливном балансе региона / В.К. Любов // Экология северных территорий России. Проблемы, прогноз ситуации, пути развития, решения: Материалы Междунар. конф. – Архангельск: Ин-т экол. проблем Севера УрО РАН, 2002. – Т. 1. – С. 200–204.
10. Пат. 2220371 Российская Федерация, МПК<sup>7</sup> F 23 D 5/04. Топочное устройство для сжигания древесных отходов / Любов В.К., заявитель и патентообладатель, Архангельский гос. техн. ун-т. – № 2002101162/06; Заявл. 08.01.02; Опубл. 27.12.03, Бюл. № 36. – 3 с.: ил.
11. Правила устройства и безопасной эксплуатации паровых и водогрейных котлов. – М.: ПИО ОБТ, 1996. – 215 с.

### МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ОХЛАЖДЕНИЯ ГОРЯЧЕКАТАНОЙ ПОЛОСЫ НА ОТВОДЯЩЕМ РОЛЬГАНГЕ СТАНА 1700

Окончательное формирование механических свойств и микроструктуры горячекатаного листового проката происходит на установке ламинарного охлаждения, расположенной на отводящем рольганге широкополосного стана (рис. 1).

После выхода из стана горячей прокатки полоса попадает в установку ламинарного охлаждения, состоящую из 8 секций. Каждая секция состоит из двух сифонов верхнего и двух сифонов нижнего охлаждения. Температура контролируется радиационными пирометрами в трех точках: на выходе из стана, на выходе из установки охлаждения и передмоткой.

Охлаждение полосы происходит за счет излучения, конвективного теплообмена с воздухом и за счет ламинарного водяного охлаждения. Для прогнозирования свойств полосы необходимо знать тепловые процессы, происходящие в полосе. Изучению этих процессов с использованием математических моделей посвящены работы [1–5]. В данных работах не учитываются температурные зависимости теплоемкости и теплопроводности стали. Кроме того, полоса принимается тер-

чески тонким телом. При водяном охлаждении удельный тепловой поток достигает значений порядка 20 МВт/м<sup>2</sup>. При этом разница температур между серединой и поверхностью полосы становится достаточно большой.

В данной работе предложена модель, в которой эти недостатки устранены.

Математическое описание охлаждения горячекатаной полосы на отводящем рольганге включает уравнение теплопроводности:

$$\rho c(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right), \quad (1)$$

где  $0 \leq x \leq S$ ;  $0 \leq t \leq t_k$ ;  $T$  – температура полосы;  $c(T)$  – теплоемкость;  $\rho$  – плотность;  $\lambda(T)$  – теплопроводность материала;  $S$  – толщина полосы;  $t_k$  – продолжительность нахождения полосы на отводящем рольганге;

начальное условие:

$$T(0, x) = T_0 = \text{const}; \quad (2)$$

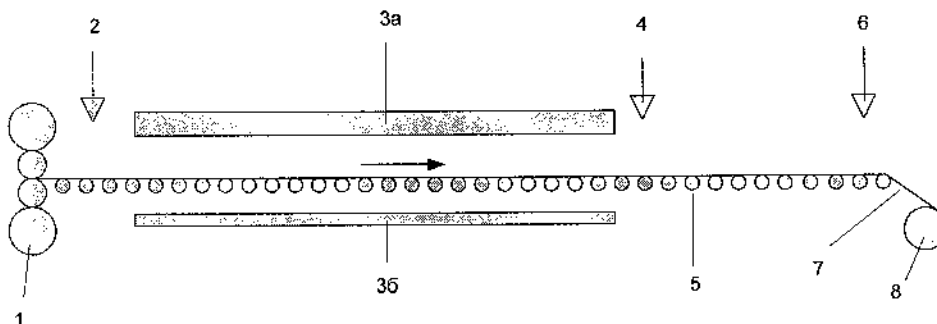


Рис. 1. Схема установки ламинарного охлаждения стана 1700 ЧерМК: 1 – последняя клетка стана 1700; 2 – пирометр на выходе стана 1700; 3а – секции верхнего водяного охлаждения полосы; 3б – секции нижнего водяного охлаждения полосы; 4 – пирометр на выходе установки охлаждения; 5 – отводящий рольганг; 6 – пирометр передмоткой; 7 – полоса металла; 8 – моталка

граничные условия:  
снизу полосы при  $x = 0$ :

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial x} = \alpha_n (T_{пн} - T_{ср}); \quad (3)$$

сверху полосы при  $x = S$ :

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial x} = \alpha_v (T_{пв} - T_{ср}), \quad (4)$$

где  $T_{ср}$  – температура окружающей среды;  $T_{пв}$  – температура верхней поверхности полосы;  $T_{пн}$  – температура нижней поверхности полосы;  $\alpha_v$  – коэффициент теплоотдачи сверху полосы;  $\alpha_n$  – коэффициент теплоотдачи снизу полосы.

Коэффициент теплоотдачи как сверху, так и снизу состоит из следующих составляющих:

$$\alpha = \alpha_k + \alpha_n + \alpha_{вод}$$

где  $\alpha_k = \alpha_{к св} + \alpha_{к вын}$  – коэффициент теплоотдачи конвекции;  $\alpha_{вод}$  – коэффициент теплоотдачи водяного охлаждения;  $\alpha_n = \sigma_0 \epsilon (T_n^2 + T_{ср}^2) (T_n + T_{ср})$  – коэффициент теплоотдачи излучения;  $\sigma_0$  – постоянная Стефана – Больцмана;  $\epsilon$  – степень черноты стали,  $\epsilon = \epsilon_v$  – верхняя сторона полосы,  $\epsilon = \epsilon_n$  – нижняя;  $\alpha_{к св} = k_{св} \sqrt{T_n - T_{ср}}$  – коэффициент теплоотдачи при свободной конвекции;  $k_{св}$  – коэффициент влияния свободной конвекции;  $\alpha_{к вын} = k_{вын} v^{0,8} (y + y_0)^{-0,2}$  – коэффициент теплоотдачи при вынужденной конвекции;  $k_{вын}$  – коэффициент влияния вынужденной конвекции;  $v$  – скорость полосы на отводящем рольганге;  $y$  – координата, отсчитываемая от пирометра на выходе стана вдоль полосы на рольганге;  $y_0$  – расстояние от последней клетки стана до пирометра на выходе стана.

Для решения системы уравнений (1)–(4) применили метод конечных разностей с использованием явной схемы аппроксимации. Алгоритм решения реализован с помощью программного пакета Delphi. Выполнено тестирование решения и выбрано оптимальное количество узлов расчетной области, при котором погрешность моделирования

не превышает погрешности измерения температуры.

Выполнена проверка адекватности модели для случая охлаждения полосы на воздухе. При проверке выбраны следующие исходные данные:  $\rho = 7850 \text{ кг/м}^3$ ;  $S = 1 \text{ мм}$ ;  $T_{ср} = 15 \text{ }^\circ\text{C}$ ;  $v = 11,8 \text{ м/с}$ ;  $\epsilon_v = 0,8$ ;  $\epsilon_n = 0,6$ ;  $c(T)$  – задана в соответствии с табл. 1;  $\lambda(T)$  – в соответствии с табл. 2.

Таблица 1

Теплоемкость материала

$T, \text{ }^\circ\text{C}$	575	625	675	725	775	825
$c, \text{ Дж/(кг} \cdot \text{ }^\circ\text{C)}$	741	791	858	1181	967	787

Таблица 2

Теплопроводность материала

$T, \text{ }^\circ\text{C}$	600	700	800	900
$\lambda, \text{ Вт/(м} \cdot \text{ }^\circ\text{C)}$	37,3	34	30,3	28

Результаты моделирования процесса охлаждения представлены на рис. 2.

Как следует из рис. 2, результаты моделирования соответствуют экспериментальным данным по измерению температуры металла. На расчетной кривой заметно замедление падения температуры на расстоянии от 50 до 100 м, что связано с повышением теплоемкости стали в интервале температур фазовых превращений металла (775+675  $^\circ\text{C}$ ).

Таким образом, разработана математическая модель охлаждения горячекатаной полосы на отводящем рольганге стана 1700, которая позволит прогнозировать температуру металла перед смоткой с учетом свойств материала, зависящих от температуры. В дальнейшем планируется проверить адекватность модели при охлаждении полосы водой и использовать ее при разработке алгоритма управления охлаждением полосы на отводящем рольганге стана.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Лабейт В.Г. Жидкостное охлаждение высокотемпературного металла. – Л.: Изд-во ЛГУ, 1983. – 172 с.

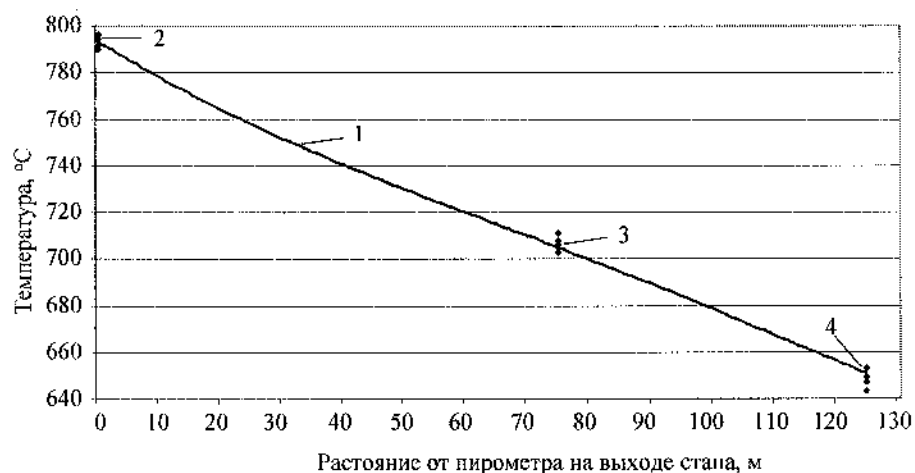


Рис. 2. Изменение температуры полосы при охлаждении на отводящем рольганге: 1 – результаты моделирования; 2 – экспериментальные данные в месте установки пирометра на выходе стана 1700; 3 – на выходе установки охлаждения; 4 – перед смоткой

2. Троянов Г.Г., Петрова Л.Б. Методика расчета охлаждающих устройств для тонколистовой полосы. – Свердловск: ВНИИМТ, 1981. – 38 с.

3. Губарев В.Я., Шацких Ю.В. Теплоперенос в газожидкостной среде // Технология металлов – 2005. – № 11. – С. 6–10.

4. Герцев А.И., Павленко В.В., Максименко Г.А. Со-

вершенствование систем охлаждения проката на листовых станах // Сталь. – 1987. – № 4. – С. 102–105.

5. Бобров М.А., Никитин В.Е., Поляков Б.А., Каретный З.П., Пугачев О.А. Совершенствование системы ускоренного охлаждения полос на стане 2000 // Сталь. – 1993. – № 3. – С. 44–49.

## СОДЕРЖАНИЕ

### Раздел 1. **Металлургия**

<i>М.В. Темляцнев.</i> Исследование микротвердости поверхностного обезуглероженного слоя рельсовой стали	3
<i>А.Т. Степанов, Ю.Д. Смирнова, В.А. Гаврилов, С.А. Гаврилов.</i> Исследование влияния гранулометрического состава на технологические свойства железного порошка	5
<i>Г.С. Козлов, Н.Е. Хисамутдинов, С.В. Шаталов.</i> Способ повышения степени извлечения марганца из необогащенных руд	10
<i>А.И. Виноградов, И.А. Сарычева.</i> Анализ геометрических моделей изменения структуры металлов при различных способах их пластической обработки	14
<i>Е.В. Дилигенский.</i> Конструирование и эксплуатация валковых узлов широкополосных станов холодной прокатки, оснащенных системами осевого перемещения рабочих валков	21
<i>А.Г. Васенин, А.И. Виноградов, А.В. Колобов, А.И. Тюляпин, В.С. Юсупов.</i> Совершенствование технологии производства электросварных труб круглого и профильного сортамента в условиях цеха гнутых профилей ОАО «Северсталь»	28
<i>С.Н. Сумин.</i> Кинетика и механизм окисления сплавов кобальта с алюминием	33
<i>Э.Э. Меркер, А.В. Сазонов, А.А. Гришин.</i> Технологические особенности переплавки металлизированных окатышей в электродуговой печи	37

### Раздел 2. **Промышленная теплоэнергетика**

<i>В.И. Игонин, Д.В. Титов.</i> Энтропийная модель элемента промышленной теплоэнергетической системы	42
<i>В.И. Игонин.</i> Оценка теплоэнергетической эффективности работы предприятия	46
<i>Ю.Р. Осипов, С.А. Шлыков, Т.И. Чурина, С.Ю. Осипов.</i> Теплообмен в зоне контакта движущейся анизотропной оболочки вращения с опорной поверхностью	54
<i>Ю.Р. Осипов, С.Ю. Осипов, О.А. Панфилова.</i> Теоретические аспекты и методы интенсивного энергосбережения при изготовлении гуммированных объектов	61
<i>С.В. Лукин, А.В. Зверев, С.А. Зимин.</i> Охлаждение слитка в зоне вторичного охлаждения машины непрерывного литья заготовок	69
<i>С.В. Лукин, Т.И. Страшко.</i> Выбор рационального профиля рабочих стенок кристаллизатора машины непрерывного литья заготовок	75
<i>З.К. Кабаков, Г.Г. Шадрин, Ю.А. Корочкин.</i> Математическая модель затвердевания и охлаждения слитка из алюминиевого сплава при непрерывном литье	80
<i>З.К. Кабаков, Д.И. Габелая, Ю.В. Грибкова, С.В. Егоренкова.</i> Математическая модель охлаждения штабелей непрерывнолитых слябов на воздухе	83
<i>З.К. Кабаков, А.А. Климина.</i> Угловой коэффициент излучения в системе «поверхность слябовой заготовки – ролики слябовой машины непрерывного литья заготовок»	87
<i>Н.В. Телин, А.М. Миронов.</i> Выбор конструктивных и технологических параметров роликов металлургических машин	91
<i>И.Л. Никулин, А.И. Цаплин.</i> Повышение эффективности технологических режимов высокоскоростной направленной кристаллизации монокристаллических лопаток газотурбинных двигателей на основе вычислительного эксперимента	94
<i>С.В. Сорокин, Ю.А. Калягин, Г.Н. Шестаков.</i> Управление тепловыми процессами в кристаллизаторе машины непрерывного литья заготовок	99
<i>Д.А. Бачин, В.С. Грызлов.</i> Теплозащитная надежность стеновых панелей различных типов	106
<i>Е.В. Голицына.</i> Трехмерная квазистационарная задача теплопроводности для сплошного цилиндра	111
<i>И.П. Дьячкина, Н.Н. Сеницын.</i> Инженерная методика расчета теплообмена в водоохлаждаемых пальцах печи «Фукс»	118
<i>Л.А. Полеводова, Н.Н. Сеницын.</i> Результаты исследования траекторий движения одиночных капель воды с учетом изменения ее массы в системе газоочистки кислородного конвертера	121
<i>А.В. Гамзин, Н.Н. Сеницын, В.В. Ермилов, И.В. Дорошенко.</i> Бицидная обработка охлаждающих водооборотных циклов	126
<i>С.В. Карпов, Э.Н. Сабуров, А.В. Быков.</i> Аэродинамика и конвективный теплообмен в циклонной камере при близких к предельным условиям ввода и вывода газов	127
<i>В.К. Любов.</i> Повышение эффективности работы котельных установок, сжигающих древесное топливо	135
<i>З.К. Кабаков, А.А. Немтинов, В.И. Цюрко.</i> Математическая модель охлаждения горячекатаной полосы на отводящем рольганге стана 1700	140