

Л. 424.
К. 758^{0.9}

НА ДОМ НЕ ВЫДАЕТСЯ

Экземпляр
чит. зала

В.С. КОЧО, В.И. ГРАНКОВСКИЙ

ТЕПЛОВАЯ РАБОТА
МАРТЕНОВСКИХ
ПЕЧЕЙ

44-87

Металлургия издат
1960

ЗА ДОЛ. ИС. ВЫДАЕМ

В. С. КОЧО, В. И. ГРАНКОВСКИЙ

Экземпляр
чит. зала

ТЕПЛОВАЯ РАБОТА МАРТЕНОВСКИХ ПЕЧЕЙ



ГОСУДАРСТВЕННОЕ
НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКОЕ ИЗДАТЕЛЬСТВО
ЛИТЕРАТУРЫ ПО ЧЕРНОЙ И ЦВЕТНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ
Москва 1960

184 ¹²/₆₀



15286

АННОТАЦИЯ

В книге изложены результаты экспериментальных исследований тепловой работы мартеновских печей большой емкости. Рассматриваются вопросы теплообмена в рабочем пространстве печей и влияния теплового режима на теплопередачу и термический коэффициент полезного действия с целью определения оптимальных параметров теплового режима. Показаны особенности и проведено сравнение тепловой работы 250- и 500-т печей при отоплении их смешанным газом различной теплотворности, а также горячим коксовым газом. Значительное место уделено изучению влияния подачи турбинного воздуха в торец газового кессона на условия сжигания топлива и на теплообмен в рабочем пространстве.

Книга предназначена для инженерно-технических и научных работников металлургических и машиностроительных заводов, научно-исследовательских и проектных институтов. Она может быть полезна студентам высших учебных заведений, специализирующимся в области металлургии стали, автоматизации металлургических промышленных печей и промышленной энергетики.

Авторы

КОЧО Валентин Степанович
ГРАНКОВСКИЙ Вадим Иванович
Редактор *В. Н. Корнфельд*
Редактор издательства *В. Н. Сидоров*
Художник *Ю. М. Ващенко*
Технический редактор *Л. В. Добужинская*

Сдано в производство 30/VII 1959 г.

Подписано в печать 14/XI 1959 г.

Бумага 60 × 92¹/₁₆ бум. л. = 6,0 = 12,0 печ. л.

Уч.-изд. л. 11,52

T-11569

Заказ 1734

Тираж 2700

Цена 5 р. 75 к.

Металлургиздат
Москва, Г-34, 2-й Обыденский пер., д. 14
Типография Металлургиздата,
Москва, Цветной б., 30

~~Л 424~~
K. 758 60-4

ВВЕДЕНИЕ

На заводах черной металлургии и машиностроения в СССР из года в год увеличивается выплавка чугуна, стали и производство проката. Это достигается как за счет строительства новых агрегатов, так и за счет лучшего использования имеющихся производственных мощностей. Большое внимание уделяется повышению производительности труда и освоению новых методов производства.

В Советском Союзе примерно 90 процентов стали выплавляется в мартеновских печах.

За последние годы советская наука о производстве стали и теории работы мартеновских печей добилась крупных успехов под влиянием требований практики.

Совершенствуются тепловые и технологические процессы, систематически улучшается качество стали, осваивается выплавка стали новых марок, увеличивается длительность кампании печей, сокращаются их простои, возрастает экономия топлива, электроэнергии, чугуна, металлического лома, ферросплавов, огнеупоров и др.

Основным направлением в развитии мартеновских печей является непрерывное увеличение их емкости и совершенствование конструкции.

Важнейшим побудителем дальнейшего развития теории и практики сталеплавильного производства явилось движение скоростников-новаторов среди сталеваров. Развитие этого замечательного движения можно разделить на три периода [1]:

- 1) период отдельных скоростных плавов;
- 2) переходный период, во время которого опыт отдельных сталеваров-скоростников обобщался, распространялся и осваивался на большинстве отечественных заводов;
- 3) период массового скоростного сталеварения, которое особенно широко развилось в последнее время и характеризуется тем, что многочисленные бригады сталеваров и целые сталеплавильные цехи выплавляют сталь скоростными методами.

Мартеновские печи отечественной конструкции по технико-экономическим показателям занимают первое место в мире. Удельный вес большегрузных мартеновских печей на отечественных заводах непрерывно возрастает.

В 1956 г. на одном отечественном металлургическом заводе впервые пущены самые мощные в СССР и в Европе мартеновские печи емкостью 500 т.

При выплавке стали в печах большой емкости достигается высокая производительность труда и низкая себестоимость выплавки стали, поэтому в дальнейшем планируется строительство печей главным образом емкостью 250 и 500 т.

Поставлена задача о разработке конструкции мартеновских печей емкостью 700—800 т. Наиболее правильное решение вопроса о целесообразности создания таких печей может быть получено на основании изучения и исследования работы 500-т мартеновских печей.

В книге изложены в обобщенном виде результаты проведенных в 1955—1958 гг. исследований тепловой работы, главным образом крупных мартеновских печей емкостью 250 и 500 т, отапливаемых смешанным газом с подачей сжатого воздуха (от доменных воздуходувок) в торец газового кессона.

Исследованные печи отличаются совершенной конструкцией: они построены из основных материалов, имеют испарительное охлаждение, оборудованы выкатными шлаковиками. На 500-т печах установлены герметичные газовые, воздушные и дымовые клапаны. Все печи оборудованы автоматическими регуляторами и контрольно-измерительными приборами.

Основной задачей исследований было всестороннее изучение тепловой работы печей с целью установить рациональные величины параметров теплового режима: тепловой нагрузки, теплотворности топлива, избытка воздуха, давления в печи и др. в каждый из периодов плавки. Большой интерес представляло также изучение влияния подачи турбинного воздуха на теплообмен в рабочем пространстве печи.

Для решения этих вопросов были использованы различные методы исследований: статистический анализ производственных данных; измерение тепловых потоков в рабочем пространстве печи; измерение температур в рабочем пространстве печи, регенераторах, кессоне и т. д.; определение теплотогощения и термического к.п.д. мартеновских печей методом мгновенного «обратного» теплового баланса и др. Были также составлены тепловые балансы печей.

В результате исследований была существенно улучшена тепловая работа печей.

Одним из выводов явилось экспериментальное подтверждение возможности работы мартеновской печи на чистом горячем коксовом газе низкого давления.

Все печи были переведены на отопление смешанным газом повышенной теплотворности; были рекомендованы оптимальные параметры тепловых режимов, внесены некоторые конструктивные изменения и др.

Исследования проводились с участием авторов и под руко-

водством В. С. Кочо. В работе участвовали также сотрудники кафедры металлургии стали и промышленных печей Киевского политехнического института и работники Алчевского металлургического завода: Е. А. Площенко, Ю. Д. Молчанов, В. Г. Антосяк, Ф. Прокша, П. Я. Вавулин, Б. В. Техно, Б. И. Косач, П. Л. Губа, В. Я. Лашев и др.

При составлении книги были также частично использованы результаты исследований работы мартеновских печей меньшей емкости, проведенные Киевским политехническим институтом в 1948—1955 гг.

Авторы выражают признательность д-ру техн. наук А. В. Кавадерову и канд. техн. наук В. Н. Корнфельд за ряд ценных советов и указаний в процессе подготовки книги.

ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА КОНСТРУКЦИИ И РАБОТЫ 250-й 500-Т МАРТЕНОВСКИХ ПЕЧЕЙ

На Алчевском металлургическом заводе работают 250-т и построенные на этом заводе впервые в СССР 500-т мартеновские печи.

Здание цеха рассчитано на установку 250-т печей и характеризуется следующими размерами (м):

Ширина печного пролета	27,5
Ширина разливочного пролета	22,0
Ширина шихтового открылка	18,0
Шаг основных колонн в пролетах с 250-т печами	33,0
Шаг основных колонн в пролетах с 500-т печами	36,0
Высота рабочей площадки	7,0
Высота до верха подкрановых рельсов печного и разливочного пролетов	17,5

Металлический лом, сыпучие материалы и раскислители подают в печной пролет из двух шихтовых дворов на тележках в мульдах емкостью 1,75 и 1,25 м³. Загрузку шихты производят с помощью напольных завалочных машин грузоподъемностью 10 т. В цехе имеется миксер емкостью 1300 т. Чугун из миксера транспортируют в печной пролет в ковшах емкостью 100 т и заливают в печи через подвесные желоба.

Из 250-т печей сталь выпускают в один ковш, а из 500-т — через раздвоенный желоб в два ковша.

Шлак спускают в чаши емкостью 11 м³, которые устанавливаются у выпускных желобов, а также на тележке, перемещающейся под печью по ее поперечной оси.

Разливка стали производится сифоном в изложницы на тележках; вес слитков 8,5—14 т.

1. КОНСТРУКЦИЯ ПЕЧЕЙ

Печи (рис. 1 и 2) спроектированы институтом Гипросталь [2, 3] и имеют следующие размеры:

	250	500
<i>Рабочее пространство</i>		
Площадь пода, м ²	74,0	96,76
Длина ванны L, м	14,2	16,4
Ширина ванны E, м	5,2	5,9
Глубина ванны, мм	1000	1170
Высота свода, м	2,9	3,2
Отношение L:E	2,73	2,78
Отношение веса садки к площади пода, т/м ²	3,38	5,17
<i>Головки (типа Вентури)</i>		
Площадь сечения газового окна, м ²	0,41 (0,45)	0,48
Угол наклона свода газового пролета, град.	12	12
Сечение газового вертикального канала, мм	1320×1640	1580×2000
Длина форкамеры, мм	950	700
Высота порога пламенного жна над уровнем порога рабочего окна, мм	475	400
Высота порога газового окна над уровнем порога рабочего окна, мм	950	1100
Высота пламенного окна, мм	2100	1900
Площадь сечения пламенного окна, м ²	7,5	9,1
Угол наклона свода воздушного пролета, град.	28	28
Сечение воздушного вертикального канала, мм	1350×1640	1440×2040
<i>Регенераторы и шлаковики</i>		
Длина насадок, мм	6500	7200
Высота насадок, мм	6500	6765
Ширина газовой насадки, мм	3100	3600
Ширина воздушной насадки, мм	4250	4600
Объем воздушной насадки, м ³	181	224,0
Объем газовой насадки, м ³	132	175,3
Объем пары насадок, м ³	313	399,3
Размер ячейки насадок, мм	155×155	160×160
Отношение объема пары насадок к площади пода, м ³ /м ²	4,23	4,13
Емкость шлаковиков (коэффициент заполнения 0,8), м ³	123,8	197,4

Средняя тепловая нагрузка составляет на 250- и 500-т печах соответственно 25,0 и 36, 8 млн. ккал/час, а съём стали 6,75 и 8,65 т/м² сутки.

Все печи цельноосновные с термостойкими сводами из магнетитохромитового кирпича. Кессоны, рамы завалочных окон, пя-

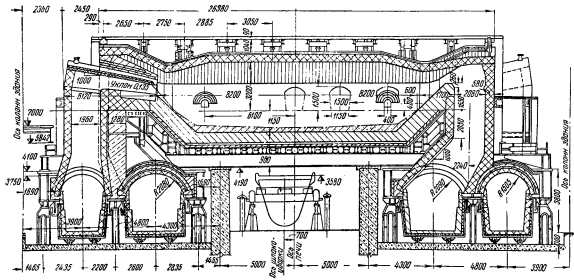


Рис. 2. Мартеновская печь емкостью 500 т

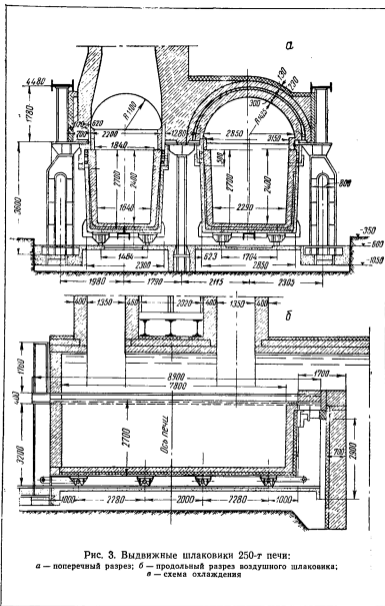
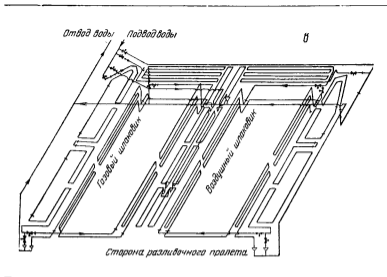


Рис. 3. Выдвижные шлаковики 250-т печи:
 а — поперечный разрез; б — продольный разрез водяного шлаковика;
 в — схема охлаждения



товые балки передней стенки имеют испарительное охлаждение; заслонки завалочных окон, фурмы для подачи турбинного воздуха и мазута и перекидные клапаны работают с водяным охлаждением. Для использования тепла отходящих продуктов горения установлены котлы-утилизаторы типа КУ-60 на 250-т и КУ-80/100 на 500-т печах.

Передняя стена безарочного типа наклонена под углом около 10° к вертикали и выкладывается из магнезитового кирпича. Угол наклона задней стены к горизонту составляет около 50° , что способствует хорошему качеству заправки.

Своды кольцевого типа выкладываются из магнезитохромитового 380—460-мм кирпича.

Головки типа Вентури отличаются уменьшенной длиной форм-камеры. Кессон диффузорной формы имеет тепловую изоляцию из пеношамота и футерован магнезитохромитовым кирпичом.

На печах сооружены выкатные шлаковики (рис. 3) системы Л. Д. Юпка и Б. П. Михно [4], состоящие из собственно шлаковиков — подвижных копильников, выдвигаемых для удаления шлака, и неподвижных сводов, являющихся продолжением сводов регенераторов. Своды шлаковиков опираются на поддерживаемые колоннами водоохлаждаемые чугунные плиты. Герметичность в месте соединения подвижных шлаковиков со сводами обеспечивается песочными затворами. Нижняя часть кладки вертикальных каналов опирается на специальные металлические

конструкции, благодаря чему своды шлаковиков освобождаются от веса головок и вертикальных каналов.

На газовом и воздушном трактах 500-т печей и на газовом тракте 250-т печей установлены клапаны с гидравлическим затвором.

Коксовый и доменный газы подводятся к газовым клапанам отдельно; перед перекидкой клапанов подача коксового газа отсекается. В общем борове на всех печах установлены дожигающие горелки.

Предусмотрена карбюрация смешанного газа мазутом или смолой, причем печи оборудованы механизмами для автоматической перемены направления карбюратора, связанными с автоматическим управлением перекидкой клапанов.

Управление печами механизировано и автоматизировано, причем на 500-т печах применена новая схема автоматического регулирования, поддерживающая необходимое соотношение топливо — воздух при помощи суммирующих устройств, учитывающих в приведенных единицах расход всех видов поступающего в печь топлива. Суммирующие устройства дают возможность учитывать количество кислорода, поступающего в печь с вентиляторным воздухом, а также с техническим кислородом в случае его добавки.

Давление в рабочем пространстве печи регулируется по импульсу, получаемому измерением давления под сводом. Импульсом для автоматической перекидки клапанов служит температура верха воздушных насадок с контролем по времени.

Распределение продуктов горения между газовыми и воздушными регенераторами автоматически регулируется распределительным шибером.

Через водоохлаждаемые фурмы в торцах газовых кессонов (рис. 4, 5) в печь подается под давлением 0,8—1,0 *ати* сжатый (турбинный) воздух от турбовоздуховодов доменных печей. Расход турбинного воздуха регулируется с помощью задвижек, установленных с каждой стороны печи. При полном открытии задвижек и давлении у фурмы около 1,0 *ати* расход воздуха составляет 4500 $\text{м}^3/\text{час}$ на 250-т печах и до 5500 $\text{м}^3/\text{час}$ на 500-т печах. Скорость истечения турбинного воздуха из фурмы приближается к звуковой. Реверсирование его подачи производится автоматически и включено в общую систему перекидки клапанов.

В процессе эксплуатации печей с применением турбинного воздуха оказалось возможным поднять кессоны на 300 мм, что улучшило смешение газа с воздухом, а также устранило затекание шлака в газовый пролет 500-т мартеновских печей.

2. ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ УСЛОВИЯ РАБОТЫ ПЕЧЕЙ

Печи работают скрап-рудным процессом. Металлическая часть шихты состоит из жидкого чугуна (58—65%), отходов ли-

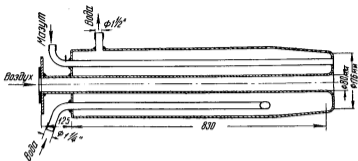


Рис. 4. Фурма для подачи турбинного воздуха и мазута в торец кессона

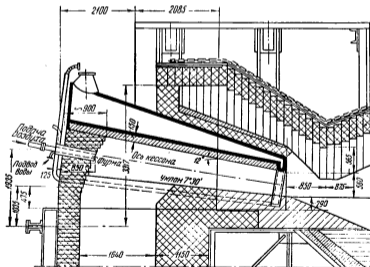


Рис. 5. Установка фурмы для подачи сжатого воздуха в печь

стопрокатного и обжимного цехов (13—24 и 18—28%) и прочего металлического лома (4—6%).

Так как в цехе имеется только один миксер емкостью 1300 т, то при совпадении периода заливки на нескольких печах происходят резкие колебания состава чугуна: изменение содержания кремния достигает 0,46%, марганца — 1,05%, серы — 0,032%.

Шихтовые материалы подают для заправки в 250-т печи двумя составами — один с сыпучими материалами, второй — с металлическим ломом, а в 500-т печи четырьмя составами — по два с сыпучими материалами и с металлическим ломом.

Завалка производится послойно в следующем порядке (т):

250-т печи

Руда железная на подину . . .	15
Известняк	13—15
Руда железная (остаток) . . .	14—16
Металлический лом	90—110

500-т печи

Руда железная на подину . . .	24—26
Известняк	12—14
Руда железная	20—22
Известняк (остаток)	14—16
Руда железная (остаток) . . .	20—23
Металлическая обрезь и лом . .	210—230

Первый слой руды заваливают, как правило, до начала сушки и заделки выпускного отверстия. Расход руды и известняка в период заправки по отношению к весу металлической части шихты составляет на 250-т печах соответственно 15—16 и 8—10%, а на 500-т печах — 12,5—15,5 и 6—7%.

Температура свода во время заправки достигает 1550—1600°C.

После хорошего прогрева шихты без оплавления ее поверхности производят заливку чугуна 140—157 т на 250-т печах (двумя ковшами) и 280—305 т на 500-т печах (четырьмя ковшами).

Первичный шлак спускают тотчас после окончания заливки чугуна, заполняя 2—3 чаши на 250-т печах и 3 чаши на 500-т. Основность шлака к моменту расплавления выдерживается в пределах 1,7—1,8.

Контроль изменения состава металла и шлака в процессе плавки производится химическими и спектральными методами.

В период доводки расход руды по отношению к весу металлической части шихты составляет 1,0—3,0% на 250-т и 0,5—1,5% на 500-т печах.

Исправление шлака производится кусковой известью, бокситом или шамотом (шамотным боем) и заканчивается к началу чистого кипения, во время которого основность шлака составляет 2,0—2,5. В период чистого кипения практикуется активизация шлака небольшими добавками окислы; их прекращают не

позднее, чем за 40—45 мин. до раскисления при выплавке спокойных сталей и за 15 мин. до раскисления при выплавке кипящих сталей.

Скорость окисления углерода при выплавке спокойных сталей в 250-т печах составляет 0,0050—0,0065% в минуту во время активного кипения и 0,0040—0,0050% в минуту во время чистого кипения. На 500-т печах скорости окисления углерода в период чистого кипения в 1,5 раза меньше, чем на 250-т.

Содержание марганца в металле на всем протяжении плавки не регламентируется; при выплавке спокойных сталей оно составляет в период чистого кипения 0,15—0,28%.

Раскисление производится в зависимости от марки стали. При выплавке легированных, осевых, мостовых и других сталей с повышенными механическими свойствами металл раскисляют: в печи — силикомарганцем, а также в ковше — ферросилицием, ферротитаном, алюминием.

До трех раз на протяжении периода доводки контролируют температуру металла термомпарами погружения; при выплавке спокойных сталей она составляет на выпуске 1620—1640°C.

Когда металл нормально нагрет, наблюдается одинаково интенсивное чистое кипение по всей поверхности ванны, что свидетельствует о достаточной тепловой мощности печей и правильном выборе размеров головок и рабочего пространства, способствующем равномерному нагреву ванны.

3. ТЕПЛОТЕХНИЧЕСКИЕ УСЛОВИЯ РАБОТЫ ПЕЧЕЙ

Печи отапливаются смешанным коксодоменным газом (табл. 1) с карбюрацией его мазутом. Лишь одна из 500-т печей, также спроектированная и построенная для отопления газом, временно отапливалась мазутом.

Таблица 1

Характеристика газового топлива

Газ	Содержание компонентов, %							Теплотворность газа ккал/м ³
	CO ₂	C _n H _m	O ₂	CO	H ₂	CH ₄	N ₂	
Коксовый	2,6—2,8	2,5—2,4	0,4—0,8	5,4— 5,6	60,9— 59,8	24,9— 24,2	3,9	4177— 4283
Доменный	10,3	—	0,4	30,8	2,1	0,4	56,0	997—1041

Теплотворность применяемого мазута колеблется в пределах 9800—9900 ккал/кг; он содержит примерно 84,2% С; 12,33% H₂; 0,14% S; 0,08% N₂; 0,35% O₂; 3,0% H₂O.

Как правило, поддерживается постоянный расход доменного газа, а изменение тепловой нагрузки по ходу плавки регулируется расходом коксового газа.

Мазут для карбюрации смешанного газа подается в периоды плавления и доводки в количестве, соответствующем 8—12% величины тепловой нагрузки, через трубу, вваренную в фурму для подачи турбинного воздуха (см. рис. 3).

Средняя тепловая нагрузка равна на 250-т печах 25,0, а на 500-т — 36,8 млн. ккал/час; максимальная величина тепловой нагрузки составляет соответственно 32—35 и 45—50 млн. ккал/час.

График перекидки клапанов на всех печах осуществлен по схеме «встречный газ».

Для 500-т печей этот график усовершенствован [5]: производится предварительная отсечка коксового газа с одновременным повышением расхода доменного газа до величины, равной общему расходу обоих газов в период завалки; предусмотрено одновременное закрытие газового и воздушного клапанов на подводящей стороне и удаление газа и воздуха из регенераторов и шлаковиков в трубу, причем в общем борове, в месте встречи удаляемых газа и воздуха, установлена непрерывно работающая горелка.

При работе по принятому графику перекидки клапанов длительность разрыва факела в рабочем пространстве составляет 8—12 сек., а снижение температуры свода за время перекидки не превышает 50° С.

Дожигание газа в общем борове способствует предотвращению хлопков при перекидках.

Температура верха насадок, как правило, не превышает заданного уровня. Она достигает на 500-т печах, где верхние ряды насадок выложены из форстерита, 1400° в воздушных насадках и 1250—1300° в газовых; на 250-т печах соответственно 1300 и 1150—1250°.

Тяговые устройства обеспечивают нормальную работу печей. Высота дымовых труб 250-т печей составляет 90 м, а 500-т — 100 м.

СТАТИСТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ РАБОТЫ МАРТЕНОВСКИХ ПЕЧЕЙ

1. МЕТОДИКА ОБРАБОТКИ СТАТИСТИЧЕСКОГО МАТЕРИАЛА

При анализе экспериментальных материалов о работе мартеновских печей средства математической статистики (метод наименьших квадратов, дисперсионный и корреляционный анализ) не находят широкого применения — они оказываются громоздкими из-за многочисленности одновременно действующих факторов.

Поэтому чаще всего опытные данные обрабатывают путем «табличной статистики», причем отбирают лишь опыты с изменением одного параметра, по возможности при прочих равных условиях. В мартеновском производстве статистическая обработка экспериментальных материалов, обычно паспортных данных плавов, получила довольно широкое распространение.

Как правило, такой метод позволяет выявить лишь приближенно качественные зависимости функции только от одного из действующих факторов (аргументов) при искусственно создаваемом постоянстве остальных. Например, исследуется зависимость длительности плавки от продолжительности одного из ее периодов или изменения удельного расхода тепла за плавку от тепловой нагрузки в тот или другой ее период, но при этом не учитывается влияние продолжительности других периодов и соответствующих им тепловых нагрузок, технологического режима, степени изношенности печи и прочих факторов.

Если совокупное воздействие неучтенных параметров оказывается сильнее, чем влияние выбранного аргумента, то зависимость между функцией и этим аргументом может не обнаружиться или оказаться совершенно неверной.

Влияние прочих факторов в той или иной степени уменьшает-ся благодаря усреднению и соответствующей группировке опытных данных при их статистической обработке. Чем уже пределы колебаний прочих факторов в группе, тем точнее результаты обработки и надежнее зависимость, получаемая для данной группы.

При анализе работы исследованных мартеновских печей использовались паспортными данными всех плавов двух первых кампаний 500-т газовой печи и всех плавов на шести 250-т печах за период с августа 1956 по январь 1957 г.

Для статистической обработки отобрали плавки, отвечавшие следующим условиям: а) сталь — кипящая или спокойная с сопоставимой сложностью технологии плавки (марки 14ХГС, СХЛ, Зсп и 4сп, выплавляемые на 250-т печах, исключили из рассмотрения); б) вес годного металла от 230 до 270 т на печах емкостью 250 т и от 470 до 540 т на 500-т печах; в) продолжительность плавки — не более 12 час. на 250-т печах и не более 15 час. на 500-т.

Для выявления определенных зависимостей плавку разделили на две части.

К первой части отнесли завалку и прогрев, продолжительность которых зависит главным образом от величины тепловой нагрузки в каждом из этих периодов. Поэтому при обработке данных соответствующую тепловую нагрузку приняли в качестве группировочного признака.

В каждой из образованных по этому признаку групп, на которые разбили все принятые к обработке плавки, вычислили средние значения прочих параметров, чтобы убедиться в сопоставимости групп по прочим условиям. С целью оценки достоверности средних значений фиксировали число плавов в каждой группе.

Для периода завалки вычисляли в каждой группе средние значения веса плавки, продолжительности завалки, продолжительности прогрева и количества тепла, израсходованного за период; для периода прогрева — среднее значение веса плавки, продолжительности прогрева, продолжительности плавления и количество тепла, израсходованного за период.

Количество тепла, израсходованного за период, определяли путем планиметрирования диаграмм расхода топлива, а среднюю тепловую нагрузку — делением этой величины на длительность периода.

Эти данные позволили исследовать зависимость продолжительности соответствующего периода от тепловой нагрузки с учетом влияния длительности смежного периода, а также связи между удельными расходами тепла и тепловыми нагрузками в периоды завалки и прогрева.

Ко второй части плавки отнесли периоды плавления и доводки. Наряду с теплотехническими факторами весьма существенное влияние на продолжительность этих периодов оказывают и технологические.

Таким фактором, отражающим влияние шихтовки на длительность плавления и существенно влияющим на продолжительность доводки, является содержание углерода в металле по расплавлению. Поэтому при обработке данных, относящихся ко второй части

плавки, их группировали по двум признакам: по средней тепловой нагрузке за период и по содержанию углерода в металле по расплавлению.

С указанной выше целью в каждой группе, характеризующейся определенными пределами обоих группировочных признаков, вычислили: для периода плавления — средние значения веса плавки, продолжительности плавления и количества тепла, израсходованного за период; для периода доводки — средние значения веса плавки, длительности доводки и количества тепла, израсходованного за период.

Предполагалось, что на длительность плавления влияют также величина тепловой нагрузки в период прогрева и его продолжительность. Однако это влияние не было обнаружено, очевидно, потому, что на подавляющем большинстве плавок шихта нагревалась нормально, усваивая к моменту заливки чугуна практически одинаковое количество тепла.

2. АНАЛИЗ СТАТИСТИЧЕСКИХ ЗАВИСИМОСТЕЙ

Завалка и прогрев. На рис. 6 представлено изменение продолжительности завалки и длительности прогрева, а также величины удельного расхода тепла в период завалки в зависимости от тепловой нагрузки в этот период.

Как видно из рис. 6, а, увеличение тепловой нагрузки до 28—30 млн. *ккал/час* на 250-т печах и до 42—45 млн. *ккал/час* на 500-т печи позволяет сократить продолжительность периода завалки.

При малых тепловых нагрузках необходимо заваливать шихтовые материалы с меньшей скоростью, чтобы передать шихте за время завалки нормальное количество тепла, составляющее по нашим данным, а также по данным А. В. Кавадерова [6], примерно 35—40% общего количества тепла, передаваемого за плавку.

Необходимость повышать тепловые нагрузки с увеличением скорости завалки подтверждается зависимостью, полученной Н. Г. Бурилевым и В. К. Гориным для печей с садкой 185 т, и аналогичными данными ВНИИМТ [7].

При тепловых нагрузках более 45 млн. *ккал/час* на 500-т печи и 32 млн. *ккал/час* на 250-т печах продолжительность периода завалки не сокращается, что, по-видимому, объясняется достижением предела скорости завалки, который определяется существующими в цехе условиями организации производства.

Увеличение длительности завалки на 250-т печах при тепловой нагрузке 34,1—36,0 млн. *ккал/час* было вызвано, по-видимому, просто задержками (в подаче шихты или в работе завалочных машин), влияние которых не было нивелировано при усреднении продолжительности завалки в этой малочисленной группе плавок.

Скорость завалки примерно одинакова и на 250-т и на 500-т печах, так как операции производятся одной завалочной машиной и мутьями одинаковой емкости.

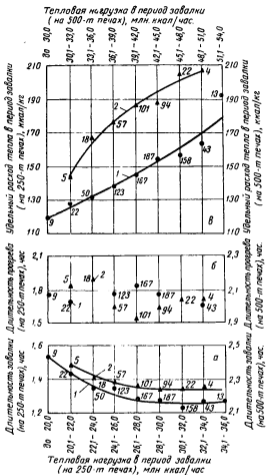


Рис. 6. Зависимость длительности завалки (а), прогрева (б) и удельного расхода тепла (в) от тепловой нагрузки в период завалки (возле точек указано количество плавок):

1 — на 250-т печах; 2 — на 500-т печи

Длительность прогрева незначительно зависит от величины тепловой нагрузки в период завалки (рис. 6, б).

С увеличением тепловой нагрузки удельный расход тепла в период завалки неизменно повышается в связи с тем, что рост тепловой нагрузки опережает ускорение завалки и на единицу заваливаемой шихты в печь вводится большее количество тепла. Влияние несоответствия между высокой тепловой нагрузкой (34,1—36,0 млн. ккал/час) и недостаточной скоростью завалки особенно ярко проявилось на 250-т печах (рис. 6, в).

При существующих скоростях завалки оптимальные тепловые нагрузки на 250-т печах в этот период лежат в пределах 28—32 млн. ккал/час; по нашим данным, термический к. п. д. за период достигает на этих печах максимума при тепловой нагрузке 29,3 млн. ккал/час.

При существующих ограниченных возможностях ускорения завалки оптимальные тепловые нагрузки в этот период на 500-т печи лежат в интервале 42—45 млн. ккал/час. Этому интервалу соответствует наиболее быстрая в данных условиях завалка.

Продолжительность прогрева, как видно на рис. 7, а, уменьшается при увеличении тепловой нагрузки в этот период до 28 млн. ккал/час на 250-т печах и до 42 млн. ккал/час на 500-т печи, после чего остается примерно постоянной. Сокращение длительности прогрева обуславливается повышением интенсивности теплопередачи.

В исследованных условиях продолжительность плавления от тепловой нагрузки в период прогрева не зависит (рис. 7, б).

Удельный расход тепла за время прогрева мало изменяется при увеличении тепловой нагрузки в указанных пределах, после чего резко возрастает. Как и в период завалки, это объясняется тем, что дальнейшее повышение тепловой нагрузки не сопровождается сокращением длительности периода прогрева.

Таким образом, тепловые нагрузки в 28 и 42 млн. ккал/час следует считать оптимальными для существующих условий работы исследованных печей.

Из рис. 6 и 7 видно, что удельный расход тепла на 500-т печи в период завалки выше, а на 250-т печах ниже, чем в период прогрева. Это объясняется более высокими тепловыми нагрузками и большей продолжительностью периода завалки на 500-т печи при одинаковой скорости завалки на печах обеих емкостей.

На рис. 8 приведена зависимость суммарной продолжительности завалки и прогрева и суммарного удельного расхода тепла от тепловой нагрузки в эти периоды.

Минимальной суммарной продолжительности завалки и прогрева на 250-т печах соответствует тепловая нагрузка 30—32 млн. ккал/час, а на 500-т печи — 39—45 млн. ккал/час. Как было показано, такие нагрузки следует поддерживать в каждом из этих периодов. При этом суммарный удельный расход тепла

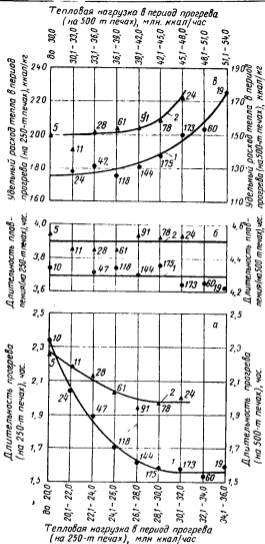


Рис. 7. Зависимость длительности прогрева (а), плавания (б) и удельного расхода тепла (в) от тепловой нагрузки в период прогрева (возле точек указано количество плавок):

1 — на 250-т печак; 2 — на 500-т печи

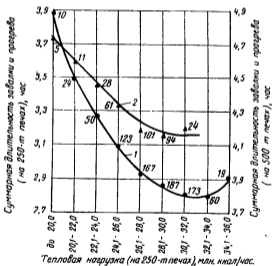
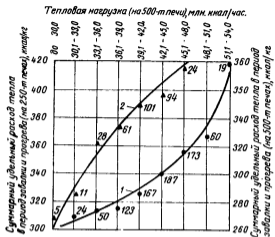


Рис. 8. Зависимость суммарной длительности завалки и прогрева и общего удельного расхода тепла от тепловой нагрузки в эти периоды (возле точек указано количество плавов)

1 — на 250-т печах; 2 — на 500-т печи

составит 340—370 ккал/кг на 250-т печах и 350—380 ккал/кг на 500-т печах.

Зависимость между продолжительностью завалки и длительностью прогрева при тепловых нагрузках, приблизительно равных оптимальным, представлена на рис. 9. С увеличением продолжительности завалки длительность периода прогрева сокращается, так как возрастает доля тепла, поглощенного шихтовыми материалами за время завалки, и в период прогрева им требуется передать меньшее количество тепла. Это происходит, однако, лишь

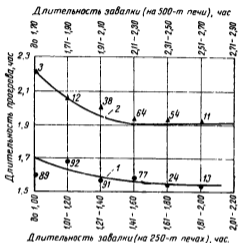


Рис. 9. Связь между длительностью прогрева и завалки (возле точек указано количество плавок):

1 — на 250-т печах при тепловых нагрузках 28—34 млн. ккал/час; 2 — на 500-т печи при тепловых нагрузках в период завалки 39—45 млн. ккал/час

при увеличении продолжительности завалки до определенных пределов, причем на 250-т печах удлинение завалки на 1 час вызывает сокращение прогрева меньше чем на 0,2 часа, а на 500-т печи увеличение длительности завалки на 0,6 часа (с 1,7 до 2,3 часа) сокращает прогрев всего на 0,3 часа.

Следовательно, удлинение завалки не компенсируется сокращением длительности прогрева и влечет за собой увеличение продолжительности всей плавки. Поэтому завалку нужно вести с максимальной скоростью при соответствующих тепловых нагрузках.

Таким образом, для сокращения продолжительности плавки необходимо во время завалки и прогрева держать высокие тепло-

вые нагрузки; при обеспечении необходимой скорости завалки удельный расход тепла не выйдет за пределы допустимого.

Плавление и доводка. Как уже указывалось, на продолжительность периодов плавления и доводки наряду с теплотехническими оказывают большое влияние и технологические факторы — состав шихты, порядок завалки, своевременная заливка чугуна, шлаковый режим и др. Для анализа выбирали плавки с примерно одинаковым количеством руды и известняка в шихте каждой группы плавок, а порядок проведения предыдущих периодов плавки в течение отрезка времени, охваченного обработкой, практически не менялся.

На рис. 10 и 11 представлено влияние содержания углерода в металле по расплавлению — параметра, отображающего роль некоторых технологических факторов, — на длительность плавления и на удельный расход тепла в этот период; учтено также влияние тепловых нагрузок во время плавления.

При тепловых нагрузках 25—30 млн. ккал/час на 250-т печах и 37—42 млн. ккал/час на 500-т печи продолжительность периода плавления сокращается с увеличением содержания углерода в металле по расплавлению, что объясняется снижением температуры плавления металла. При меньших тепловых нагрузках эта закономерность наблюдается лишь на плавках с содержанием углерода в металле по расплавлению более 0,9% на 250-т печах и более 0,7% на 500-т печи.

Следует отметить, что здесь могло сказаться влияние шлакового режима — сильно действующего фактора, — практически не учитываемое при анализе, представленном на рис. 10 и 11. При одинаковой концентрации углерода в металле по расплавлению продолжительность периода плавления и удельный расход тепла могут быть меньшими и при пониженных тепловых нагрузках, если соблюдается правильный шлаковый режим. Особенно сильно влияет на продолжительность плавления количество известняка, даваемого в период завалки.

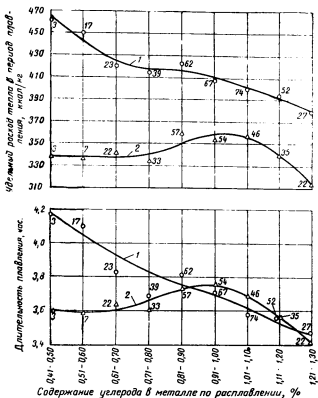
Термический к. п. д. исследованных нами 250-т печей во время плавления меняется от 0,20 до 0,40, причем максимальное его значение относится ко второй половине плавления и достигается при тепловой нагрузке 26—27 млн. ккал/час (см. гл. VI).

В первой половине плавления передача тепла металлу затруднена из-за толстого шлакового слоя, и чрезмерно высокие тепловые нагрузки ведут лишь к излишнему расходу топлива. Значительная часть тепла поступает в это время в ванну за счет теплоты реакции выгорания примесей чугуна. Поэтому на 250-т печах тепловую нагрузку следует поддерживать на уровне 22—24 млн. ккал/час.

К началу известнякового кипения тепловую нагрузку необходимо повысить, так как разложение известняка требует дополнительного расхода тепла. Однако в печах, работающих без подачи сжатого воздуха в головки, в это время часто наблюдаются пе-

нистые шлаки и повышение тепловой нагрузки не всегда возможно.

На рис. 12 и 13 показана зависимость длительности доводки



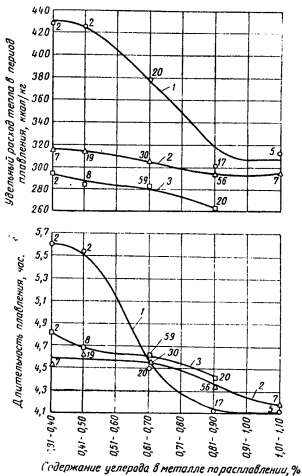


Рис. 11. Зависимость длительности плавления и удельного расхода тепла в этот период от содержания углерода по расплавлению при тепловых нагрузках (возле точек указано количество плавок):

1 — 37,1 — 42 млн. ккал/час; 2 — 32,1 — 37 млн. ккал/час; 3 — 27,1 — 32 млн. ккал/час (500-г печь)

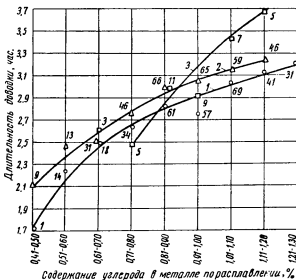
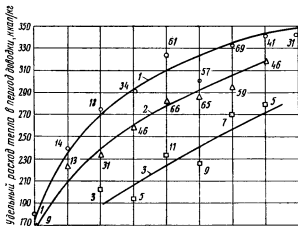


Рис. 12. Зависимость длительности доводки и удельного расхода тепла в этот период от содержания углерода по расплавлению при тепловых нагрузках (возле точек указано количество плавов):

1 — 25,1—30 млн. ккал/час; 2—20,1—25 млн. ккал/час; 3—15,1—20 млн. ккал/час (250-т печь)

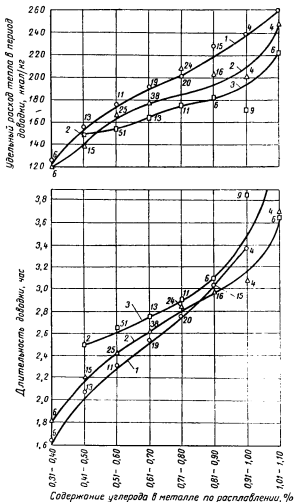


Рис. 13. Зависимость длительности доводки и удельного расхода тепла в этот период от содержания углерода по расплавлению при тепловых нагрузках (возле точек указано количество плавков):

1 — 36,1 — 40 млн. ккал/час; 2 — 32,1—36 млн. ккал/час; 3 — 28,1—32 млн. ккал/час (500-т печь)

дуются дополнительное время, а на нагрев ванны, охлаждаемой повышенным количеством руды, требуется дополнительный расход топлива.

Величина тепловой нагрузки влияет на продолжительность доводки незначительно, однако, более отчетливо, чем в период плавления. Увеличение продолжительности доводки на 250-т печи при сокращении тепловых нагрузок с 25—30 до 20—25 млн. ккал/час (см. рис. 12) составляет примерно 10 мин. или в среднем 6% длительности периода. Удельный же расход тепла уменьшается при этом в среднем на 10%. Поэтому в период доводки на этих печах экономичнее поддерживать тепловую нагрузку в пределах 20—25 млн. ккал/час.

При содержании углерода в металле по расплавлению меньше 0,7—0,8% на 500-т печах целесообразно держать тепловую нагрузку в пределах 30—40 млн. ккал/час; при этом удельный расход тепла меняется не очень сильно (см. рис. 13).

На некоторых заводах нередко наблюдается ступенчатый характер понижения тепловой нагрузки с максимумом в период завалки и минимумом в конце доводки. Механически переносить это на 500-т печь не следует, так как необходимо учитывать некоторые особенности большегрузной печи. На малых печах металл к концу доводки бывает, как правило, хорошо прогрет, даже при понижающейся тепловой нагрузке. На 500-т же печи часто при содержании углерода, доведенном до заданного, температура металла оказывается еще недостаточно высокой. Это различие можно объяснить тем, что отношение площади пода к садке гораздо больше на малых печах, чем на больших; следовательно, на малых печах больше и поверхность теплопоглощения, приходящаяся на одну тонну металла.

Так как с уменьшением содержания углерода в металле по расплавлению длительность плавления возрастает, а длительность доводки сокращается, то определить оптимальную величину этого параметра можно лишь проанализировав его влияние на общую продолжительность этих периодов и на суммарный удельный расход тепла за это время.

Зависимость общей длительности плавления и доводки на 250-т печах от содержания углерода в металле по расплавлению, построенная с учетом влияния тепловых нагрузок (рис. 14), не позволяет установить искомый оптимум. Однако характер изменения суммарного удельного расхода тепла дает основание считать, что шихтовка плавок малоуглеродистой стали с расчетом обеспечить к моменту расплавления 0,5—0,7% углерода в металле является с этой точки зрения наиболее экономичной.

На рис. 14 видно также, что изменение тепловых нагрузок от 20 до 30 млн. ккал/час оказывает малое влияние на суммарную продолжительность периодов плавления и доводки и то лишь при содержании С в металле по расплавлению выше 0,8%. Удельный же расход тепла при таком изменении тепловой нагрузки

возрастает весьма значительно (до 25%). Поэтому целесообразно вести плавление и доводку при невысоких тепловых нагрузках.

Таким образом, с увеличением тепловой нагрузки продолжительность периода завалки может быть сокращена как на 500-т, так и на 250-т печах. Удельный расход тепла в период завалки

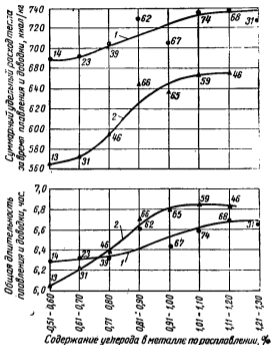


Рис. 14. Зависимость суммарной длительности плавления и доводки и удельного расхода тепла в эти периоды от содержания углерода по расплавлению при тепловых нагрузках (возле точек указано количество плавов):

1 — 25,1—30 млн. ккал/час; 2 — 20,1—25 млн. ккал/час (250-т. печь)

при существующих тепловых нагрузках на 500-т печи лежит в пределах 140—210 ккал/кг, а на 250-т печах — в пределах 120—190 ккал/кг, т. е. несколько ниже, вследствие лучшего соответствия между тепловой нагрузкой и скоростью завалки.

В дальнейшем необходимо при проектировании 500-т печей предусматривать возможность завалки двумя машинами при соответствующем повышении тепловой мощности печи.

В период прогрева, наоборот, удельный расход тепла на 500-т печи несколько ниже, чем на 250-т печах (140—170 вместо 180—230 ккал/кг). Это объясняется тем, что в период завалки шихта поглощает на 250-т печи меньше тепла, чем на 500-т.

Суммарный удельный расход тепла за эти периоды при существующих тепловых нагрузках выше на 250-т печи (300—420 ккал/кг), чем на 500-т (250—380 ккал/кг), что объясняется большей относительной потерей тепла (на единицу веса садки) на малой печи по сравнению с большой.

Повышение тепловой нагрузки в период плавления вызывает увеличение удельного расхода тепла за период и на 250-т, и на 500-т печах, причем более значительное на малых печах. Отчетливого влияния величины тепловой нагрузки на продолжительность плавления установить не удалось.

С повышением тепловых нагрузок длительность доводки сокращается незначительно, гораздо большее влияние оказывает уменьшение содержания углерода в металле по расплавлению.

Таблица 2
Среднеплавочные теплотехнические данные о работе печей

Период плавки	Продолжительность, час.	Тепловая нагрузка млн. ккал/час	Количество введенного в печь тепла, млн. ккал	Удельная тепловая нагрузка, тыс. ккал/м ² подовых час	Удельный расход тепла, ккал/кг стали
250-т печи					
Заправка	0,25	18,0	4,5	243,3	18,0
Завалка	1,00	29,0	29,0	392,0	116,0
Прогрев	1,50	29,0	43,5	392,0	174,0
Заливка чугуна	0,33	22,0	7,3	297,5	29,0
Плавление:					
первая половина	1,25	22,0	27,5	297,5	110,0
вторая половина	1,75	26,0	45,5	351,4	182,0
Доводка	2,50	20,0	50,0	200,2	200,0
Итого за плавку	8,58	24,2	207,3	327,0	829,0
500-т печи					
Заправка	0,50	23,8	11,9	246,0	23,8
Завалка	1,80	45,0	81,0	465,0	162,0
Прогрев:					
первая половина	1,00	42,0	42,0	434,0	84,0
вторая половина	0,70	35,0	24,5	362,0	49,0
Заливка чугуна	0,50	32,0	16,0	330,7	32,0
Плавление:					
первая половина	2,00	30,0	60,0	310,0	120,0
вторая половина	2,30	34,0	78,2	351,6	156,0
Доводка	2,20	30,0	66,0	310,0	132,0
Итого за плавку	11,00	34,6	379,6	351,0	759,2

Установлено, что на печах той и другой емкости суммарная продолжительность плавания и доводки сокращается с понижением содержания углерода в металле по расплавлению. Уменьшается и суммарный удельный расход тепла в эти периоды: в пределах 620—700 ккал/кг на 250-т печах и 470—530 ккал/кг на 500-т печи.

Следует отметить, что в периоды плавания и доводки, когда температура тепловоспринимающей поверхности ванны высока и поглощение тепла ухудшается, целесообразно уменьшить подачу доменного газа при постоянном расходе коксового газа. Это позволит повысить теоретическую температуру горения топлива и тем улучшить условия передачи тепла металлу.

Среднеплавочные теплотехнические данные о работе печей представлены в табл. 2. Средняя продолжительность плавки на 250-т печи составляет 8,58 час. при расходе 829,0 ккал/кг, или 118,5 кг условного топлива на 1 т стали. На 500-т печи продолжительность плавки составляет 11 час. при расходе 759,2 ккал/кг, или 108 кг условного топлива на 1 т стали.

ТЕПЛООБМЕН В МАРТЕНОВСКИХ ПЕЧАХ

1. ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА ПРОЦЕССОВ ТЕПЛООБМЕНА

Основную роль в передаче тепла ванне играет излучение, за счет которого ванна получает примерно 90—95% всего тепла.

В рабочем пространстве мартеновской печи можно в первом приближении различить три основных температурных зоны, находящиеся в состоянии теплообмена излучением: а) факел пламени и печные газы, б) огнеупорная кладка печи и в) нагреваемый или плавящийся металл и шлак.

Количество тепла, передаваемого излучением, определяется в общем виде законом Стефана—Больцмана:

$$q = C \left[\left(\frac{T_1}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_2}{100} \right)^4 \right], \quad (1)$$

где C — коэффициент излучения;
 T_1 и T_2 — абсолютные температуры тел, излучающих и поглощающих тепло.

Применение этой формулы для анализа теплопередачи в рабочем пространстве мартеновской печи вызывает затруднения, связанные в основном с определением температуры тел, участвующих в теплообмене. Кроме того, коэффициент теплопередачи излучением в рабочем пространстве мартеновской печи зависит от излучательных и геометрических характеристик всех поверхностей и газовых объемов, участвующих в теплообмене; эти характеристики взаимно связаны. Поэтому приходится упрощать схему процессов теплопередачи, вводя необходимые допущения.

Главным фактором, определяющим условия теплопередачи в мартеновской печи, служит факел, основными характеристиками которого являются: температура, степень черноты, размеры и положение относительно ванны. Под радиацией факела подразумевается излучение горящего газа и продуктов горения.

Излучение горящего газа в настоящее время недостаточно изучено; требуются специальные исследования, связанные главным образом с процессами распада углеводородов при их нагревании и горении.

Излучение же продуктов горения изучено достаточно полно. Количество тепла, излучаемого продуктами горения, определяется их температурой, концентрацией в них углекислоты и водяных паров и зависит от толщины газового слоя. Оно может быть определено достаточно точно с помощью известных графиков В. Н. Тимофеева и Э. С. Карасиной.

Процессы теплообмена в рабочем пространстве мартеновской печи впервые наиболее обстоятельно проанализированы В. Н. Тимофеевым [8], который дал формулы для расчета теплообмена между печными газами и ванной с учетом передачи тепла и от огнеупорной кладки. Общее количество тепла, полученного поверхностью ванны от газов и огнеупорной кладки, суммируется и представляется как излучение только газа, имеющего условную степень черноты, несколько более высокую, чем истинная для всей системы рабочего пространства печи: газ — огнеупорная кладка — ванна. По формуле В. Н. Тимофеева эта степень черноты

$$\epsilon_{г.к.в} = \frac{\epsilon_r \epsilon_v [1 + \varphi_{к.в} (1 - \epsilon_r)]}{\epsilon_r + \varphi_{к.в} (1 - \epsilon_r) [1 - (1 - \epsilon_r) (1 - \epsilon_v)]}, \quad (2)$$

где $\epsilon_{г.к.в}$ — приведенная степень черноты рабочего пространства печи;

ϵ_r — степень черноты газа;

ϵ_v — степень черноты поверхности ванны;

$\varphi_{к.в}$ — угловой коэффициент от кладки на ванну.

Для условий мартеновской печи — при температуре газов 1800°C и эффективной толщине слоя газов примерно 4 м — степень черноты газа можно принять равной $0,25$, степень черноты поверхности скрапа — $0,8$, а степень черноты поверхности шлака — $0,6$. Величину углового коэффициента от кладки на ванну, равную отношению поверхности ванны к поверхности кладки, принимаем для всех периодов плавки равной $0,5$. Тогда согласно выражению (2) для завалки и прогрева $\epsilon_{г.к.в} = 0,485$, а для плавления и доводки $\epsilon_{г.к.в} = 0,400$.

Количество тепла, воспринимаемого ванной, равно:

$$q = \epsilon_{г.к.в} C_0 \left[\left(\frac{T_r}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_v}{100} \right)^4 \right], \quad (3)$$

где $C_0 = 4,96$ — коэффициент излучения абсолютно черного тела;

T_r — температура газов в рабочем пространстве печи, $^\circ\text{K}$;

T_v — температура поверхности ванны, $^\circ\text{K}$.

Произведение двух первых сомножителей в формуле (3) представляет собой общий коэффициент излучения в системе газ — кладка — ванна:

$$C = \epsilon_{г.к.в} C_0. \quad (4)$$

Для периодов завалки и прогрева

$$C = 0,485 \times 4,96 = 2,4.$$

Для периодов плавления и доводки

$$C = 0,400 \times 4,96 = 2,0.$$

В период завалки, если принять температуру газов в печи 1700° и температуру поверхности скрапа 300° , теплопоглощение металла (q) равно согласно формуле (3) 360 тыс. $\text{ккал}/\text{м}^2 \cdot \text{час}$; в период прогрева при температуре газов 1750° и температуре поверхности скрапа 1300° $q = 250$ тыс. $\text{ккал}/\text{м}^2 \cdot \text{час}$, а в периоды плавления и доводки при температуре газов 1800° и температуре поверхности шлака 1600 и 1650° теплопоглощение ванны, покрытой шлаком, составляет соответственно 126 и 96 тыс. $\text{ккал}/\text{м}^2 \cdot \text{час}$.

Несмотря на то что в формулах (2) и (3) не учитываются реальные условия работы печи, в частности не принимается во внимание, что температура газов неравномерна во всем объеме рабочего пространства, расчетные величины теплопоглощения весьма близки к действительным.

Следует, однако, иметь в виду, что в реальных условиях температурное поле и степень черноты газов в объеме рабочего пространства печи крайне неравномерны. Формулами не учитывается наличие пламени и расположение факела в рабочем пространстве, которое, как известно, наряду со степенью черноты факела оказывает большое влияние на процессы теплопередачи. Все это затрудняет определение теплопоглощения расчетным путем.

На теплообмене в рабочем пространстве сказываются особенности, присущие именно мартеновской печи: периодические резкие изменения температуры при перекидках клапанов, изменение физических свойств тепловоспринимающей поверхности по ходу плавки, влияние технологических факторов на тепловое состояние печи и на состояние нагреваемых материалов, изменение температур подогрева воздуха и газа и т. д.

Процессы теплообмена в большой степени зависят и от величины параметров теплового режима — тепловой нагрузки, калорийности топлива, избытка воздуха, давления газов в рабочем пространстве печи, температуры подогрева газа и воздуха, от частоты реверсирования факела и др. Большое влияние оказывают условия смешения газа и воздуха, определяемые конструкцией головки и скоростями газового и воздушного потоков.

Все эти факторы оказывают большое влияние на температуру, степень черноты, жесткость и настильность факела, определяющие в свою очередь соотношение между количествами тепла, передаваемого ванне и кладке и уходящего с продуктами горения.

Повышение температуры горения топлива, а также увеличе-

ние жесткости и настильности факела, способствующие приближению высокотемпературного участка факела к поверхности ванны, позволяют увеличить долю тепла, передаваемого ванне.

Для интенсификации теплообмена в рабочем пространстве мартеновских печей совершенствуют конструкции головок, применяют кислород и сжатый воздух, которые вдувают в газовые кессоны или непосредственно в факел.

2. ВЛИЯНИЕ ПОДАЧИ СЖАТОГО ВОЗДУХА В ГАЗОВЫЙ КЕССОН ПЕЧИ НА ТЕМПЕРАТУРУ ГОРЕНИЯ ТОПЛИВА

Как известно, температура горения топлива зависит от его теплотворности, теплосодержания топлива и воздуха, теплоемкости и объема продуктов горения.

Температура горения топлива может быть повышена при уменьшении объема продуктов горения, образующихся при сжигании 1 м³ газа или 1 кг жидкого топлива. Это достигается путем уменьшения балластного азота при обогащении дутья кислородом или за счет вдувания в головки или факел сжатого воздуха, позволяющего уменьшить коэффициент избытка воздуха α вследствие улучшения процессов перемешивания топлива и воздуха в рабочем пространстве печи.

Горение газа при работе мартеновских печей с вдуванием сжатого воздуха в газовый кессон происходит в два этапа: первым является частичное сжигание газа в кессоне за счет вдуваемого сжатого воздуха, вторым — горение в рабочем пространстве печи.

Если пренебречь потерями тепла теплопроводностью через внутреннюю футеровку кессона, что вполне допустимо (как показывают расчеты, эти потери составляют очень небольшую долю химического и физического тепла газа), то расчет горения следует вести в один этап.

Температура горения газа определяется из теплового баланса горения

$$V_{\text{г}}C_{\text{г}}t_{\text{г}} = BQ_{\text{н}}^{\text{р}} + BC_{\text{г}}t_{\text{г}} + LC_{\text{в}}t_{\text{в}}, \quad (5)$$

где B , L , $V_{\text{г}}$ — расходы газа, воздуха и количество образовавшихся продуктов горения, м³/час;

$C_{\text{г}}$, $C_{\text{в}}$, $C_{\text{д}}$ — теплоемкости газа, воздуха и продуктов горения, ккал/м³°С;

$t_{\text{г}}$, $t_{\text{в}}$, $t_{\text{д}}$ — температуры подогрева газа, воздуха и температура продуктов горения, °С;

$Q_{\text{н}}^{\text{р}}$ — низшая теплотворность топлива, ккал/м³.

Количество тепла, вносимого вентиляторным и сжатым воздухом, равно:

$$Q_{\text{в}} = L_{\text{с}}i_{\text{с}} + L_{\text{в}}i_{\text{в}} \quad (\text{ккал/час}), \quad (6)$$

где $L_{\text{с}}$, $L_{\text{в}}$ — количество сжатого и вентиляторного воздуха, м³/час;

i_c, i_b — теплосодержание сжатого и вентиляторного воздуха, ккал/нм^3 .

Согласно графическому расчету горения топлива [9], объем продуктов горения равен:

$$v_d = L + B \Delta v \quad (\text{нм}^3/\text{час}), \quad (7)$$

а расход воздуха

$$L = L_c + L_b = \alpha L_0 B \quad (\text{нм}^3/\text{час}), \quad (8)$$

где Δv — приращение объема дыма сверх объема воздуха при сжигании 1 нм^3 газа, $\text{нм}^3/\text{нм}^3$;

L_0 — теоретически необходимое количество воздуха для сжигания 1 нм^3 газа, $\text{нм}^3/\text{нм}^3$;

α — коэффициент избытка воздуха.

Подставив полученные значения объема продуктов горения и объема воздуха в выражение (5), обозначив количества сжатого и вентиляторного воздуха, приходящиеся на 1 нм^3 смешанного газа соответственно через $L'_c = \frac{L_c}{B}$ и $L'_b = \frac{L_b}{B}$ ($\text{нм}^3/\text{нм}^3$), и разделив обе части уравнения на B , получим уравнение теплового баланса для горения 1 нм^3 газа:

$$(\alpha L_0 + \Delta v) i_d = Q_n^p + i_r + L'_c i_c + L'_b i_b. \quad (9)$$

Учитывая, что

$$L'_b = \alpha L_0 - L'_c, \quad (10)$$

$$i_d = C_d t_d, \quad (11)$$

определим температуру продуктов горения

$$t_d = \frac{(Q_n^p + i_r) + \left[\alpha L_0 i_b - L'_c i_c \left(\frac{i_b}{i_c} - 1 \right) \right]}{(\alpha L_0 + \Delta v) C_d} \quad (^\circ\text{C}); \quad (12)$$

здесь: $(Q_n^p + i_r)$ — химическое и физическое тепло газа, ккал/нм^3 ;

$\left[\alpha L_0 i_b - L'_c i_c \left(\frac{i_b}{i_c} - 1 \right) \right]$ — физическое тепло воздуха, ккал/нм^3 .

При работе без сжатого воздуха, т. е. при $L'_c = 0$

$$t_d = \frac{Q_n^p + i_r + \alpha L_0 i_b}{(\alpha L_0 + \Delta v) C_d} \quad (^\circ\text{C}). \quad (13)$$

Если вдувать в кессон холодный сжатый воздух взамен части нагретого вентиляторного, то температура горения снижается, так как уменьшается общее теплосодержание воздуха.

Следовательно, количество сжатого воздуха и условия его вдувания должны быть такими, чтобы за счет увеличения выходной скорости смеси из кессона обеспечить возможность снижения общего коэффициента избытка воздуха до величины, кото-

рая не только компенсирует снижение температуры горения от вдувания холодного сжатого воздуха, но и позволит повысить ее. Разумеется, это должно быть достигнуто при возможно меньшем расходе сжатого воздуха.

В случае подачи в кессон большого количества воздуха (вентиляторного или инжекторного) с недостаточной скоростью, может уменьшиться количество газа, поступающего в печь, так как увеличивается сопротивление. Это происходит при низком давлении газа в магистральных трубопроводах. Чтобы обеспечить подачу требуемого количества газа, необходимо увеличить давление на газовом тракте печи. На автоматизированных печах это достигается с помощью регуляторов расхода газа. Следует, однако, учитывать, что при неблагоприятных условиях повышение давления на газовом тракте может привести к выбиванию воды из затворов газового и дымового клапанов.

При подаче в торец газового кессона сжатого (турбинного) воздуха с большой скоростью, вплоть до звуковой, возникает эффект инжекции. В этом случае давление на газовом тракте печи уменьшается и может быть иногда даже ниже атмосферного; заданный расход газа поддерживается с помощью регуляторов.

Воздух, вдуваемый в газовый кессон, целесообразно подогревать, чтобы уменьшить снижение общего теплосодержания всего подаваемого в печь воздуха.

При высоком давлении сжатого воздуха подогрев его является технически трудной задачей и к тому же, как показал опыт подогрева турбинного воздуха в рекуператоре, установленном в общем борове печи, дает весьма незначительный эффект.

Для расчета температуры горения газа при вдувании холодного турбинного воздуха удобнее выражение (12) в виде

$$t_{\text{г}} = \frac{Q_{\text{н}}^{\text{р}} + i_{\text{г}} + \alpha L_0 C_{\text{см. в}} t_{\text{см. в}}}{(\alpha L_0 + \Delta V) C_{\text{д}}} \quad (14)$$

где $C_{\text{см. в}}$ и $t_{\text{см. в}}$ — соответственно теплоемкость и температура воздушной смеси.

Температура воздушной смеси определяется по графику (рис. 15) в зависимости от отношения $\frac{L'_{\text{с}}}{L'_{\text{в}}}$ и от температуры вентиляторного воздуха после нагрева его в регенераторах. По часовым расходам смешанного газа и расходам сжатого и вентиляторного воздуха, приходящимся на 1 км³ газа, определяется соотношение

$$\frac{L_{\text{с}}}{L_{\text{в}}} = \frac{L'_{\text{с}}}{L'_{\text{в}}} = \frac{\frac{L_{\text{с}}}{B}}{\alpha L_0 - \frac{L_{\text{с}}}{B}} = \frac{1}{\frac{\alpha L_0 B}{L_{\text{с}}} - 1} \quad (15)$$

По данным, полученным нами при исследовании 250-т печей на одном металлургическом заводе, в периоды плавки, когда из ванны не выделяются газы, оптимальные коэффициенты избытка воздуха (воздушной смеси) составляют: при работе без турбинного воздуха 1,4—1,5; при подаче турбинного воздуха в количестве 2000 нм³/час — 1,23 и при расходе его 4000 нм³/час — 1,05 и даже несколько ниже.

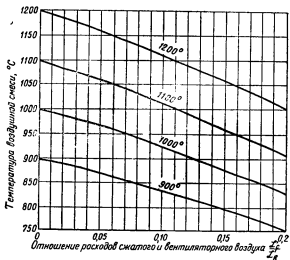


Рис. 15. Зависимость между соотношением расходов холодного сжатого и горячего вентиляторного воздуха и температурой их смеси при различных температурах вентиляторного воздуха (указаны над кривыми)

На рис. 16 приведены расчетные значения температур горения смешанного газа теплотворностью 2500 ккал/нм³ и коксового газа теплотворностью 4350 ккал/нм³ при различных расходах турбинного воздуха и соответствующих этим расходам оптимальных коэффициентах избытка воздуха. Там же показано изменение температуры горения газа при увеличении коэффициента избытка воздуха за счет увеличения расхода вентиляторного воздуха. При расчетах температура газа принята 1000°, вентиляторного воздуха 1100° и турбинного воздуха 20°C, а расход тепла — 25 млн. ккал/час (средняя за плавку тепловая нагрузка, при которой работала печь с указанными расходами турбинного воздуха).

Как видно из рис. 16, при оптимальных избытках воздуха calorиметрическая температура горения газа в случае подачи тур-

бинного воздуха повышается. При сжигании смешанного газа это повышение составляет 72° , если подается $2000 \text{ м}^3/\text{час}$ турбинного воздуха, и 95° , если подается $4000 \text{ м}^3/\text{час}$. При сжигании коксового газа температура горения в случае подачи турбинного воздуха повышается несколько больше.

Превышение оптимального коэффициента избытка воздуха на $0,2$ при работе с подачей $2000 \text{ м}^3/\text{час}$ и на $0,3$ при подаче

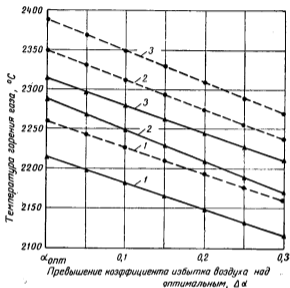


Рис. 16. Зависимость температуры горения от коэффициента избытка воздуха при различных расходах турбинного воздуха:

1 — без турбинного воздуха ($\alpha_{\text{опт}} = 1,5$); 2 — $2000 \text{ м}^3/\text{час}$ ($\alpha_{\text{опт}} = 1,23$); 3 — $4000 \text{ м}^3/\text{час}$ ($\alpha_{\text{опт}} = 1,05$); сплошные линии — при калорийности газа $2500 \text{ ккал}/\text{м}^3$; пунктирные — $4350 \text{ ккал}/\text{м}^3$

$4000 \text{ м}^3/\text{час}$ турбинного воздуха снижает температуру горения до уровня, получаемого при работе без турбинного воздуха с оптимальным коэффициентом избытка воздуха.

Следовательно, подача турбинного воздуха при поддержании оптимального коэффициента избытка воздуха повышает температуру горения топлива; нужно особо тщательно следить за величиной коэффициента избытка воздуха, так как небольшие его отклонения от оптимального существенно снижают температуру горения.

С увеличением теплотворности топлива влияние турбинного

воздуха, подаваемого с соблюдением оптимальных величин α , на повышение температуры горения газа возрастает (рис. 17).

Подача 4000 м³/час турбинного воздуха при сжигании газа теплотворностью 2000 ккал/м³ повышает теоретическую температуру факела так же, как увеличение теплотворности газа до 4350 ккал/м³ при работе только с вентиляторным воздухом.

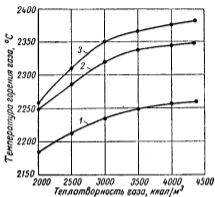


Рис. 17. Зависимость температуры горения газа от его калорийности при расходах турбинного воздуха:

1 — без турбинного воздуха ($\alpha=1,5$); 2 — 2000 м³/час ($\alpha=1,23$); 3 — 4000 м³/час ($\alpha=1,05$)

Наибольший эффект дает применение турбинного воздуха при сжигании высококалорийного газа.

Регулированием параметров турбинного воздуха и подбором величины выходного сечения кессона при заданной теплотворности топлива можно получить скорость истечения газа, обеспечивающую хорошую организацию факела.

3. ВЛИЯНИЕ ОБОГАЩЕНИЯ ВОЗДУХА КИСЛОРОДОМ НА ТЕМПЕРАТУРУ ГОРЕНИЯ ТОПЛИВА

В случае сжигания 1 м³ газа в обогащенном кислородом воздухе при условии, что общее количество кислорода (вместе с содержащимся в воздухе) равно теоретически необходимому для горения, тепловой баланс процесса имеет вид:

$$V_{o.x} C_d t_d = Q_{\text{н}}^p + C_r t_r + L'_0 C_b t_b + L_k C_k t_k, \quad (16)$$

где $V_{o.x}$ — количество образовавшихся продуктов горения, м³/м³ газа;

$V_{o.x} C_d t_d$ — теплосодержание продуктов горения, ккал/м³;

Q_H^p — теплотворность газа, ккал/нм^3 ;

L_K — расход кислорода, $\text{нм}^3/\text{нм}^3$ газа;

L'_0 — количество воздуха, потребное для пополнения общего количества кислорода до теоретически необходимого для горения газа, $\text{нм}^3/\text{нм}^3$ газа;

t_r, t_n, t_k — температуры газа, воздуха и кислорода, $^{\circ}\text{C}$;

C_r, C_n, C_k — теплоемкости газа, воздуха и кислорода, ккал/нм^3 $^{\circ}\text{C}$.

Количество кислорода, теоретически необходимое для сжигания 1 нм^3 газа, равно:

$$O_2^T = \frac{I_0 \cdot 21}{100} (\text{нм}^3/\text{нм}^3), \quad (17)$$

а количество азота, вносимого им,

$$N_2^T = \frac{L_0 \cdot 79}{100} (\text{нм}^3/\text{нм}^3), \quad (18)$$

где L_0 — теоретически необходимое количество воздуха, $\text{нм}^3/\text{нм}^3$.

При обогащении воздуха, например до 24% O_2 в печь вносится азот

$$N_2' = \frac{O_2^T \cdot 76}{24} (\text{нм}^3/\text{нм}^3), \quad (19)$$

а количество воздуха

$$L_0' = \frac{N_2' \cdot 100}{79} (\text{нм}^3/\text{нм}^3).$$

Количество кислорода, вносимого воздухом, равно:

$$O_2' = L_0' - N_2' (\text{нм}^3/\text{нм}^3). \quad (20)$$

Тогда количество кислорода, которое необходимо ввести для достижения заданной степени обогащения (24% O_2), составит

$$L_K = O_2^T - O_2' (\text{нм}^3/\text{нм}^3). \quad (21)$$

Объем продуктов горения при сжигании топлива в обычном воздухе равен, согласно графическому расчету горения топлива:

$$V_x = L_0 + \Delta V, \quad (22)$$

где ΔV — приращение объема дыма при сжигании 1 нм^3 газа сверх объема воздуха, $\text{нм}^3/\text{нм}^3$.

В случае обогащения воздуха кислородом объем продуктов горения будет меньше на

$$\Delta N_2 = N_2 - N_2', \quad (23)$$

где N_2 и N_2' — количества азота, вводимые соответственно при необогащенном и при обогащенном воздухе, $\text{нм}^3/\text{нм}^3$.

Тогда

$$V_{0,д} = L_0 - \Delta N_2 + \Delta V \text{ (нм}^3/\text{нм}^3\text{)}. \quad (24)$$

Подставив значение $V_{0,д}$ в выражение (16), определим температуру горения:

$$t_d = \frac{Q_H^p + C_T t_T + L'_0 C_B t_B + L_K C_K t_K}{(L_0 - \Delta N_2 + \Delta V) C_d} \text{ (}^\circ\text{C)} \quad (25)$$

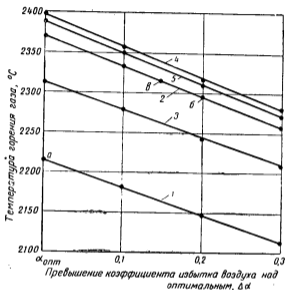


Рис. 18. Зависимость температуры горения от коэффициента избытка воздуха:

при $Q_H^p = 2500$ ккал/нм³: 1 — без кислорода и турбинного воздуха ($\alpha_{опт} = 1,5$); 2 — обогащение кислородом до 24% ($\alpha_{опт} = 1,3$); 3 — расход турбинного воздуха 4000 м³/час ($\alpha_{опт} = 1,05$); 4 — обогащение кислородом до 24% при расходе турбинного воздуха 4000 м³/час ($\alpha_{опт} = 1,05$);

при $Q_H^p = 4350$ ккал/нм³: 5 — расход турбинного воздуха 4000 м³/час ($\alpha_{опт} = 1,05$)

Если коэффициент избытка воздуха больше единицы, то формула (25) приобретает вид:

$$t_d = \frac{Q_H^p + C_T t_T + \alpha L'_0 C_B t_B + L_K C_K t_K}{(\alpha L_0 - \Delta N_2 + \Delta V) C_d} \text{ (}^\circ\text{C)}. \quad (26)$$

Результаты расчетов по формуле (26) для случая постоянного расхода кислорода при степени обогащения воздуха кислородом 24% и изменении коэффициента избытка воздуха представлены на рис. 18.

Из сравнения кривых 1 и 2 видно, что за счет кислорода при равных коэффициентах избытка воздуха (точки *a* и *b*) температура горения повышается на 80° , а при $\alpha_{\text{опт}} = 1,3$ и применении кислорода она на 155° выше, чем без кислорода при $\alpha_{\text{опт}} = 1,5$.

Из сравнения кривых 2 и 3 видно, что если коэффициент избытка воздуха в случае применения кислорода будет превышать 1,45 (точка *v*), то температура горения, достигаемая за счет подачи $4000 \text{ нм}^3/\text{час}$ турбинного воздуха при $\alpha = 1,05$, окажется выше¹.

Сравнение кривых 2, 3, и 5 подтверждает целесообразность работы на высококалорийном газе.

4. СОВМЕСТНОЕ ИСПОЛЬЗОВАНИЕ СЖАТОГО ВОЗДУХА И КИСЛОРОДА

Подача газообразного кислорода в факел через две фурмы, установленные по обе стороны газового кессона, производится для интенсификации горения газа и улучшения окисления ванны, дает значительный производственный эффект и находит все большее применение.

В связи с этим целесообразно поставить вопрос о том, насколько эффективно используется кислород, подаваемый в мартеновские печи.

Основным недостатком работы мартеновских печей является плохое перемешивание газа и воздуха в рабочем пространстве. Известно, что для устранения этого недостатка приходится подавать в печь воздух в количестве, значительно большем, чем требуется для горения газа. Коэффициент избытка воздуха достигает 1,3, а часто даже 1,5—1,6, что уменьшает экономичность работы печи, так как на нагрев избыточного воздуха расходуется много тепла. Однако даже при работе с большим избытком воздуха горение не завершается полностью в рабочем пространстве и около 5—10% газа догорает в нижнем строении печи, вызывая ухудшение ее стойкости и перерасход топлива; теплопередача к металлу снижается.

Как показывает опыт ряда заводов, коэффициент избытка воздуха остается большим и в случае подачи кислорода в факел. Вдувание же турбинного воздуха в торец газового кессона позволяет уменьшить коэффициент избытка воздуха почти до единицы, т. е. печи могут работать при количестве воздуха, близком к теоретически необходимому.

Представляется, что совместное применение сжатого воздуха, подаваемого в газовый кессон, и кислорода, подаваемого в факел пламени, позволит получить активный, высокотемпературный правильно организованный факел, обеспечивающий хорошую теплопередачу ванне.

¹ В печи эффект от применения кислорода выше вследствие концентрированной подачи его к поверхности ванны.

Влияние кислорода и сжатого (турбинного) воздуха на температуру горения газа показано на рис. 18 кривой 4. Добавка сжатого воздуха позволяет получить желаемую температуру горения при меньшем расходе кислорода.

При совместном применении сжатого воздуха и кислорода повысится степень использования тепла, что позволит обеспечить экономию топлива и повышение производительности печей. Еще больший эффект будет достигнут при отоплении печей высококалорийным газом.

ТЕПЛОВЫЕ ПОТОКИ В РАБОЧЕМ ПРОСТРАНСТВЕ МАРТЕНОВСКИХ ПЕЧЕЙ

1. МЕТОДИКА ИЗМЕРЕНИЯ ТЕПЛОВЫХ ПОТОКОВ

Прибор для измерения тепловых потоков был предложен впервые в 1928 г. советскими учеными М. В. Кирпичевым и Г. М. Кондратьевым [10]. Несколькими годами позже приборы этого же типа начали применять и за рубежом [11]. Детальное исследование теплообмена в топках паровых котлов с помощью оригинальных конструкций калориметров и радиометров было проведено в 1935 г. сотрудниками Центрального котлотурбинного института им. И. И. Ползунова [12, 13].

Измерение тепловых потоков в рабочем пространстве мартеновской печи и дальнейшее улучшение конструкции цилиндрического термозонда выполнено И. Г. Казанцевым в 1936 г. [14].

В 1940 г. нами [15, 16] впервые были исследованы тепловые потоки в рабочем пространстве типовой 185-т мартеновской печи с помощью водяного калориметра. Затем в 1945 г. С. Е. Ростовский предложил оригинальный дисковый термозонд, а в 1949 г. А. Н. Черноголов опубликовал работу, содержащую описание конструкции нового тепломера ВНИИМТ [17]. С помощью этих приборов был исследован теплообмен в мартеновских печах. Проведенные исследования позволили уточнить ряд важных вопросов [16—22]. Интересно отметить, что до последнего времени за рубежом было проведено только одно исследование тепловых потоков в небольших мартеновских и стекловаренных печах [23].

Для измерения тепловых потоков в мартеновских печах мы применяли приборы трех типов: термозонд с медным тепловоспринимающим сердечником, водяной калориметр и термозонд ВНИИМТ [6, 20].

С помощью первого из этих приборов (рис. 19) величину тепловых потоков определяли по скорости нагрева медного цилиндрического сердечника. Теплопринимающую поверхность сердечника подвергали специальной обработке для доведения степени черноты ее до 0,82—0,86. В ходе измерений температуру сердечника определяли хромельалюмелевой термопарой.

Защитный корпус термозонда состоит из стальной гильзы и окружающего ее цилиндрического изоляционного блока из асбеста, промазанного огнеупорной глиной. Для уменьшения теплообмена между сердечником и корпусом боковая поверхность сердечника и гильзы покрыты никелем, а между сердечником и гильзой установлен цилиндрический экран. Рукоятка термозонда изготовляется из железной трубы, покрываемой тепловой изоляцией из асбеста и глины.

Применялись термозонды двух типов: односторонние — для измерения только прямых тепловых потоков и двусторонние или дифференциальные — для одновременных измерений прямых и обратных тепловых потоков.

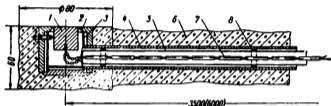


Рис. 19. Термозонд:

1 — сердечник; 2 — корпус; 3 — экран; 4 — наружная труба; 5 — внутренняя труба; 6 — тепловая изоляция; 7 — термопара; 8 — направляющая вставка

Водяной калориметр представлял собой тепловоспринимающую коробочку, через которую протекала подаваемая под постоянным напором вода. Повышение температуры воды измерялось многоспайными медь-константановыми дифференциальными термопарами. Защитный кожух калориметра также имел водяное охлаждение. Применялись водяные калориметры двух типов: торцовые (рис. 20) — для стационарной установки в задней стенке печи и угловые облегченной конструкции (рис. 21) — для измерения тепловых потоков в рабочем пространстве над поверхностью ванны.

Термозондами с медным тепловоспринимающим сердечником и водяными калориметрами пользовались при измерениях тепловых потоков в мартеновских печах емкостью 10; 60 и 185 т.

Для измерения тепловых потоков в мартеновских печах емкостью 250 и 500 т применяли водоохлаждаемый термозонд конструкции ВНИИМТ (рис. 22) с двумя водоохлаждаемыми теплоприемниками, позволяющими одновременно измерять прямые и обратные тепловые потоки. Каждый тепловой поток определяется как функция величины температурного градиента по толщине теплоприемника.

Для градуировки термозондов их устанавливали в воздушном вертикальном канале мартеновской печи в период прохода по не-

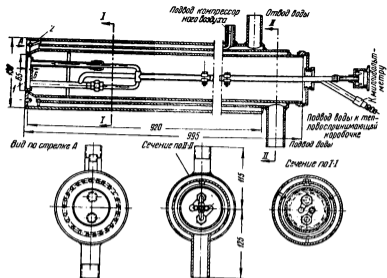


Рис. 20. Торцовый водяной калориметр:
 1 — теплопринимающая коробочка; 2 — защитный кожух

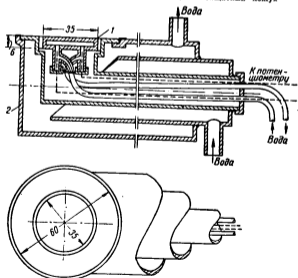


Рис. 21. Угловой водяной калориметр:
 1 — теплопринимающая коробочка; 2 — корпус

му горячего воздуха из регенератора. Теплоприемник термозонда направляли на поверхность кладки вертикального канала, температуру которой измеряли одновременно радиационным пирометром. Путем сопоставления показаний обоих приборов определялась величина градуировочного коэффициента термозонда.

Приборы для измерения тепловых потоков могут работать в условиях стационарного и нестационарного тепловых режимов.

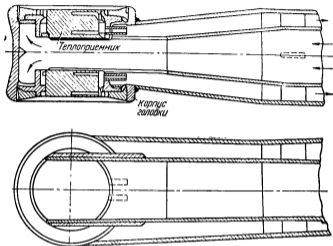


Рис. 22. Термозонд конструкции ВНИИМТ

Более точные результаты измерений можно получить, пользуясь водяными калориметрами (тепломерами). Однако они громоздки, сложны и трудоемки в эксплуатации, поэтому, если необходимо в сжатые сроки провести многократные измерения, целесообразнее использовать хотя и менее точные, но более простые и удобные в эксплуатации термозонды.

Уравнения баланса энергии: для тепломера

$$\varepsilon\sigma_0(T_n^4 - T_c^4)Fd\tau + \alpha_x(t_r - t_c)Fd\tau = VCdtd\tau \pm dQ, \quad (27)$$

для термозонда

$$\varepsilon\sigma_0(T_n^4 - T_c^4)Fd\tau + \alpha_x(t_r - t_c)Fd\tau = gC_1dt \pm dQ, \quad (28)$$

где T_n — «черная» температура печи ($^{\circ}\text{K}$) для той точки рабочего пространства, в которой установлен прибор;
 T_c и t_c — средняя температура тепловоспринимающей поверхности прибора, $^{\circ}\text{K}$, $^{\circ}\text{C}$;

- t_r — температура газов, °С;
 F — тепловоспринимающая поверхность прибора, м²;
 τ — время, час;
 ϵ — степень черноты тепловоспринимающей поверхности прибора;
 σ_0 — константа излучения абсолютно черного тела, ккал/м² · час °К⁴;
 α_k — коэффициент теплопередачи конвекцией от газов к тепловоспринимающей поверхности прибора, ккал/м² час °С;
 V — количество воды, омывающей тепловоспринимающую поверхность калориметра (тепломера), кг/час;
 g — вес медного сердечника термозонда, кг;
 C и C_1 — теплоемкости соответственно воды и меди, ккал/кг °С;
 dQ — тепловые потери прибора, ккал.

Величину T_n , названную «черной» температурой печи, для точки рабочего пространства, в которой установлен прибор, можно также охарактеризовать как температуру абсолютно черного тела, излучающего тепловой поток, равный тепловому потоку, измеряемому тепловоспринимающей поверхностью прибора, при допущении, что она является абсолютно черной и холодной.

Температурное поле в рабочем пространстве печи весьма неравномерно. Оно зависит от положения факела, от состава и температуры продуктов горения как в местах с заверренным, так и в местах с незаверренным процессом горения и проч. В свою очередь эти факторы зависят от гидродинамики движущихся потоков топлива и воздуха (их кинетической энергии), условий их смешения и теплообмена между продуктами горения, ванной и кладкой печи, а также топливом и воздухом, поступающими в печь.

Величина T_n определяется общим количеством энергии излучения, поступающей в данную точку рабочего пространства печи по полусфере. «Черная» температура (T_n) отличается от фактической температуры газов, находящихся в той же точке рабочего пространства печи, поскольку они являются в значительной степени лучепрозрачными.

При соответствующей конструкции прибора величиной его тепловых потерь можно пренебречь. Поэтому, переходя к конечным величинам приращения температуры и времени, можно выразить тепловые потоки, воспринимаемые прибором, установленным в какой-либо точке рабочего пространства печи, формулами: для тепломера

$$q_1 = \epsilon \sigma_0 (T_n^4 - T_c^4) + \alpha_k (t_r - t_c) = \frac{V_c \Delta t}{F}, \quad (29)$$

для термозонда

$$q_1 = \epsilon \sigma_0 (T_n^4 - T_c^4) + \alpha_k (t_r - t_c) = \frac{gC_1}{F} \frac{\Delta t}{\Delta \tau}. \quad (30)$$

Тепловой поток, воспринимаемый противоположной стороной прибора, устанавливаемого в той же точке, можно определить, повернув его вокруг оси на 180° и применив аналогичные формулы:

для тепломера

$$q_2 = \epsilon \sigma_0 [(T'_n)^4 - T_c^4] + \alpha_k (t_r - t_c) = \frac{VC \Delta t'}{F}, \quad (31)$$

для термозонда

$$q_2 = \epsilon \sigma_0 [(T'_n)^4 - T_c^4] + \alpha_k (t_r - t_c) = \frac{gC_1}{F} \frac{\Delta t}{\Delta \tau'}. \quad (32)$$

Величина температуры T'_n , входящая в уравнение (31) и (32), отличается от величины T_n , поскольку при изменении положения термозонда меняются условия теплообмена излучением между тепловоспринимающей поверхностью прибора и окружающей средой.

Таким образом, «черные» температуры T_n и T'_n определяются как величины, зависящие от суммарного количества энергии излучения, поступающей в данную точку рабочего пространства печи, но не со всех сторон, а только по полусфере. Величина T_n характеризуется количеством энергии излучения первой полусферы, а величина T'_n — количеством энергии излучения второй полусферы. Это достигается, как выше отмечалось, путем двух последовательных измерений термозондом в диаметрально противоположных направлениях.

Таким образом, «черная» температура T_n характеризует тепловой поток излучения

$$q'_{\text{изл}} = \frac{q_1}{\epsilon}, \quad (33)$$

падающий на данную точку с одной стороны плоскости, с которой совмещена эта точка, а «черная» температура T'_n — тепловой поток излучения

$$q''_{\text{изл}} = \frac{q_2}{\epsilon}, \quad (34)$$

падающий на ту же точку с противоположной стороны плоскости.

Разность этих тепловых потоков (Δq) представляет общее количество тепла, проходящее через плоскость, в которой находятся при измерениях тепловоспринимающие поверхности прибора. Величина Δq определяется соответственно из уравнений (29), (31), и (30), (32):

$$\Delta q = \frac{q_1 - q_2}{\epsilon} = \sigma_0 [T_n^4 - (T'_n)^4] = \frac{VC}{F \epsilon} (\Delta t - \Delta t'), \quad (35)$$

$$\Delta q = \frac{q_1 - q_2}{\epsilon} = \sigma_0 [T_n^4 - (T'_n)^4] = \frac{gC_1}{F\epsilon} \left(\frac{1}{\Delta\tau} - \frac{1}{\Delta\tau'} \right). \quad (36)$$

Выражения (35) и (36) справедливы при условии, что коэффициент теплопередачи конвекцией от газов к тепловоспринимающей поверхности прибора (α_k), температура газов (t_g), и средняя температура тепловоспринимающей поверхности прибора (t_c) будут равны с обеих его сторон.

Такой метод дает возможность найти величину теплового потока излучения, поглощаемого ванной мартеновской печи и представляющего собой разность ($\Delta q_{изл}$) между прямым ($q_{пр}$ — от факела и кладки) и обратным ($q_{обр}$ — от ванны) тепловыми потоками:

$$q_{пр} = q'_{изл} = \frac{q_1}{\epsilon}; \quad (37)$$

$$q_{обр} = q''_{изл} = \frac{q_2}{\epsilon}; \quad (38)$$

$$\Delta q_{изл} = q_{пр} - q_{обр} = q'_{изл} - q''_{изл} = \frac{q_1 - q_2}{\epsilon}. \quad (39)$$

Измерения обоих тепловых потоков необходимо выполнять над поверхностью ванны с помощью сдвоенного дифференциального калориметра (тепломера) или термозонда. Тогда количество тепла, передаваемое прибору конвекцией ($q_{конв}$) и зависящее от углов атаки, температуры и скорости газов, омывающих обе тепловоспринимающие поверхности прибора, будет примерно одинаково.

Однако, расположив прибор над поверхностью ванны, можно определить лишь количество тепла, поглощаемое ванной за счет излучения. В действительности же ванна получает тепло как излучением ($\Delta q_{изл}$), так и конвекцией ($q'_{конв}$), и полное количество поглощаемого ею тепла

$$\Delta q_B = \Delta q_{изл} + q'_{конв}, \quad (40)$$

причем

$$q'_{конв} = \alpha_k (t_g - t_B). \quad (41)$$

Так как величина температуры поверхности ванны (t_B), входящая в выражение (41), отличается от величины температуры тепловоспринимающей поверхности прибора (t_c), то количество тепла, переданного ванне конвекцией ($q'_{конв}$), будет отличаться от количества тепла, передаваемого конвекцией ($q_{конв}$) прибору [уравнения (29) — (32)].

Следовательно,

$$\Delta q_{изл} < \Delta q_B.$$

Однако, вопреки некоторым предположениям [24], проведенные опыты [1] показали, что в мартеновских печах, работающих с обычным воздушным дутьем, разница между $\Delta q_{изл}$ и $\Delta q_{в}$ не выходит за пределы 10%.

Таким образом, в условиях работы мартеновских печей на воздушном дутье можно с достаточной для практических целей точностью считать, что $\Delta q_{изл} = \Delta q_{в}$.

Существенное значение имеет вопрос о точности измерения прямого и обратного тепловых потоков.

Падающий на поверхность ванны прямой тепловой поток излучения измеряется достаточно точно, если теплопередача конвекцией невелика и влияние слоя газов между прибором и ванной незначительно.

Иначе обстоит дело с измерением обратного теплового потока, излучаемого поверхностью ванны. Обратный тепловой поток, называемый также эффективным тепловым потоком [27], складывается из собственного излучения поверхности ванны

$$q_{соб} = \epsilon_1 \sigma_0 T_v^4 \quad (42)$$

и отраженного теплового потока, представляющего собой некоторую долю величины прямого теплового потока

$$q_{отр} = q_{пр} (1 - \epsilon_1). \quad (43)$$

Таким образом,

$$q_{обр} = q_{эфф} = q_{соб} + q_{отр} = \epsilon_1 \sigma_0 T_v^4 + q_{пр} (1 - \epsilon_1), \quad (44)$$

где ϵ_1 — степень черноты поверхности ванны;

σ_0 — константа излучения абсолютно черного тела;

T_v — абсолютная температура поверхности ванны.

При измерении обратного теплового потока термозондом или калориметром может возникать значительная погрешность под влиянием двух факторов. Во-первых, между поверхностью ванны и прибором всегда имеется некоторая часть излучающего слоя факела, что увеличивает показания прибора на величину:

$$\Delta q_{с.ф} = + \int_0^H \left(\frac{dq}{dH} \right)_{с.ф} \cdot dH, \quad (45)$$

где H — расстояние между поверхностью ванны и термозондом.

Во-вторых, корпус прибора оказывает экранирующее влияние на поверхность ванны, что вызывает уменьшение отраженного теплового потока на величину

$$\Delta q_{экр} = - \int_0^H \left(\frac{dq}{dH} \right)_{экр} \cdot dH. \quad (46)$$

Следует иметь в виду также и охлаждающее воздействие корпуса термозонда на поверхность ванны (особенно если он имеет

водяное охлаждение), уменьшающее собственное излучение ванны (42). Однако при обычно кратковременном измерении термозондом или при перемещении его над ванной охлаждения ее поверхности практически не возникает. Поэтому охлаждающим влиянием корпуса термозонда пренебрегаем.

Таким образом, измеренная величина обратного теплового потока равна:

$$q_{\text{изм}} = q_{\text{эфф}} + \int_0^H \left(\frac{dq}{dH} \right)_{\text{с. ф}} \cdot dH - \int_0^H \left(\frac{dq}{dH} \right)_{\text{экp}} \cdot dH. \quad (47)$$

Так как знаки при величинах $\Delta q_{\text{с. ф}}$ и $\Delta q_{\text{экp}}$ различны, то их влияние на величину $q_{\text{изм}}$ противоположно и при некотором значении H взаимно компенсируется (рис. 23).

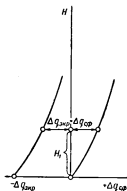


Рис. 23. Изменение излучения слоя факела ($\Delta q_{\text{с. ф}}$), находящегося между поверхностью ванны и термозондом, и экранирующего эффекта корпуса термозонда ($\Delta q_{\text{экp}}$) в зависимости от высоты над ванной (H)

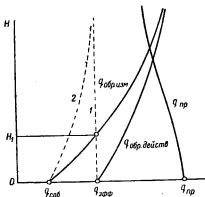


Рис. 24. Изменение величин прямого ($q_{\text{пр}}$), действительного обратного ($q_{\text{обp. действ}}$) и измеренного обратного ($q_{\text{обp. изм}}$) тепловых потоков в функции от высоты над поверхностью ванны (H)

На рис. 24 схематически показано изменение прямого ($q_{\text{пр}}$) и обратного ($q_{\text{обp}}$) тепловых потоков в функции от высоты над поверхностью ванны, причем для обратного теплового потока показаны две кривые.

Одна из них ($q_{\text{обp. действ}}$) характеризует изменение величины действительного обратного теплового потока по высоте при

отсутствии экранирующего эффекта:

$$q_{\text{обр. действ}} = q_{\text{эфф}} + \Delta q_{\text{с. ф}}, \quad (48)$$

т. е. в реальных условиях теплообмена в печи.

Вторая кривая ($q_{\text{обр.-изм}}$) показывает в соответствии с выражением (46) изменение по высоте над ванной обратного теплового потока, измеряемого термозондом, с учетом эффекта экранирования поверхности ванны, вследствие которого величина $q_{\text{обр.-изм}}$ всегда меньше величины $q_{\text{обр. действ}}$.

С увеличением высоты над поверхностью ванны эффект экранирования ослабевает, поэтому эти две кривые постепенно сближаются.

Пунктирными линиями на рис. 24 показано изменение обратного теплового потока по высоте над ванной для случая, когда факел расположен высоко над ванной и под измеряющим прибором нет добавочного излучения слоя факела. Как показывает линия 1, величина действительного обратного теплового потока остается неизменной, а измеренная термозондом величина обратного теплового потока (линия 2) меняется по мере того, как с увеличением высоты уменьшается эффект экранирования.

В реальных условиях рабочего пространства мартеновской печи, при установке термозонда на определенной высоте H_1 над ванной (см. рис. 23).

$$\Delta q_{\text{с. ф}} = \Delta q_{\text{экp}} \quad (49)$$

и

$$q_{\text{изм}} (\text{при } H = H_1) = q_{\text{эфф}} = q \quad (50)$$

Следовательно, можно точно измерять величину обратного теплового потока.

Если же $H > H_1$, то $q_{\text{изм}} > q_{\text{эфф}}$; при $H < H_1$ $q_{\text{изм}} < q_{\text{эфф}}$, а при $H=0$ $q_{\text{изм}} = q_{\text{соб}}$.

Высота установки термозондов (H_1), обеспечивающая правильное измерение тепловых потоков, была нами определена опытным путем из сопоставления результатов измерения тепловых потоков на разных расстояниях от поверхности шлака и контроля теплосодержания ванны с помощью термолар погружения.

Проведенные нами исследования тепло- и массообмена в ванне мартеновской печи [19, 25, 26] показали, что при интенсивном окислении углерода в начале доводки под жидкоподвижным шлаком ванна нагревается как тонкое тело [1]. Температурные градиенты по глубине и по поверхности ванны не превышают 5—10 °С/м. Следовательно, измеряя температуру металла и шлака через небольшие интервалы времени (15—20 мин.), можно контролировать изменение теплосодержания ванны. Во время одного из опытов температура металла в 60-т печи увеличилась на 50°, а шлака на 60° за 20 мин. Расчеты показывают, что при

площади пода 30 м^2 и величине тепловых потерь через под примерно $3000 \text{ ккал/м}^2 \text{ час}$ повышение теплосодержания ванны составило $63\,000 \text{ ккал/м}^2 \text{ час}$.

Одновременно с замерами температуры ванны производили измерения тепловых потоков в трех окнах по оси печи, устанавливая термозонды на расстоянии в $150\text{—}200 \text{ мм}$ над поверхностью ванны. По усредненным данным теплопоглощение ванны, измеренное термозондами, составляло $57\,000 \text{ ккал/м}^2 \text{ час}$.

Сопоставление результатов измерений, проведенных двумя различными методами, показывает, что они отличаются на 10% . Это подтвердилось при аналогичных исследованиях на 185-т печи.

Можно считать установленным, что при измерениях теплопоглощения ванны с помощью термозондов их необходимо располагать на высоте $150\text{—}200 \text{ мм}$ над ней (при наружном диаметре кожуха термозонда $60\text{—}80 \text{ мм}$) [28].

На таком же расстоянии рекомендует устанавливать термозонды и А. В. Кавадеров, детально рассмотревший вопрос об экранировании термозондом поверхности ванны [6].

Чтобы оценить величину погрешности измерений, возникающей при отклонениях от указанного оптимального расстояния над ванной, были проведены специальные опыты, заключавшиеся в измерении тепловых потоков при перемещении термозонда по высоте над ванной печи. Как видно из рис. 25, при увеличении высоты установки термозонда со 150 до 300 мм обратный тепловой поток увеличивается всего на $3\text{—}8\%$ на газовых печах и на $10\text{—}11\%$ на мазутных, что свидетельствует о сравнительно хорошей компенсации дополнительного излучения слоя факела экранирующим эффектом термозонда.

При установке термозонда на высоте $150\text{—}200 \text{ мм}$ над поверхностью шлака сходимость результатов нескольких измерений величины теплопоглощения ванны лежит в пределах 5% , что вполне приемлемо для практических целей [28].

Эти рекомендации могут быть с успехом использованы при исследовании печей, отапливаемых мазутом или коксодоменной смесью. В тех же случаях, когда факел характеризуется хорошей настильностью и большой жесткостью, высота установки термозонда должна быть значительно меньше. С такими условиями мы столкнулись при исследовании работы 250-т мартеновской печи, отапливаемой горячим коксовым газом при скорости выхода его из кессона $80\text{—}120 \text{ м/сек}$ (см. гл. VII).

Более сложным является вопрос об измерениях тепловых потоков в печах, работающих на кислородном дутье, при температуре факела выше 2500° . В этом случае условия теплообмена между факелом и поверхностью ванны существенно меняются, так как под влиянием более высокой температуры развиваются эндотермические процессы диссоциации углекислоты и водяных

паров [29, 30]. Вследствие снижения температуры при контакте газовой фазы с поверхностью ванны или шихты, реакции диссоциации сдвигаются в обратную сторону, что сопровождается выделением на контактных поверхностях скрытого тепла диссоциации, воспринимаемого ванной. Кроме того, при соприкосновении несгоревшей смеси газов с поверхностью ванны вследствие возникающей местной турбулизации значительно ускоряются процессы горения, повышающие эффективность теплопередачи. При

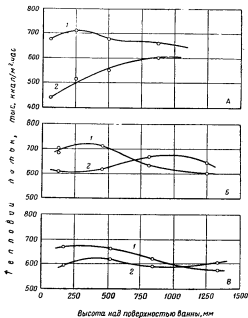


Рис. 25. Изменение тепловых потоков по высоте над поверхностью ванны:

1 — прямой тепловой поток; 2 — обратный тепловой поток;

А — мазутный факел в 35-й печи; Б и В — газовый факел в 185-й печи

полностью кислородном дутье ванне может быть передана контактно-конвективным теплообменом значительная доля общего количества воспринимаемого ею тепла.

Поэтому показания обычных термозондов, с помощью которых можно измерять только количество тепла, переданного ванне излучением, в этих условиях могут быть слишком неточными.

Для повышения точности измерений приходится значительно усложнять конструкцию термозондов, применяя, например, от-

дув [16] или два теплоприемника с различной степенью черноты [20], и т. д. Однако, как установлено экспериментально, эти способы недостаточно надежны, что не позволяет рекомендовать их для широкого применения.

Поскольку температура тепловоспринимающей поверхности термозонда ниже температуры ванны, то охлаждение продуктов горения при соприкосновении их с термозондом будет более резким и сдвиг реакций диссоциации будет происходить более интенсивно, вследствие чего увеличится доля тепла, передаваемого термозонду контактно-конвективным способом. Это может исказить результаты измерений теплового потока.

Таким образом, при наличии высокотемпературного факела метод измерения тепловых потоков не обеспечивает необходимой точности. В этих условиях более точным методом определения величины теплопоглощения ванны является непосредственный периодический контроль изменения теплосодержания ванны с помощью термодатчика погружения. При этом теплопоглощение ванны может быть определено как частное от деления общей величины изменения теплосодержания ванны в единицу времени на фактическую величину тепловоспринимающей поверхности ванны. Такой метод применим только во второй половине плавки при интенсивном кипении металла.

Другой способ определения теплопоглощения ванны базируется на составлении «мгновенных» обратных тепловых балансов для всей печи (см. гл. VI) или только для ее рабочего пространства.

При обычно применяемом в мартеновских печах обогащении воздушного дутья кислородом до 24—26% (иногда до 30%) и при суммарном коэффициенте избытка воздуха (учитывающем и технический кислород) не менее 1,2—1,3 температура факела значительно ниже 2500° и измерение тепловых потоков никаких осложнений не вызывает.

2. О ВЛИЯНИИ ТЕПЛОТЕХНИЧЕСКИХ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ НА ТЕПЛОПОГЛОЩЕНИЕ ВАННЫ

Величина и характер распределения прямых тепловых потоков ($q_{пр}$) по поверхности ванны зависят от теплотехнических и конструктивных параметров печи. Величина обратных тепловых потоков ($q_{обр}$) определяется также в значительной степени технологией плавки: составом и способом загрузки шихты, шлаковым режимом (вязкостью и количеством шлака) и скоростью обезуглероживания.

Теплопоглощение ванны (Δq_v) может быть представлено в виде:

$$\Delta q_v = q_{пр} - q_{обр} = q_{пр} - [q_{sob} + q_{пр}(1 - \varepsilon_1)] = \varepsilon_1 q_{пр} - q_{sob} \quad (51)$$

Определим изменение теплопоглощения ванны $\Delta q'_v$ вследствие приращения прямого теплового потока на величину $\Delta q_{пр}$ (за

счет, например, повышения тепловой нагрузки, возрастания температуры горения топлива, увеличения кинетической энергии факела, подачи кислорода в факел, улучшения карбюрации и т. д.).

В этом случае:

$$q'_{np} = q_{np} + \Delta q_{np}$$

и соответственно

$$\Delta q'_b = \varepsilon_1 q'_{np} - q_{sob} = \varepsilon_1 q_{np} + \varepsilon_1 \Delta q_{np} - q_{sob}. \quad (52)$$

Подставив значение Δq_b , согласно уравнению (51), получим:

$$\Delta q'_b = \Delta q_b + \varepsilon \Delta q_{np}. \quad (53)$$

Следовательно, вследствие влияния степени черноты поверхности ванны теплопоглощение возрастает лишь на часть величины приращения прямого теплового потока.

Тем не менее увеличение прямых тепловых потоков на 5—8% оказывает значительное влияние на величину теплопоглощения ванны.

Например, если в период доводки $q_{np} = 800$ тыс. ккал/м²·час, а $q_{обp} = 750$ тыс. ккал/м²·час, то

$$\Delta q_b = q_{np} - q_{обp} = 800 - 750 = 50 \text{ тыс. ккал/м}^2 \cdot \text{час};$$

В случае увеличения прямого теплового потока на 8%

$$q'_{np} = 800 \cdot 1,08 = 864 \text{ тыс. ккал/м}^2 \cdot \text{час}$$

и

$$\Delta q_{np} = q'_{np} - q_{np} = 864 - 800 = 64 \text{ тыс. ккал/м}^2 \cdot \text{час};$$

При степени черноты ванны $\varepsilon_1 = 0,6$ теплопоглощение ванны составит

$$\Delta q'_b = \Delta q_b + \varepsilon_1 \Delta q_{np} = 50 + 0,6 \cdot 64 = 88,4 \text{ тыс. ккал/м}^2 \cdot \text{час}.$$

Таким образом, теплопоглощение ванны увеличилось на 38,4 тыс. ккал/м²·час, или на 80%.

В действительности, однако, этот эффект будет меньше, так как с увеличением прямых тепловых потоков возрастает температурный перепад в слое шлака и повышается температура его поверхности, а значит несколько увеличивается обратный тепловой поток.

Анализируя влияние технологических факторов на величину теплопоглощения, выберем из их совокупности такие, которые влияют на степень черноты поверхности ванны (ε_1) и на величину температуры поверхности ванны (T_b).

Поскольку

$$\Delta q_b = q_{np} - q_{обp},$$

где, согласно уравнению (42),

$$q_{обр} = q_{соб} + q_{отр} = \varepsilon_1 \sigma_0 T_B^4 + q_{пр} (1 - \varepsilon_1),$$

то

$$\Delta q_B = q_{пр} - [\varepsilon_1 \sigma_0 T_B^4 + q_{пр} (1 - \varepsilon_1)] = \varepsilon_1 (q_{пр} - \sigma_0 T_B^4).$$

Если

$$\varepsilon_1 = 0, \quad \text{то} \quad \Delta q_B = q_{пр} - q_{обр} = 0.$$

Если же

$$\varepsilon_1 = 1, \quad \text{то} \quad \Delta q_B = q_{пр} - \sigma_0 T_B^4.$$

Следовательно, чем больше степень черноты поверхности ванны, тем больше ее теплопоглощение.

Известен ряд способов определения степени черноты различных материалов, однако все эти способы применимы главным образом в лабораторных условиях. Поэтому разработка простого и достаточно точного метода определения степени черноты поверхности ванны мартеновской печи представляет интерес и имеет большое практическое значение.

Нами разработан способ определения степени черноты [31], основанный на измерении величин прямых, падающих на поверхность ванны ($q_{пр}$), и обратных, идущих от нее ($q_{обр}$), тепловых потоков при различных тепловых нагрузках печи. Теплопоглощение ванны (Δq_B), равное при некоторой тепловой нагрузке

$$\Delta q_B = \varepsilon_1 q_{пр} - q_{обр}, \quad (54)$$

окажется при другой тепловой нагрузке равным

$$\Delta q'_B = \varepsilon_1 q'_{пр} - q_{обр}, \quad (54')$$

так как с изменением тепловой нагрузки изменится и величина прямого теплового потока.

Решив совместно уравнения (54) и (54'), можно определить степень черноты поверхности ванны:

$$\varepsilon_1 = \frac{\Delta q'_B - \Delta q_B}{q'_{пр} - q_{пр}}. \quad (55)$$

Формулу для определения степени черноты можно получить и другим путем. Исходя из уравнений (43) и (44), при двух разных значениях тепловой нагрузки обратный тепловой поток равен:

$$q_{обр} = q_{соб} + q_{пр} (1 - \varepsilon_1), \quad (56)$$

$$q'_{обр} = q_{соб} + q'_{пр} (1 - \varepsilon_1). \quad (57)$$

Решив совместно уравнения (56) и (57), найдем, что

$$\varepsilon_1 = 1 - \frac{q'_{обр} - q_{обр}}{q'_{пр} - q_{пр}}. \quad (58)$$

Вывод формул (55) и (58) базируется на допущении, что собственное излучение поверхности ванны ($q_{\text{соб}}$) остается неизменным при обоих значениях тепловой нагрузки. Однако в действительности изменение тепловой нагрузки отразится на величине температуры поверхности ванны, что повлечет за собой изменение $q_{\text{соб}}$, так как согласно уравнению (42)

$$q_{\text{соб}} = \varepsilon_1 \sigma_0 T_0^4.$$

Хотя в первый момент после изменения нагрузки величина $q_{\text{соб}}$ изменяется, по-видимому, незначительно¹, однако для повышения точности целесообразно производить два последовательных определения степени черноты: первое — при увеличении, второе — при уменьшении тепловой нагрузки относительно исходной. Средняя величина из этих двух определений и будет наибольшим приближением к искомой степени черноты.

Поскольку степень черноты рассчитывается на основании измерений тепловых потоков и теплопоглощения, точность ее определения будет зависеть от точности измерения тепловых потоков.

Если известна степень черноты шлака, то путем измерения тепловых потоков может быть найдена и температура его поверхности. При совместном решении уравнений (56) и (42) она определяется как

$$T_0 = \sqrt[4]{\frac{q_{\text{сбр}} - q_{\text{пр}}(1 - \varepsilon_1)}{\varepsilon_1 C_0}}. \quad (59)$$

Изучив влияние состава шлака на степень его черноты, можно подобрать шлаковый режим плавки, способствующий увеличению производительности печей за счет усиления теплопоглощения ванны. Так, если в рассмотренном выше примере при степени черноты поверхности ванны 0,6 теплопоглощение было равно 50 тыс. ккал/м²час, то при увеличении степени черноты до 0,7 теплопоглощение возросло бы примерно до 60 тыс. ккал/м²час.

Некоторые данные о степени черноты мартеновских шлаков для периодов плавления, кипения и доводки приведены в табл. 3.

Известно, что обычно температура поверхности ванны (шлака) связана с температурой металла следующим соотношением:

$$T_0 = T_m + \text{grad } t_H \Delta H_{\text{ш}}.$$

Таким образом, чем больше температурный градиент ($\text{grad } t_H$) в шлаке (зависящий от вязкости и плотности шлака, от скорости обезуглероживания и др.) и чем больше толщина слоя шлака ($\Delta H_{\text{ш}}$), тем выше при постоянной температуре металла (T_m)

¹ Следует иметь в виду, что чем больше теплопроводность шлака, степень черноты поверхности которого мы определяем, тем меньше будет меняться температура его поверхности.

Степень черноты шлака

Период плавки	Температура шлака, °С	Степень черноты, ϵ_1	Примечание
Плавление	1480	0,55	Железистый шлак
»	1500	0,58	Основность 1,5
Кипение	1550	0,70	Основность 2,2
Доводка	1610	0,70	Основность 2,0
»	1650	0,67	Густой шлак
»	1670	0,71	Кислый шлак

температура поверхности ванны ($T_в$), а значит тем меньше будет теплопоглощение ванны, так как

$$\Delta q_в = \epsilon_1 (q_{пр} - \sigma_0 T_в^4). \quad (60)$$

Следовательно, в ходе плавки нужно стремиться к созданию равномерного температурного поля в объеме ванны и, в частности, к возможно меньшему температурному перепаду по толщине слоя шлака.

Проведенные нами исследования [25, 26] показали, что температурный перепад по толщине слоя шлака (отнесенный к 100 мм его толщины) изменяется в процессе плавки в основных газовых мартеновских печах емкостью 60 и 185 т в довольно широких пределах — от 5 до 140°. Величина температурного перепада зависит главным образом от интенсивности теплопередачи, толщины слоя шлака, его вязкости и плотности, а также от скорости окисления углерода. Если не допускать скопления большого количества шлака в печи, поддерживать его вязкость и состав в соответствии с технологическими требованиями при должной скорости окисления углерода, то можно обеспечить минимальную величину температурного перепада в слое шлака, а следовательно, и по глубине металлической ванны.

Соблюдая эти условия, можно при одной и той же средней по объему ванны температуре жидкого металла добиться минимального превышения температуры поверхности шлака, над температурой металла, что приведет к существенному увеличению теплопоглощения ванны.

Пользуясь исходными данными приведенного выше примера ($q_{пр} = 800$ тыс. ккал/м². час; $\Delta q_в = 50$ тыс. ккал/м². час; $\epsilon_1 = 0,6$) и учитывая, что $t_в = T_в - 273$, можно с помощью выражения (60) найти, что температура поверхности ванны $t_в = 1675^\circ$ и что при снижении ее перечисленными средствами на 25° теплопоглощение возрастет с 50 до 70 тыс. ккал/м². час, или на 40%.

Полагая в первом приближении, что общая длительность плавки тем меньше, чем больше средняя величина теплопогло-

щения ванны (Δq_8), следует сделать вывод, что для повышения производительности печи необходимо: увеличивать прямые тепловые потоки, повышать степень черноты поверхности ванны, уменьшать температурный перепад в слое шлака при сохранении температуры жидкого металла на необходимом уровне.

В настоящее время можно добиваться улучшения тепловой работы мартеновских печей путем увеличения прямых тепловых потоков и уменьшения температурного перепада в шлаковом слое. Воздействовать же на величину степени черноты шлака практически невозможно, так как неизвестно, как влияет на нее состав шлака. Решение этого вопроса является задачей будущего.

3. ТЕПЛОВЫЕ ПОТОКИ в 60- и 185-т МАРТЕНОВСКИХ ПЕЧАХ

Для выяснения общей картины теплообмена в рабочем пространстве различных мартеновских печей был изучен характер изменения тепловых потоков по ходу плавки.

Тепловые потоки измеряли с помощью термозондов в центре ванны (через среднее окно) на расстоянии 200 мм от поверхности шлака. Для определения количества тепла, поглощаемого ванной, измеряли величины прямого и обратного потоков.

Прямой тепловой поток на ванну возрастает по ходу плавки с 480 в период завалки до 730—800 тыс. ккал/м² · час в конце плавления и в период доводки на печах с динасовыми сводами.

В случае применения кислорода на печах с основным сводом при увеличении тепловой нагрузки на 15—20% и сохранении прежней скорости завалки прямые тепловые потоки во время завалки и прогрева достигают 700—800 тыс. ккал/м² · час. Ускорив процесс завалки и увеличив вес мутьды, можно при большой тепловой мощности печи значительно сократить длительность плавки.

Обратный тепловой поток (от поверхности ванны) также возрастает по ходу плавки: от 250—300 в период завалки до 650—730 тыс. ккал/м² · час в период доводки, что объясняется повышением температуры ванны.

Количество тепла, поглощаемого ванной, достигает 200—300 тыс. ккал/м² · час во время завалки (и даже более высоких значений в самом начале периода) и понижается до 100—30 тыс. ккал/м² · час в периоды плавления и доводки.

В печах с хромомagneзитовым сводом вследствие увеличения тепловых нагрузок на 10—18% величины прямых и обратных тепловых потоков значительно больше, чем в печах с динасовым сводом, — в начале плавления на 20 и в начале доводки на 10—15%.

Количество тепла, поглощаемого шихтой во время завалки в печи с хромомagneзитовым сводом, достигает 300—400 тыс. ккал/м² · час. Во время доводки оно также больше, чем в печи с

динасовым сводом, что обеспечивает проведение доводки при более высокой температуре ванны и способствует улучшению качества металла.

Это и является основной причиной значительного сокращения длительности плавки в печах с хромомагнетитовым сводом (до 10% и более).

Заметной разницы в величине прямых тепловых потоков в газовых и в мазутных печах с динасовыми сводами в первой половине плавки не обнаруживается. Во второй половине плавки тепловые потоки в мазутных печах на 50—100 тыс. ккал/м². час (6—12%) больше, чем в газовых, благодаря большей настильности, жесткости и излучательной способности мазутного факела, что позволяет при прочих равных условиях добиться большей производительности мазутной печи. Однако при плохо отрегулированном режиме сжигания мазута, больших подсосах атмосферного воздуха и т. п. наблюдалось и обратное явление, когда в мазутной печи прямые тепловые потоки были на 65—120 тыс. ккал/м². час (8—15%) ниже, чем в газовой.

Изменение величины тепловых потоков по длине ванны в газовой печи сравнительно невелико. Количество тепла, поглощаемого ванной, неуклонно уменьшается в направлении к головке, отводящей продукты горения из рабочего пространства печи. Благодаря периодической перекидке клапанов поддерживается равномерность нагрева ванны по всей поверхности. Этому в значительной степени способствует также интенсивное перемешивание жидкого металла и шлака вследствие процесса обезуглероживания.

Очень большие изменения прямых тепловых потоков по длине ванны печи наблюдались в мазутных печах.

По ширине ванны величина теплового потока также меняется, причем значительно сильнее на мазутных, чем на газовых печах, что указывает на более равномерный нагрев ванны при отоплении газом.

На печах с хромомагнетитовым сводом распределение тепловых потоков по всей поверхности ванны к концу плавки оказывается более равномерным, чем на печах с динасовым сводом. Это можно объяснить более высокой температурой кладки при хромомагнетитовом своде.

При исследовании печи с хромомагнетитовым сводом [19] наибольшие величины тепловых потоков, направленных от факела на свод, наблюдались в центральной части свода у задней стенки. Как оказалось позже, именно в этом месте свод, простоявший 351 плавку, оказался в наибольшей степени изношенным [32]. Таким образом, на основании своевременно проведенного исследования распределения тепловых потоков в рабочем пространстве мартеновской печи можно предсказать характер износа свода печи и наметить мероприятия для повышения его стой-

кости (обдувка свода, улучшение настильности факела, изменение распределения воздуха между вертикальными каналами и т. п.).

Путем измерения тепловых потоков в рабочем пространстве мартеновской печи установлено, что как на газовых, так и на мазутных печах наблюдается значительное увеличение количества тепла, передаваемого ванне при неизменной тепловой нагрузке печи, в случае увеличения количества движения и кинетической энергии факела.

Результаты опытов, проведенных нами в 1949 г. на газовой мартеновской печи [20], показали, что с введением холодного компрессорного воздуха в факел¹ настильность его

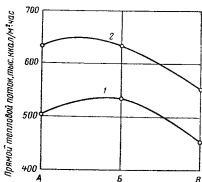


Рис. 26. Влияние кинетической энергии газового факела при неизменном расходе газа на величины прямых тепловых потоков во время доводки плавки:

А — начало факела; Б — середина факела; В — конец факела; 1 — без компрессорного воздуха; 2 — с подачей компрессорного воздуха в факел

значительно улучшалась при неизменном расходе газа, а средняя величина прямого теплового потока возрастала с 500 до 600 тыс. ккал/м² · час (рис. 26).

Увеличение прямых тепловых потоков объясняется также тем, что в связи с влиянием сжатого воздуха улучшается смешение газа с вентиляторным воздухом. Это подтверждается исследованием А. С. Телегина и Б. И. Китаева [33], которые с помощью ускоренной киносъемки изучали структуру горящего факела. Ими установлено, что горящий факел, кажущийся непрерывным, разорван в действительности

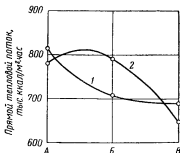
на отдельные части, а фронт горения представляет собой систему отдельных выгорающих небольших объемов газа в виде многочисленных островков горения, окруженных воздухом или смесью воздуха и продуктов горения. Процесс горения происходит во всем объеме факела, а характер раздробления факела на отдельные части определяется качеством смешения газа с воздухом. Длина факела пламени при постоянной скорости истечения газа периодически изменяется с частотой, пропорциональной величине скорости истечения. Процесс смешения газа с воздухом связан с перемещением отдельных скоплений газа, которые, двигаясь с заметным ускорением, создают за собой разрежение, куда и устремляется воздух.

¹ Предложено Н. Н. Доброхотовым в 1943 г.

Таким образом, процесс горения газового факела значительно улучшается при увеличении скорости истечения газа, что может быть достигнуто вдуванием сжатого воздуха в факел или в газовый кессон головки.

Рис. 27. Влияние кинетической энергии мазутного факела при неизменном расходе мазута на величины прямых тепловых потоков во время доводки плавки:

A — начало факела; *B* — середина факела; *B* — конец факела; *1* — давление распылителя 3,5 атм; *2* — то же, 6,5 атм



На мазутной печи достигли повышения тепловых потоков за счет увеличения кинетической энергии факела, повысив давление распылителя с 3,5 до 6,5 атм при неизменном расходе мазута. Как видно на рис. 27, тепловые потоки, падающие на ванну, увеличились в среднем на 50—60 тыс. ккал/м²·час.

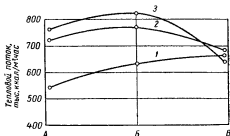


Рис. 28. Изменение прямых тепловых потоков по длине ванны во время доводки плавки:

A — начало факела; *B* — середина факела; *B* — конец факела; *1* — мазутный факел (до наладки работы печи); *2* — газо-мазутный факел; *3* — мазутный факел (после наладки работы печи)

Особенно большой эффект был достигнут при сочетании улучшения жесткости и настильности факела с общей наладкой тепловой работы печи, заключающейся в правильном подборе соотношения между количествами топлива и воздуха для его горения и в уплотнении боровов и регенераторов. Совокупность этих мер позволила увеличить тепловые потоки примерно на 80—100 тыс. ккал/м²·час (рис. 28).

Установлено, что величины прямых тепловых потоков и теплопоглощения достигают наибольших значений над теми участками ванны, над которыми факел имеет максимальную температуру и хорошую настильность. Следовательно, чтобы ускорить расплавление, нужно при завалке размещать наиболее крупные куски шихты в местах, определяемых путем измерения тепловых потоков.

Повышение количества движения и кинетической энергии факела увеличивает теплопередачу и излучением и конвекцией. Интенсификация теплообмена излучением связана с ростом температуры факела вследствие улучшения и ускорения смешения

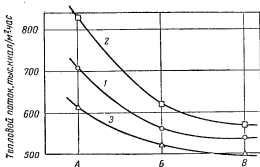


Рис. 29. Изменение тепловых потоков по длине мазутного факела при разных положениях термозонда: А — начало факела; Б — середина факела; В — конец факела; 1 — прямой тепловой поток; 2 — тепловой поток при повороте термозонда навстречу факелу; 3 — тепловой поток при повороте термозонда к концу факела

газа с воздухом, а усиление конвективного теплообмена вызывается непосредственно увеличением скорости газов, движущихся над ванной (оно зависит также от направления факела). Кроме того, при соприкосновении несгоревшей смеси газов в факеле с поверхностью ванны возникает турбулизация, значительно ускоряющая процессы горения, что повышает эффективность теплопередачи излучением и конвекцией.

Последнее иллюстрируется рис. 29, на котором показаны результаты измерения тепловых потоков при различных положениях термозонда по отношению к факелу. Если расположить термозонд так, чтобы поток газов, движущихся в факеле, ударял в его тепловоспринимающую поверхность, то вследствие усиления интенсивности теплопередачи воспринимаемый термозондом тепловой поток возрастает на 30—120 тыс. ккал/м²·час.

Практически не всегда удается установить оптимальные величины параметров теплового режима плавки, что приводит к

недостаточно высокой производительности печи либо неоправданно большому расходу топлива.

Рассмотрим влияние основных параметров теплового режима на величину тепловых потоков в рабочем пространстве мартеновской печи.

В конце плавления на одной из плавок в 60-т печи с хромомагнетитовым сводом провели исследование [19], результаты которого представлены на рис. 30.

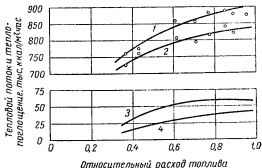


Рис. 30. Зависимость между относительным расходом топлива и величинами тепловых потоков и теплопоглощения в 60-т печи с хромомагнетитовым сводом: 1 — прямой тепловой поток; 2 — обратный тепловой поток; 3 — тепло, поглощаемое в центре ванны; 4 — тепло, поглощаемое в конце ванны

Печь была оборудована автоматическими регуляторами, поддерживавшими заданные величины соотношения топливо—воздух и давление газов под сводом рабочего пространства. Изменения теплотворности смешанного газа не превышали 4—6%. Наибольшая подача тепла в ходе опыта достигала 13 млн. ккал/час.

С повышением тепловой нагрузки прямой и обратной тепловые потоки возрастают, однако чем больше величина тепловой нагрузки, тем меньше степень увеличения тепловых потоков, и кривые 1 и 2 асимптотически приближаются к горизонтальным линиям (см. рис. 30). Это объясняется тем, что с увеличением тепловой нагрузки температура факела возрастает с уменьшающейся интенсивностью, стремясь в пределе к теоретической температуре горения топлива. Поэтому чем больше засасывается в печь холодного воздуха и чем ниже температура насадок регенераторов, тем ниже предел, ограничивающий увеличение тепловых потоков.

Следует иметь в виду, что с увеличением тепловой нагрузки при несовершенной конструкции головок ухудшается перемешивание топлива с воздухом.

Увеличение наряду с прямым и обратного теплового потока объясняется, во-первых, возрастанием отраженного теплового потока, так как

$$q_{отр} = q_{пр} (1 - \varepsilon_2),$$

а во-вторых, — повышением температуры поверхности шлака. Вследствие этого по мере повышения тепловой нагрузки количество тепла, поглощаемого ванной, вначале возрастает, а затем остается неизменным.

Вытекающий из сказанного вывод о целесообразности увеличивать подачу топлива только до определенного предела согласуется с результатами статистического изучения данных разных заводов [34, 35], показывающих, что повышение теплонпряженности не всегда приводит к увеличению годовой выплавки стали в мартеновской печи.

Как видно на рис. 30 (кривые 3 и 4), рациональная величина тепловой нагрузки неодинакова для разных участков ванны. Поскольку распределение тепловых потоков зависит от частных условий работы каждой печи, целесообразно в каждом случае опытным путем определять оптимальное количество топлива, которое следует подавать в печь.

Аналогичный вывод относительно связи между количеством тепла, поглощаемого ванной, и величиной тепловой нагрузки был получен ВНИИМТ [21].

Одним из недостатков работы многих мартеновских печей является недостаточная мощность вентилятора и большие потери воздуха в клапанах, что особенно сказывается в случае работы при повышенной тепловой нагрузке. Увеличение подачи топлива рационально лишь до тех пор, пока его сжигание в рабочем пространстве печи обеспечивается необходимым количеством воздуха. Иначе это приводит только к чрезмерному увеличению удельного расхода топлива. На рис. 31 показано, как с увеличением удельной тепловой нагрузки до 240 тыс. ккал/м².час, что сопровождалось повышением расхода воздуха до максимально возможного, теплопоглощение ванны возрастало до 47 тыс. ккал/м². час. При дальнейшем же увеличении расхода топлива и неизменном расходе воздуха оно сохранялось на том же уровне; следовательно, термический к.п.д. печи уменьшался.

Нами установлено, что при уменьшении подачи топлива в печь значительно увеличиваются изменения прямых тепловых потоков по длине факела, в особенности во время завалки и прогрева, когда металл имеет низкую температуру. Во время доводки это проявляется в меньшей степени. Результаты одного из таких опытов [20] на 10-т мазутной печи, в ходе которого максимум тепловой нагрузки составлял 3,6 млн. ккал/час, показаны на рис. 32.

Изучение величин прямых и обратных тепловых потоков, определяющих количество тепла, поглощаемого ванной, в функции

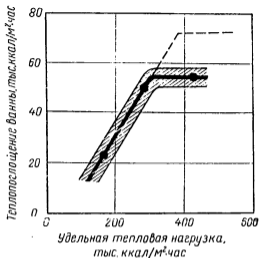


Рис. 31. Связь между тепловой нагрузкой и теплопоглощением ванны

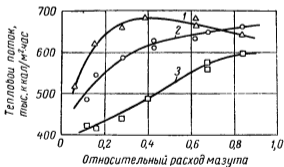


Рис. 32. Изменение прямых тепловых потоков в 10-т мазутной печи в зависимости от количества подаваемого топлива (начало доводки):

1 — начало факела; 2 — середина факела; 3 — конец факела

от количества топлива, подаваемого в печь, позволяет правильно решить вопрос о выборе теплового режима мартеновской печи.

Описанные опыты позволили установить, что количество тепла, поглощаемого ванной, возрастает непропорционально увеличению подачи топлива в печь. Может оказаться, что увеличение подачи топлива в печь не приведет практически к повышению количества тепла, поглощаемого ванной, сверх некоторого предела. Основными причинами этого явления могут быть: недостаток воздуха для горения топлива, часто наблюдаемый в практике; неудовлетворительное смешение топлива с воздухом, что зависит от конструкции головок; низкая температура насадок и большие засосы холодного воздуха в печь; неправильный шлаковый режим (чрезмерно густые или пенные шлаки).

Путем соответствующих мероприятий можно добиться устранения этих недостатков и увеличить полезный предел подачи топлива. Чем выше этот предел, тем лучше мартеновская печь, тем больше возможностей интенсифицировать ее работу и обеспечить условия для скоростного сталеварения.

Влияние количества воздуха, подаваемого в печь (коэффициента избытка воздуха «на клапане»), и давления в печи на теплообмен в рабочем пространстве изучалось [16] на 185-т газовой печи, работающей скрап-рудным процессом, с помощью водяного калориметра. Коэффициент избытка воздуха (на клапане — $\alpha_{кл}$) определялся по показаниям расходомеров воздуха и газа, установленных на тепловом щите печи. В зависимости от соотношения между количествами воздуха, теряющегося на пути от клапана до головки, и воздуха подсосываемого в рабочее пространство печи, фактический коэффициент избытка воздуха в отводящей головке (определяемый согласно анализу продуктов горения в вертикальных каналах) может быть меньше или больше $\alpha_{кл}$. Ориентировочный подсчет для данной печи показывает, что фактический коэффициент избытка воздуха с учетом подсосов атмосферного воздуха по тракту (согласно анализу продуктов горения в вертикальных каналах) примерно на 0,2—0,5 больше, чем определяемый по показаниям приборов, и зависит от плотности печи и давления газов под сводом рабочего пространства печи.

При изменении количества воздуха, подаваемого вентилятором, тягу регулировали таким образом, чтобы не менялось положение уровня с нулевым значением давления в печи. Это практически обеспечивало неизменность количества подсосываемого в печь воздуха.

При постоянном расходе топлива изменение количества воздуха, подаваемого в печь, значительно влияло на показания калориметра (рис. 33) и наибольшая величина теплового потока соответствовала вполне определенному для каждого из исследованных периодов плавки оптимальному избытку воздуха, обеспечивающему наилучшие условия сжигания топлива.

Более высокое значение оптимума избытка воздуха в период доводки обусловлено добавочной затратой воздуха на догорание окиси углерода, выделяющейся из ванны.

К такому же выводу о характере влияния избытка воздуха на величину тепловых потоков пришел А. В. Кавадеров [18].

Аналогичная зависимость между подачей воздуха и тепловыми потоками получена нами [37] в 1949 г. и на мазутной печи; как видно из рис. 34, сильный подсос холодного воздуха влияет и на величину теплового потока, и на условия теплопередачи от факела к поверхности ванны в разных точках по длине рабочего пространства.

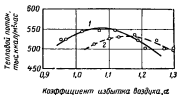


Рис. 33. Влияние коэффициента избытка воздуха на величину прямого теплового потока (185-г печь):

1 — конец периода прогрева при тепловой нагрузке 21,0—21,8 млн. ккал/час; 2 — период доводки при тепловой нагрузке 15,8—16,1 млн. ккал/час

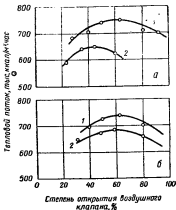


Рис. 34. Влияние количества подаваемого через регенераторы воздуха на величину прямого теплового потока в мазутной печи:

а — при разрежении в печи; б — при выбивании газов из рабочего пространства; 1 — начало факела; 2 — конец факела

Зависимости, показанные на рис. 33 и 34, имеют четко выраженный характер. Однако следует отметить, что при проведении многочисленных замеров тепловых потоков с целью исследования влияния избытка воздуха разброс показаний довольно велик: от $\pm 0,05 q_{пр}$ до $\pm 0,1 q_{пр}$. Это объясняется воздействием прочих параметров, величина которых, естественно, колеблется в ходе эксперимента. Кроме того, сказывается и нестабильность условий измерений — высоты термозонда над ванной, положения его тепловоспринимающей поверхности относительно оси факела, степени черноты тепловоспринимающей поверхности и др.

Все это несколько снижает ценность экспериментальных данных и свидетельствует о необходимости дальнейшей разработки более точных методов таких измерений.

Рис. 35 показывает, что вследствие уменьшения давления под сводом при постоянной тепловой нагрузке особенно резко ослабляется тепловой поток возле передней стенки, что объясняет-

ся влиянием подсоса холодного воздуха через завалочные окна и соответствующей деформацией факела.

Необходимо отметить, что регулирование процесса горения по анализу дыма на практике не применяется. В иностранной литературе рекомендовалось пользоваться для определения прозрачности продуктов горения фотоэлектрическим дымомером. Для проверки этого способа на 185-т мартеновской печи было пробито двустороннее отверстие по диаметру у основания дымовой трубы. В этом отверстии с одной стороны был установлен

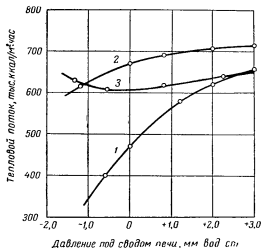


Рис. 35. Влияние давления под сводом печи на величину тепловых потоков:

1 — у передней стенки; 2 — в центре печи; 3 — у задней стенки

осветитель, лампа которого питалась через стабилизатор напряжения, а с другой — фотоэлемент, соединенный с электронным усилителем, к которому был подключен самопишущий милливольтметр. Чем больше в продуктах горения взвешенных частиц пыли и сажистого углерода, тем меньше отклонение стрелки милливольтметра.

Проведенное нами исследование этого способа на 22 плавках показало, что на мартеновской печи нельзя на основании показаний фотоэлектрического дымомера регулировать процесс горения, так как показания прибора зависят не только от количества сажистого углерода, но главным образом от количества печной пыли, увлекаемой продуктами горения из рабочего простран-

ства печи и, кроме того, этот прибор можно устанавливать только в борове или у основания дымовой трубы, где продукты горения сильно разбавлены подсосываемым воздухом.

Измеряя же величины прямых тепловых потоков, можно регулировать процесс горения, подбирая при установленном расходе топлива подачу такого количества воздуха, при котором тепловые потоки будут максимальными.

Принцип регулирования процесса горения по максимальным величинам прямых тепловых потоков может быть положен в основу самонастраивающихся экстремальных регуляторов горения для автоматизированных мартеновских печей.

Так как связь между величиной теплового потока и коэффициентом избытка воздуха отражает и расход воздуха на догорание выделяющейся из ванны окиси углерода, то при таком способе регулирования отпадает необходимость учитывать скорости окисления углерода для корректировки подачи воздуха, что рекомендовалось В. Г. Капланом [36].

Большое влияние на работу мартеновской печи оказывает карбюрация газа, повышающая светимость факела.

После длительных споров об излучательной способности светящегося и несветящегося пламени в последнее время признано, что при равных температурах светящееся пламя обеспечивает лучшую теплопередачу [38, 40].

Однако в мартеновских печах карбюрация газа не всегда дает ожидаемый эффект. Так, например, В. В. Лемпицкий [41] указывает, что при отоплении смесью коксового, доменного и генераторного газов мартеновские печи работают более горячо, с меньшим удельным расходом топлива и с большей производительностью (примерно на 10%), чем при отоплении коксодоменной смесью с применением карбюратора.

При более удачном способе карбюрации газа [42] продолжительность плавки сокращалась на 1—1,5 часа.

На многих заводах ведутся работы с целью эффективного решения вопроса карбюрации газа. Известно, что карбюрированный факел препятствует вспениванию шлака и, следовательно, позволяет быстрее нагреть металл.

Для изучения влияния карбюрации на излучение факела был поставлен опыт [16] на 185-т печи, отапливаемой смешанным газом, при тепловой нагрузке 21 млн. ккал/час (во время прогрева) и теплотворности смешанного газа 2200 ккал/м³.

Измеряли тепловые потоки при карбюрируемом факеле, после отключения карбюратора и при компенсации тепла, вносимого карбюратором, путем соответствующего повышения расхода газа (рис. 36). Тепловой поток оказался наибольшим при карбюрации факела. В другом случае (рис. 37) измеряли тепловые потоки в первой половине доводки при сжигании смеси коксового и доменного газов без карбюрации, при добавке к этой смеси около 6% мазута, что привело к повышению тепло-

вой нагрузки, и при уменьшении подачи тепла в печь до исходной величины за счет сокращения расхода газа. При прочих равных условиях тепловой поток от карбюрированного факела больше, чем от некарбюрированного.

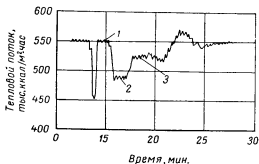


Рис. 36. Влияние карбюрации на величину прямого теплового потока:
 1 — при карбюрации факела; 2 — без карбюрации; 3 — при увеличении подачи газа, компенсирующем тепло, вносимое карбюратором

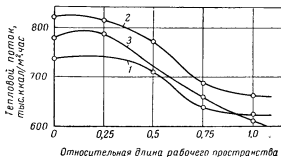


Рис. 37. Изменение тепловых потоков по длине рабочего пространства в период доводки:
 1 — без карбюрации (тепловая нагрузка 18,3 млн. ккал/час); 2 — с карбюрацией (общая тепловая нагрузка 19,4 млн. ккал/час); 3 — с уменьшенной подачей газа (общая тепловая нагрузка 18,3 млн. ккал/час)

К. А. Зуц [43] также наблюдал рост излучения факела на 16% при карбюрации смолой.

Проведенные опыты показали, что усиление светимости факела за счет карбюрации приводит к увеличению прямых тепловых потоков и, следовательно, к повышению скорости нагрева ванны. Наиболее ощутимое увеличение прямых тепловых потоков за счет карбюрации — обычно на 5—8% — происходит на

первой половине длины факела¹; влияние ее в конце факела практически не обнаруживается. Это было установлено в результате многочисленных измерений тепловых потоков при карбюрированном и некарбюрированном факеле; термозонд не перемещался, а параметры теплового режима сохранялись неизменными.

А. В. Кавадеровым [6] была установлена связь между расходом жидкого карбюратора, содержанием сажистого углерода в газе и теплоотдачей ванне. По его данным (рис. 38), существует предел увеличения расхода карбюратора, выше которого теплопередача к ванне сохраняется на постоянном уровне.

В результате выполнения описанных мер по улучшению теплового режима плавки может быть значительно увеличен термический к. п. д. печи:

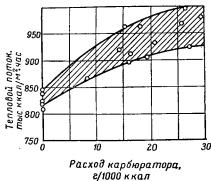


Рис. 38. Влияние относительного расхода карбюратора на величину прямого теплового потока на ванну (185-т печь)

$$\eta = \frac{(\bar{q}_{пр} - \bar{q}_{обр}) S - q_{пот}}{BQ_{н}^p} \quad (61)$$

Для периода доводки термический к. п. д. печи может быть представлен в виде

$$\eta = \frac{G_m C_m \frac{\Delta t_m}{\Delta \tau} + G_{ш} C_{ш} \frac{\Delta t_{ш}}{\Delta \tau} - \frac{q_{р-д}}{\Delta \tau}}{BQ_{н}^p} \quad (62)$$

- где B — часовой расход топлива, $нм^3/час$;
 $Q_{н}^p$ — теплотворность топлива, $ккал/нм^3$;
 $\Delta t/\Delta \tau$ — средняя скорость изменения температуры, $^{\circ}C/час$;
 $q_{р-д}$ — разность между теплом экзотермических и эндотермических реакций за время $\Delta \tau$, $ккал$;
 G_m и G — вес металла и шлака, $кг$;
 C_m и $C_{ш}$ — теплоемкость металла и шлака, $ккал/кг^{\circ}C$;
 $(\bar{q}_{пр} - \bar{q}_{обр})$ — среднее для всей поверхности ванны теплопоглощение, $ккал/м^2 \cdot час$;
 S — площадь пода, $м^2$;
 $q_{пот}$ — тепловые потери через под, $ккал/м^2 \cdot час$.

¹ В одном случае на первой половине длины факела наблюдалось увеличение тепловых потоков на 12%.

При нормальном технологическом режиме можно наблюдать определенную зависимость между средней скоростью повышения температуры жидкого металла $\frac{\Delta t}{\Delta \tau}$ (°С/час) и количеством тепла, поглощаемым ванной; можно определить и количество тепла, переданное ванне конвекцией.

Формулой (62) можно пользоваться при наличии равномерного температурного поля во всем объеме ванны, что обеспечивается интенсивным и равномерным по всей поверхности кипением.

Значительного увеличения тепловых потоков, падающих на ванну, можно достигнуть путем правильной организации факела, улучшения конструкции форсунки, подбора оптимального количества распылителя, повышения количества движения и кинетической энергии потоков топлива и воздуха и др.

В одном из случаев наладки работы мартеновской печи [37] было достигнуто увеличение прямых тепловых потоков на 10—18%, что вызвало сокращение длительности плавки на 25—30%.

При наладке теплового режима мартеновской печи с помощью измерения тепловых потоков следует обратить внимание и на правильный технологический процесс выплавки стали, в частности на шлаковый режим плавки и режим обезуглероживания.

Шлак должен быть достаточно жидкотекучим и толщина его слоя не должна превышать 80—100 мм. Скорость окисления углерода следует поддерживать на уровне не меньше 0,3%/час, так как теплопроводность металла и шлака может снизиться, что не позволит обеспечить быстрый нагрев ванны [1].

4. ТЕПЛОВЫЕ ПОТОКИ В 250- и 500-7 МАРТЕНОВСКИХ ПЕЧАХ

Основной задачей измерения тепловых потоков в мартеновских печах Алчевского металлургического завода являлось исследование тепловой работы печей и, в частности, изучение влияния некоторых параметров на теплообмен в рабочем пространстве.

Для выяснения влияния подачи турбинного воздуха на теплообмен была принята следующая методика. При практически одинаковой тепловой нагрузке вначале измеряли тепловые потоки при подаче турбинного воздуха; правильность соотношения между количеством топлива и общим количеством воздуха (вентиляторного и турбинного) контролировали путем анализа проб дымовых газов, взятых из вертикальных каналов. Затем при той же тепловой нагрузке прекращали подачу турбинного воздуха, а подачу вентиляторного воздуха повышали до необходимой для обеспечения нормального сжигания топлива¹, что по-прежнему

контролировали на основании анализов дымовых газов. При этом вновь производили измерения тепловых потоков. В обоих случаях тепловые потоки измеряли термозондом конструкции ВНИИМТ [17] на высоте около 200 мм над поверхностью ванны в точках пересечения продольной оси печи с осевыми плоскостями завалочных окон.

Измерения производили в периоды прогрева, плавления и доводки; почти непрерывные операции по завалке шихты не позволяли производить измерения в этот период.

Как видно из рис. 39—41, построенных соответственно для периодов прогрева, плавления и доводки на 250-т печах, при подаче турбинного воздуха в газовые кессоны головок в количестве 2000 м³/час прямые тепловые потоки и теплопоглощение ванны заметно возрастают. Каждая серия измерений тепловых потоков — при подаче турбинного воздуха и без нее (с заменой турбинного воздуха вентиляторным) — проводилась с небольшими интервалами и, следовательно, температура поверхности ванны оставалась на протяжении опыта практически неизменной (согласно измерениям оптическим пирометром изменения температуры поверхности за это время не превышали ± 20°). Величина обратных тепловых потоков при подаче турбинного воздуха также возрастает. Это объясняется тем, что, как ранее было показано, с увеличением прямого теплового потока возрастает и поток, отраженный поверхностью ванны.

При подаче 4500 м³/час турбинного воздуха прямые тепловые потоки и теплопоглощение ванны возрастают еще более заметно (рис. 42—44).

При работе без турбинного воздуха $\alpha = 1,40—1,55$, а часто еще больше. Подача до 2000 м³/час турбинного воздуха позволяет снизить коэффициент избытка воздуха до 1,20—1,25, однако дальнейшее его понижение приводило к удлинению факела, влекущему за собой перегрев регенераторов.

Увеличение же количества турбинного воздуха до 4500 м³/час обеспечило настолько хорошее перемешивание топлива с воздухом, что оказалось возможным успешно работать почти при теоретически необходимом количестве воздуха: коэффициент избытка воздуха лежал в пределах 1,03—1,12. В ряде случаев, — когда не было значительных газовойделений из ванны, — удлинения факела, перегрева насадок регенераторов и появления СО в продуктах горения не наблюдалось и при коэффициенте избытка воздуха меньше 1,0.

Таким образом, при подаче 4500 м³/час турбинного воздуха

¹ При работе без турбинного воздуха вследствие ухудшения условий перемешивания оказалось необходимым увеличивать подачу вентиляторного воздуха на величину, в 3—4 раза превышающую объем турбинного воздуха. Это приводило к значительному увеличению коэффициента избытка воздуха.

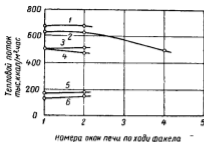


Рис. 39. Изменение прямых (1, 2) и обратных (3, 4) тепловых потоков и теплопоглощения (5, 6) по длине рабочего пространства 250-т печи во время прогрева:

1, 3, 5 — при расходе турбинного воздуха 2000 м³/час ($\alpha = 1,23$); 2, 4, 6 — без турбинного воздуха ($\alpha = 1,55$)

Рис. 40. Изменение прямых (1, 2) и обратных (3, 4) тепловых потоков и теплопоглощения (5, 6) по длине рабочего пространства 250-т печи во время плавления:

1, 3, 5 — при расходе турбинного воздуха 2000 м³/час ($\alpha = 1,2$); 2, 4, 6 — без турбинного воздуха, но при увеличенной подаче вентиляционного воздуха ($\alpha = 1,52$)

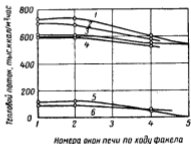


Рис. 41. Изменение прямых (1, 2) и обратных (3, 4) тепловых потоков и теплопоглощения (5, 6) по длине рабочего пространства 250-т печи во время доводки:

1, 3, 5 — при расходе турбинного воздуха 2000 м³/час ($\alpha = 1,25$); 2, 4, 6 — без турбинного воздуха ($\alpha = 1,4$)

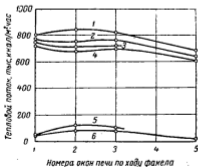


Рис. 42. Изменение прямых (1, 2) и обратных (3, 4) тепловых потоков и теплопоглощения (5, 6) по длине рабочего пространства 250-т печи во время прогрева:

1, 3, 5 — при расходе турбинного воздуха 4500 м³/час ($\alpha = 1,1$); 2, 4, 6 — без турбинного воздуха, но при увеличенной подаче вентиляционного воздуха ($\alpha = 1,4$)

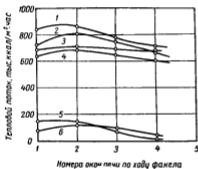
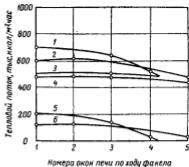
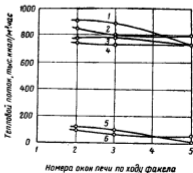


Рис. 43. Изменение прямых (1, 2) и обратных (3, 4) тепловых потоков и теплопоглощения (5, 6) по длине рабочего пространства 250-т печи во время плавления:

1, 3, 5 — при расходе турбинного воздуха 4500 м³/час ($\alpha = 1,12$); 2, 4, 6 — без турбинного воздуха, но при увеличенной подаче вентиляционного воздуха ($\alpha = 1,48$)

Рис. 44. Изменение прямых (1, 2) и обратных (3, 4) тепловых потоков и теплопоглощения (5, 6) по длине рабочего пространства 250-т печи во время доводки:

1, 3, 5 — при расходе турбинного воздуха 4500 м³/час ($\alpha = 1,03$); 2, 4, 6 — без турбинного воздуха, но при увеличенной подаче вентиляционного воздуха ($\alpha = 1,5$)



появлялась возможность уменьшать расход вентиляторного воздуха на 8—12 тыс. $\text{м}^3/\text{час}$.

Поскольку горение топлива происходит при этом с теоретически необходимым количеством воздуха, то очевидно, что повышение подачи турбинного воздуха сверх 4500 $\text{м}^3/\text{час}$ не только бесполезно, но и вредно, так как приведет к снижению температуры горения.

Если обычно факел вяло движется над ванной и простирается вплоть до отводящей головки, то при работе с турбинным воздухом факел движется с большой скоростью, не отрывается от поверхности ванны и оканчивается между четвертым и пятым окнами печи.

Из табл. 4 видно, что прямой тепловой поток увеличивается при подаче 2000 $\text{м}^3/\text{час}$ турбинного воздуха на 4—10%, а при подаче 4500 $\text{м}^3/\text{час}$ — на 6—16%. Наиболее существенное увеличение прямых тепловых потоков наблюдается на первой половине длины факела (первое и второе окна по ходу факела).

Таблица 4

Влияние расхода турбинного воздуха на величину прямых тепловых потоков

Период плавки	Изменение (+, —) прямого теплового потока, %				
	Номера окон печи по ходу факела				
	1	2	3	4	5
Расход турбинного воздуха 2000 $\text{м}^3/\text{час}$					
Прогрев	+6,4	+7,9	—	—	—
Плавление	+5,0	+10,0	—	+4,5	—
Доводка	+3,9	+10,7	+5,2	—	+7,8
Расход турбинного воздуха 4500 $\text{м}^3/\text{час}$					
Прогрев	+16,5	—	—	—	—
Плавление	+16,5	+8,7	—	+7,5	—
Доводка	—	+5,8	+9,9	—	-7,0

Уменьшение прямого теплового потока в пятом окне при подаче 4500 $\text{м}^3/\text{час}$ турбинного воздуха (рис. 44 и табл. 4) является исключением из общей закономерности, которое может быть объяснено неточным замером теплового потока либо тем, что процесс горения был завершен на первой половине длины ванны и факел дальше третьего окна не был виден.

Исследования на 250-т печах показали, что максимальные величины прямых тепловых потоков возрастают по ходу плавки от 620—700 тыс. $\text{ккал}/\text{м}^2\text{час}$ в период прогрева до 840—910 тыс. $\text{ккал}/\text{м}^2\text{час}$ в период доводки. Установлено, что равномерность распределения прямых тепловых потоков по длине рабочего

пространства печи улучшается по ходу плавки: отношение максимальной величины прямого теплового потока к его минимальной величине при работе без турбинного воздуха составляет 1,28—1,30 в период прогрева; 1,24—1,25 в период плавления и 1,10—1,20 в период доводки, а при подаче турбинного воздуха—1,38; 1,20 и 1,23 в те же периоды соответственно.

Таким образом, при работе с подачей турбинного воздуха тепловые потоки распределяются менее равномерно (особенно в периоды прогрева и доводки), что связано с сокращением длины факела и с интенсификацией теплопередачи.

Увеличение теплопоглощения ванны при подаче 2000 м³/час турбинного воздуха достигает в отдельных точках ванны 30 и даже 40%; оно еще выше при подаче 4500 м³/час турбинного воздуха. В большинстве случаев наибольший прирост теплопоглощения имеет место в начале факела, а на второй половине его длины оно часто оказывается ниже, чем при работе без турбинного воздуха (см. рис. 39—44).

С увеличением подачи турбинного воздуха в газовый кессон неравномерность распределения теплопоглощения по длине ванны возрастает (рис. 45). Оно существенно увеличивается в начале факела, но резко уменьшается в конце его, достигая в ряде случаев величины, близкой к нулю (см. рис. 40, 42—45). Причиной этого является, как отмечалось в связи с аналогичным характером распределения прямых тепловых потоков, смещение фокуса горения к подающей головке.

В случае подачи турбинного воздуха горение газа начинается уже в кессоне.

Общий объем газов, выходящих из кессона, увеличивается за счет добавки турбинного воздуха, а также вследствие того, что частичное горение газа повышает его температуру на 300—450°. Таким образом, скорость истечения газов из кессона существенно возрастает, что приводит к увеличению количества движения и кинетической энергии факела, к улучшению его организации и, следовательно, к интенсификации теплообмена.

Хотя турбинный воздух подается холодным, теоретическая температура горения топлива несколько возрастает, так как по-

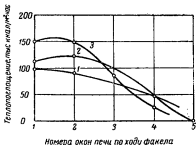


Рис. 45. Изменение теплопоглощения по длине ванны 250-т печи в период плавления:

1 — без турбинного воздуха; 2 — при расходе турбинного воздуха 2000 м³/час; 3 — при расходе турбинного воздуха 4500 м³/час (каждая точка — результат 3—8 измерений)

является возможность сжигать газ при значительно меньшем избытке воздуха.

На одной из плавков во время прогрева и доводки при подаче 4500 м³/час турбинного воздуха и при коэффициенте избытка воздуха 1,02—1,09 тепловые потоки в среднем окне были равны 625 и 830 тыс. ккал/м²·час. Увеличение подачи вентиляторного воздуха, вызвавшее повышение коэффициента избытка воздуха до 1,53—1,57, уменьшило тепловые потоки соответственно до 585 и 805 тыс. ккал/м²·час. Поэтому в случае подачи турбинного воздуха необходимо особенно тщательно следить за работой регуляторов, пропорционирующих расходы топлива и воздуха, не допуская бесконтрольного изменения заданий этим регуляторам, что часто происходит на практике [44]. Целесообразно применять схемы комплексного автоматического регулирования теплового режима [45].

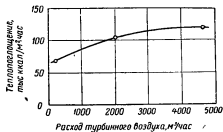


Рис. 46. Зависимость среднего теплопоглощения за время плавления в 250-т печи от расхода турбинного воздуха при постоянной тепловой нагрузке 23 млн. ккал/час

Большое значение имеет правильный выбор параметров турбинного воздуха. Подача сжатого воздуха в недостаточном количестве с большой скоростью и, наоборот, в большом количестве с недостаточной скоростью нерациональна. В первом случае инжектирующая способность струи, повышение температуры газа, а также увеличение скорости его выхода из кессона будут небольшими и не дадут заметного эффекта, а во втором — большое количество сжатого воздуха может привести к снижению температуры факела пламени.

Скорость сжатого воздуха от 50 м/сек и выше удовлетворительна, а его количество определяется тепловым режимом.

На рис. 46 показана зависимость среднего теплопоглощения во время плавления при тепловой нагрузке 23 млн. ккал/час от количества турбинного воздуха, подаваемого в кессон. Среднее теплопоглощение определялось как среднеарифметическое по четырем-пяти одновременным измерениям тепловых потоков по длине ванны. Оно интерпретирует поглощение тепла ванной лучше, чем величина, определенная лишь в одной точке. Рис. 46 позволяет утверждать, что увеличение расхода турбинного воздуха свыше 4500 м³/час не приведет к дальнейшему увеличению среднего теплопоглощения. Это согласуется с тем, что, как было показано ранее, при подаче 4500 м³/час турбинного

воздуха обеспечивается полное сжигание топлива при общем расходе воздуха, близком к теоретически необходимому.

В связи с изменением тепловой нагрузки по ходу плавки должен меняться и расход турбинного воздуха. Поэтому в числе контрольной и регулирующей аппаратуры должны быть предусмотрены приборы для измерения давления и расхода турбинного воздуха, а также автоматический регулятор расхода, связанный с системой регулирования горения.

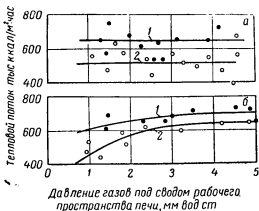


Рис. 47. Влияние давления газов под сводом рабочего пространства на величину прямого теплового потока по оси 250-г печи во время прогрева в начале (а) и в конце (б) факела:
1 — при расходе турбинного воздуха 4500 м³/час; 2 — без турбинного воздуха

Изменение давления в рабочем пространстве печи оказывает влияние на величину прямых тепловых потоков на продольной оси ванны лишь в конце факела (рис. 47), особенно, если печь работает без подачи турбинного воздуха в кессон. Однако вблизи передней стенки, при снижении давления под сводом с 3,2 примерно до 1 мм вод. ст., прямой тепловой поток, измеренный в среднем окне во время прогрева шихты, снизился с 615 до 540 тыс. ккал/м² · час при работе без турбинного воздуха и с 635 до 585 тыс. ккал/м² · час при работе с подачей турбинного воздуха. Это соответствует рассмотренной ранее (см. рис. 35) закономерности.

На 500-г печи тепловые потоки измеряли только в период доводки.

На рис. 48 показано изменение прямых тепловых потоков в зависимости от коэффициента избытка воздуха, величину кото-

рого определяли по показаниям расходомеров топлива и воздуха (регенеративного и турбинного). Во всех случаях тепловая нагрузка равнялась 37,3 млн. ккал/час (подавали 7200 м³/час коксового газа теплотворностью 4000 ккал/м³; 5000 м³/час доменного газа теплотворностью 1000 ккал/м³ и 400 кг/час мазута теплотворностью 9500 ккал/кг), подача турбинного воздуха 5000 м³/час; расход регенеративного воздуха изменялся, как показано на рисунке.

Оптимальный коэффициент избытка воздуха, при котором прямой тепловой поток достигает максимума, составлял 0,89, причем анализ продуктов горения, отобранных из вертикальных

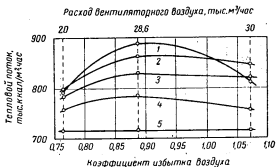


Рис. 48. Изменение прямых тепловых потоков в среднем по трем опытам в 500-т газовой мартеновской печи в период доводки в зависимости от коэффициента избытка воздуха:

1 — 5 номера окон по ходу факела

каналов, не показывал химического недожога. Недостающее количество воздуха подсасывалось главным образом через первое и второе окна по ходу факела и составляло по примерной оценке 3500—5000 м³/час. Столь большие подсосы вызваны увеличением инжектирующей способности факела при подаче сжатого воздуха в кессон. Следовательно, в случае его применения особенно важно улучшать герметизацию рабочего пространства печи: заслонки должны более плотно примыкать к рамам завалочных окон, гляделки нужно прикрывать специальными створками; кроме того, не следует допускать снижения давления в рабочем пространстве.

Уменьшение количества подсасываемого в печь атмосферного воздуха и замена его регенеративным позволит повысить температуру горения топлива.

Отклонение от оптимального коэффициента избытка воздуха на 0,13 в сторону уменьшения вызывает снижение прямого теплового потока в первом окне примерно на 90, во втором — на 60,

в третьем — на 40 и в четвертом — на 30 тыс. ккал/м²·час; в последнем окне величина его не меняется.

При изменении коэффициента избытка воздуха по сравнению с оптимальным на 0,18 в сторону увеличения прямой тепловой поток уменьшается в первом окне примерно на 75 тыс. ккал/м²·час, а во втором, третьем и четвертом окнах менее значительно — на 10—25 тыс. ккал/м²·час. Более резкое уменьшение теплового потока в первом окне объясняется охлаждающим действием относительно более холодного регенеративного воздуха, расход которого при этом повышается.

Таким образом, весьма важно поддерживать оптимальный коэффициент избытка воздуха.



Рис. 49. Изменение прямых тепловых потоков по длине рабочего пространства 500-т газовой мартеновской печи в период доводки при различных условиях (см. пояснения в тексте)

Уменьшение подачи турбинного воздуха до 2500—3000 м³/час при коэффициенте избытка воздуха около 1,0 вызывало химический недожог по теплу до 3—5% вследствие ухудшения перемешивания топлива с воздухом.

На рис. 49 показано изменение прямых тепловых потоков по ходу факела при следующих условиях:

	Номер опыта		
	1	2	3
Расход коксового газа, м ³ /час	6 000	7 000	7 200
» доменного газа, м ³ /час	7 500	7 500	5 000
» мазута, кг/час	70	250	400
Теплотворность смеси топлива, ккал/м ³	2 380	2 600	3 000
Тепловая нагрузка, млн. ккал/час	32,0	37,8	37,3
Расход воздуха, м ³ /час:			
вентиляторного	45 000	50 000	28 600
турбинного	—	—	5 000
Коэффициент избытка воздуха	1,40	1,35	0,89
Температура горения, °С	2 330	2 360	2 650

Как видно из рисунка, повышение тепловой нагрузки с 32 до 37,8 млн. ккал/час без применения турбинного воздуха дало увеличение прямых тепловых потоков лишь примерно на 25 тыс. ккал/м²·час, тогда как повысив тепловую нагрузку до

37,3 млн. ккал/час и подавая 5000 м³/час турбинного воздуха при сокращенном расходе регенеративного воздуха и уменьшенном коэффициенте избытка воздуха обеспечили рост прямых тепловых потоков в первом окне примерно на 175, во втором — на 125, в третьем и в четвертом — на 60 тыс. ккал/м²·час.

Распределение тепловых потоков по длине рабочего пространства свидетельствует еще раз о различном характере горения при подаче турбинного воздуха и без него. В первом случае



Рис. 50. Изменение прямых тепловых потоков по длине рабочего пространства 500-т газовой мартеновской печи в период доводки при различных условиях (см. пояснения в тексте)

фокус горения смещается к корню факела (в рассматриваемом опыте — несмотря на повышение теплотворности смеси топлива) и разность между величиной теплового потока в первом и в последнем окнах составляет 75 тыс. ккал/м²·час. Во втором — горение растягивается и величина теплового потока мало меняется по всей длине факела.

На рис. 50 приведено изменение прямых тепловых потоков по длине ванны 500-т печи в зависимости от количества подаваемого турбинного воздуха при примерно одинаковых прочих условиях¹:

	Номер опыта		
	1	2	3
Расход коксового газа, м ³ /час . . .	7200	7200	7200
Расход доменного газа, м ³ /час . . .	5000	5000	5000
Расход мазута, кг/час	400	500	500
Теплотворность смеси топлива, ккал/м ³	3000	3090	3090
Тепловая нагрузка, млн. ккал/час . .	37,5	38,2	38,2
Расход воздуха, м ³ /час:			
вентиляторного	28600	34000	34000
турбинного	5000	4100	3000
Коэффициент избытка воздуха . . .	0,89	1,00	0,97

¹ Как и в случае, приведенном на рис. 49, коэффициент избытка воздуха определяли по показаниям расходомеров топлива и воздуха (вентиляторного и турбинного).

Как видно из рисунка, с увеличением расхода турбинного воздуха значения тепловых потоков возрастают, особенно на первой половине длины ванны.

На рис. 51 показано влияние расхода турбинного воздуха на величину прямого теплового потока в каждом из окон печи. Измерения проведены во второй половине доводки при тепловой нагрузке 37—38 млн. ккал/час и давлении под сводом 2,5—2,8 мм вод. ст.; коэффициент избытка воздуха на клапане был равен: 1,5 — без подачи турбинного воздуха, 1,10 — при подаче 3000 и 4000 м³/час турбинного воздуха и 0,95 — при подаче 5000 м³/час турбинного воздуха.

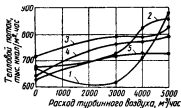


Рис. 51. Изменение прямых тепловых потоков в 500-т газовой печи в зависимости от расхода турбинного воздуха:

1 — 5 номера окон по ходу факела

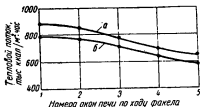


Рис. 52. Изменение прямых тепловых потоков по длине рабочего пространства 500-т газовой мартеновской печи в период доводки при постоянном расходе коксового газа (6000 м³/час), мазута (300 кг/час) и турбинного воздуха (5000 м³/час); расход доменного газа: а — 5000 м³/час; б — 7000 м³/час

Как видно из рисунка, при подаче турбинного воздуха в количестве 3000 м³/час и более прямые тепловые потоки возрастают особенно резко в первом и втором окнах; в пятом окне тепловой поток остается примерно постоянным.

При постоянных расходах коксового газа, мазута и турбинного воздуха исследовали влияние теплотворности топлива на величину прямых тепловых потоков, изменяя расход доменного газа (рис. 52). При этом тепловая нагрузка и теплотворность смеси составляли в одном случае 33,8 млн. ккал/час и 2600 ккал/м³, а в другом — 31,8 млн. ккал/час и 2900 ккал/м³.

Как видно из рис. 52, при большей теплотворности топлива прямые тепловые потоки были выше на 50—70 тыс. ккал/м²·час, несмотря на меньшую тепловую нагрузку. Это объясняется тем, что с повышением теплотворности топлива температура горения возросла на 20—30°.

Основываясь на описанном опыте, на всех 250- и 500-т печах перешли на работу с газовой смесью повышенной теплотворности (2800—3100 ккал/м³), уменьшив вдвое расход доменного газа при прежнем расходе коксового.

Следует особо отметить, что успешная работа печей при отоплении их газом повышенной теплотворности¹ возможна только при условии вдвигания в газовый кессон сжатого воздуха, ибо в противном случае факел не будет обладать необходимой жесткостью и настильностью.

Тепловые потоки измеряли также в 500-т мазутной печи в ходе наладки ее тепловой работы². Путем сопоставления результатов, полученных на мазутной и на газовой печах, обнаружили неудачное расположение форсунок на мазутной печи. При последующем ее ремонте кессоны с форсунками были укорочены на

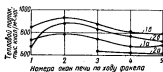


Рис. 53. Изменение прямых (1) и обратных (2) тепловых потоков по длине рабочего пространства 500-т мазутной мартеновской печи до (а) и после (б) ее ремонта при расходах: а — мазута — 3800 кг/час, воздуха — 42000 м³/час; б — мазута — 3500 кг/час, воздуха — 35000 м³/час

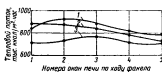


Рис. 54. Сравнение прямых тепловых потоков вдоль рабочего пространства 500-т печей: мазутной (1) и газовой (2 и 3) в период доводки (см. пояснения в тексте)

500 мм и изменена конструкция форсунок, что улучшило распыливание мазута и перемешивание его с регенеративным воздухом.

После ремонта прямые тепловые потоки увеличились по всей длине печи в среднем на 75 тыс. ккал/м²·час (рис. 53). Вместе с тем прекратился перегрев насадок, который до ремонта был постоянным явлением.

На рис. 54 сопоставлены тепловые потоки в 500-т мазутной и газовой печах при следующих условиях:

		Номер опыта	
		2	3
Расход мазута, кг/час	3500	400	250
Расход коксового газа, м ³ /час	—	7200	7000
Расход доменного газа, м ³ /час	—	5000	7500
Тепловая нагрузка, млн. ккал/час	33,5	37,3	37,8
Расход воздуха, м ³ /час:			
вентиляторного	35000	28600	50000
турбинного	—	5000	—

¹ Речь идет о газе, нагреваемом, как обычно, в регенераторах и подаваемом в рабочее пространство через кессон газовой головки.

² Наладка проводилась заводом.

При подаче турбинного воздуха прямые тепловые потоки на газовой печи лишь примерно на 40 тыс. $\text{ккал}/\text{м}^2 \cdot \text{час}$ ниже, чем на мазутной.

Как показали описанные исследования, величина прямых тепловых потоков в период доводки достигает 800—870 тыс. $\text{ккал}/\text{м}^2 \cdot \text{час}$ на 500-т и 840—910 тыс. $\text{ккал}/\text{м}^2 \cdot \text{час}$, на 250-т печах. Это различие в 40 тыс. $\text{ккал}/\text{м}^2 \cdot \text{час}$, или примерно в 5%, позволяет рекомендовать для доводки на 500-т печах несколько более высокие тепловые нагрузки.

Степень равномерности тепловых потоков по длине ванны — отношение максимальной величины прямого теплового потока к минимальной — составляет в период доводки на всех исследованных печах (емкостью 60, 185, 250 и 500 т) 1,12 — 1,18 без подачи турбинного воздуха и достигает 1,30 при его применении. Это позволяет предположить, что характер распределения тепловых потоков и условия теплообмена будут такими же и в печах большей емкости.

На заводах, где применяются инжекторы, работающие с помощью сжатого воздуха и инжектирующие атмосферный воздух в газовые кессоны [46—49] не обнаруживается возможность уменьшения коэффициента избытка воздуха и общий эффект от вдувания воздуха в кессон меньше получаемого при применении турбинного воздуха.

Основным преимуществом подачи турбинного воздуха со скоростью, близкой к звуковой, по сравнению с методом инъекции является, очевидно, увеличение турбулизации газового потока, обеспечивающее возможность сжигания топлива при теоретически необходимом количестве воздуха. Процесс горения топлива начинается раньше, что приводит к значительному увеличению прямых тепловых потоков в начале факела; уменьшается объем и температура продуктов горения, уходящих из рабочего пространства.

Немалым достоинством применения турбинного воздуха по сравнению с методом инъекции является и бесшумная работа головок.

На некоторых заводах применяется вдувание компрессорного воздуха непосредственно в факел через трубки, размещенные в теле кессона, или через фурмы, устанавливаемые по обе стороны кессона над или под ним. Такой метод также несколько улучшает тепловую работу печей. Следует, однако, отметить, что, поскольку активная длина воздушных струй не превышает тридцати калибров выходного отверстия сопла, влияние компрессорного воздуха распространяется на сравнительно небольшую длину факела. Следовательно, подача компрессорного воздуха этим способом меньше способствует улучшению жесткости факела, чем вдувание турбинного воздуха в торец кессона, при котором достигается увеличение выходной скорости всего газового потока.

Таким образом, наиболее эффективной является подача сжатого воздуха в торец газового кессона.

Резюмируя изложенное, необходимо отметить следующее.

Применение метода исследования тепловых потоков в рабочем пространстве мартеновских печей позволяет установить оптимальные параметры теплового режима по ходу плавки — тепловую нагрузку, давление под сводом рабочего пространства печи, коэффициент избытка воздуха, расход карбюратора.

Для улучшения тепловой работы мартеновской печи — повышения ее производительности, снижения удельного расхода топлива и повышения стойкости — целесообразно вдувание сжатого турбинного воздуха в газовые кессоны головок. Оно позволяет уменьшить коэффициент избытка воздуха (по показаниям расходомеров) до 0,90—1,10 вместо 1,3—1,5 в обычных условиях работы печи. Уменьшение коэффициента избытка воздуха приводит в свою очередь к повышению теоретической температуры горения топлива и к увеличению прямых тепловых потоков, падающих на поверхность ванны.

Автоматические регуляторы должны обеспечивать возможность точного поддержания необходимого соотношения между расходами топлива и воздуха, причем система автоматического регулирования горения должна быть дополнена регулятором расхода сжатого воздуха, работающим по заданной программе, связанной с изменением тепловой нагрузки. Количество турбинного воздуха, подаваемого в головки по ходу плавки, должно меняться в пределах от 2000 до 4000 м³/час для 250-т печей и, вероятно, от 4000 до 5500 м³/час для 500-т печей при существующих в настоящее время тепловых нагрузках.

Повышение кинетической энергии факела благодаря вдуванию турбинного воздуха в газовый кессон позволяет сохранить жесткость факела и при меньших расходах газа. Это дает возможность работать с более калорийным газом, что приводит к повышению теоретической температуры горения топлива и к уменьшению его удельного расхода.

ГЛАВА V

ТЕМПЕРАТУРНЫЙ РЕЖИМ РАБОЧЕГО ПРОСТРАНСТВА МАРТЕНОВСКИХ ПЕЧЕЙ

1. МЕТОДИКА ИЗМЕРЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ В РАБОЧЕМ ПРОСТРАНСТВЕ

Для исследования тепловой работы мартеновских печей, кроме термозондов и калориметров, применяются более простые приборы — пирометры и радиометры, с помощью которых измеряется температура в рабочем пространстве печи или излучение факела [50, 16, 51].

Эти приборы основаны на принципе направленного излучения, поэтому с их помощью невозможно исследовать процессы теплообмена между факелом и ванной. Они позволяют получить только качественное представление о тепловой работе печи.

Еще в 1935 г. П. С. Тартаковским и др. [52] был предложен метод разработки теплового режима мартеновской печи с помощью измерения температуры факела путем исследования его электропроводности, но, к сожалению, этот метод не получил дальнейшего развития и применения.

Измерения температур в рабочем пространстве с помощью оптических и радиационных пирометров являются менее трудоемкими, чем измерения тепловых потоков. Однако ценность получаемых данных ниже, чем при исследовании тепловых потоков, так как эти данные не дают ответа на основной вопрос — какое количество тепла поглощается в данный момент ванной. Тем не менее путем измерения температуры рабочего пространства можно установить влияние основных параметров на излучение и температуру факела, что позволяет определить параметры теплового режима, обеспечивающие максимальное теплопоглощение ванны.

Таким образом, в отличие от термозондов, позволяющих непосредственно измерять теплопередачу к ванне, приборы для измерения температуры служат лишь для косвенного контроля теплопередачи в рабочем пространстве мартеновской печи.

При одновременном применении обоих методов исследования обеспечивается взаимный контроль и расширяется круг сведений, необходимых для надежных выводов.

Для исследования температурного режима рабочего пространства мартеновских печей нами применялись два типа приборов — оптический пирометр частичного излучения и пирометр полного излучения.

Температуру рабочего пространства печи измеряли через гляделки всех завалочных окон в различные периоды плавки.

Оптический пирометр устанавливали на расстоянии примерно 1,5 м, а радиационный пирометр — на расстоянии 0,2 м от заслонки завалочного окна, визируя их через гляделку в заслонке на заднюю стенку печи в точку, лежащую примерно на 300 мм выше зеркала ванны (рис. 55).

Для правильной установки радиационных пирометров относительно линии визирования применялась центрирующая рамка¹.

С помощью оптических пирометров измеряли также температуры поверхности ванны и свода печи как при наличии, так и при отсутствии в ней факела (в моменты перекидок клапанов).

Полученные таким образом показания зависят от температуры и степени черноты внутренней поверхности кладки

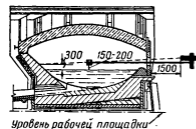


Рис. 55. Схема одновременных измерений тепловых потоков и температуры в рабочем пространстве мартеновской печи

плавильного пространства и главным образом от температуры и степени черноты факела, поскольку линия визирования пирометров его пересекает.

Температура рабочего пространства печи, измеренная оптическим пирометром, называется яркостной температурой, а измеренная пирометром полного излучения — радиационной температурой [53].

Чтобы выяснить сопоставимость получаемых данных с результатами исследования тепловых потоков, были выполнены одновременные измерения прямых тепловых потоков и температур в средних окнах различных мартеновских печей в разные периоды плавки [25]. Установка термозонда и оптического пирометра при выполнении этих измерений показана на рис. 55.

В верхней части рис. 56, на котором сопоставлены результаты измерений, экспериментальные точки лежат выше расчетной кривой, построенной на основании закона теплового излучения абсолютно черного тела, так как монохроматическая степень черноты факела при длине волны красного излучения меньше ин-

¹ Значительное влияние на результат измерения оказывает положение линии визирования относительно факела.

тегральной степени черноты; кроме того, сказываются различие температур по сечению факела, форма факела и температурное состояние кладки рабочего пространства печи. В нижней части рисунка, наоборот, точки лежат ниже расчетной кривой вследствие того, что оптический пирометр дает значительно заниженные показания из-за выбивания газов через гляделку. Можно, однако, считать, что показания обоих приборов — термозонда и оптического пирометра — достаточно удовлетворительно согласуются между собой и что, измеряя температуру рабочего пространства

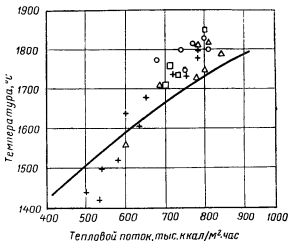


Рис. 56. Связь между температурами, измеренными оптическим пирометром, и тепловыми потоками в средней части рабочего пространства:

○ — 40-т газовая печь с динасовым сводом; △ — 60-т газовая печь с хромомagneзитовым сводом; □ — 60-т газовая печь с динасовым сводом; ● — 200-т газовая печь с динасовым сводом; + 80-т мазутная печь с динасовым сводом

мартеновской печи описанным методом, можно получить необходимую характеристику тепловой работы печи с достаточной достоверностью.

При исследовании температурного режима различных мартеновских печей в большинстве случаев применяли оптические пирометры.

Каждая экспериментальная точка на соответствующих рисунках является усредненной величиной многократных измерений (от 6 до 20), произведенных в определенный период плавки за время между двумя перекидками клапанов при практически неизменных параметрах теплового режима (расходе газа, мазута, воздуха, давлении под сводом печи, температуре насадок).

Это делалось с целью повышения надежности и точности измерений, а также для получения средней характеристики температурного режима печи, так как в течение интервала между двумя перекидками клапанов он несколько изменяется.

При исследованиях температурного режима рабочего пространства печи по ходу плавки температуру измеряли одновременно либо во всех пяти завалочных окнах, либо только в крайних. Серии таких измерений производили через 10—20 мин. что позволяло получить весь ход изменения температурного режима печи за время плавки.

2. ТЕМПЕРАТУРНЫЙ РЕЖИМ 185-, 250- и 500-г МАРТЕНОВСКИХ ПЕЧЕЙ

Целью исследования было выяснение влияния различных параметров — тепловой нагрузки, теплотворности топлива, вдувания турбинного воздуха в головки, подачи кислорода в факел, коэффициента избытка воздуха и др. — на температурное состояние печи и на характер распределения температуры по длине рабочего пространства.

Исследованиями на 185-г печи [54], отапливаемой газом, установлено, что температура в рабочем пространстве неуклонно уменьшается по ходу факела (рис. 57). Это вызвано передачей тепла ванне, завершением реакций горения, подмешиванием к факелу охлажденных продуктов горения и т. д. Чем ближе температура конца факела к температуре поверхности ванны, при одной и той же температуре фокуса горения, тем больше при постоянной тепловой нагрузке степень использования тепла в рабочем пространстве.

Сравнение кривых на рис. 57, относящихся к периоду прогрева и к периоду доводки, позволяет заключить, что в ходе плавки средняя температура рабочего пространства значительно возрастает, равномерность ее распределения по длине печи увеличивается, а степень использования тепла в печи уменьшается. Как показывает приведенная для сравнения кривая б, на печи, отапливаемой мазутом, перепад температуры по длине рабочего пространства более значителен, чем на печи, отапливаемой газом. Это объясняется, по-видимому, большей светимостью и более высокой температурой горения мазутного факела.

Как показали опыты и расчеты, можно добиться значительно-го увеличения степени использования тепла в печи путем подачи технического кислорода в факел, карбюрации газового топлива смолой или мазутом, увеличения кинетической энергии факела и др.

Подача кислорода значительно повышает температуру факела (рис. 58) по всей длине печи, причем к концу факела это возрастание несколько уменьшается.

Эффект от применения кислорода может быть, по-видимому,

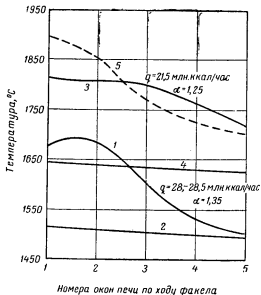


Рис. 57. Изменение температур факела (1 — в период прогрева, 3 — в период доводки) и поверхности ванны (2 — в период прогрева, 4 — в период доводки) по длине рабочего пространства 185-т печи, отапливаемой газом, 5 — температура факела в период доводки в 80-т печи, отапливаемой мазутом

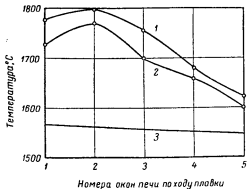


Рис. 58. Влияние подачи кислорода в факел на его температуру в начале доводки на 185-т печи при тепловой нагрузке 22,7 млн. ккал/час и коэффициенте избытка воздуха 1,4:

1 — при подаче в факел 1700 м³/час кислорода; 2 — без подачи кислорода; 3 — температура ванны при выключенном факеле (без подачи кислорода)

еще больше усилен за счет увеличения скорости кислородной струи. Для этого рекомендуется применять подачу кислорода в факел с помощью сопла Лавалья, что было предложено нами в 1954 г. [55] и нашло затем применение в заводской практике [56].

Необходимо отметить, что в действительности эффект повышения температуры факела за счет подачи кислорода больше, чем показано на рис. 58: кислород подается под факел и повышенная температура развивается в нижних его слоях, поэтому

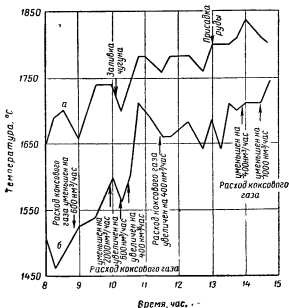


Рис. 59. Изменение температуры в начале (а) и в конце (б) факела по ходу плавки

эффект экранирования периферийными, относительно холодными слоями газа проявляется в значительно большей степени, чем при измерении температуры обычного факела без кислородного дутья.

Температура рабочего пространства печи возрастает по ходу плавки и в начале и в конце факела (рис. 59). Возрастание ее с большей скоростью в конце факела приводит к постепенному уменьшению перепада температур по длине печи.

На температуру рабочего пространства влияет не только тепловой режим, но и некоторые технологические факторы. Так, в ходе плавки, представленной на рис. 59, заливка чугуна при по-

нижней тепловой нагрузке вызвала уменьшение температуры в рабочем пространстве, но вскоре, после некоторого увеличения тепловой нагрузки, а главное — вследствие образования пенного шлака, ухудшившего передачу тепла от факела к ванне, началось довольно быстрое повышение температуры. В конце факела оно оказалось более значительным, чем в начале, что указывает на уменьшение степени использования тепла в этот период плавки и является одной из причин перегрева насадок регенераторов.

Производительность мартеновской печи зависит от интенсивности теплообмена.

Тепловой режим работы печи должен быть таким, чтобы обеспечить передачу металлу необходимого количества тепла, определяемого обычно [57], как

$$Q_m = \sigma_n (T_a^4 - T_b^4) S, \quad (63)$$

где σ_n — приведенный коэффициент излучения;
 T_a — эффективная температура факела и кладки;
 T_b — температура поверхности ванны;
 S — площадь пода печи.

Пользование этой формулой для расчета теплообмена затруднено невозможностью достаточно точно определить величину приведенного коэффициента излучения (σ_n), который зависит от излучательных и геометрических характеристик всех поверхностей и газовых пространств, участвующих в теплообмене. Трудно определить и эффективную температуру факела и кладки, а также поверхности ванны.

Чтобы судить о зависимости между производительностью печи и температурными условиями ее работы, желательно производить усреднение разности $T_a^4 - T_b^4$. Определять величины этих температур по ходу плавки невозможно. Учитывая, что на большинстве плавок температура поверхности ванны изменяется примерно в одинаковых пределах и что температура средней части рабочего пространства печи определяется величиной эффективной температуры факела и кладки, измеряли радиационную температуру этой части печи.

На основании многочисленных измерений по ходу плавки в определенные промежутки времени определяли среднюю радиационную температуру по формуле:

$$t_{\text{средняя}} = \sqrt[4]{\frac{\sum \Delta \tau T^4}{\sum \Delta \tau}} - 273, \quad (64)$$

где $\Delta \tau$ — интервал времени между измерениями;
 T — температура средней части кладки печи и факела по показаниям радиационного пирометра.

Как видно из рис. 60, чем больше средняя радиационная температура, тем выше производительность печи. Повышение сред-

ней радиационной температуры рабочего пространства зависит от величины тепловой нагрузки.

Более широкое исследование температурного режима было проведено на 250- и 500-т газовых и на 500-т мазутной мартеновских печах.

Температуру измеряли в рабочем пространстве печей, в регенераторах и в кессоне в разные периоды плавки.

Помимо изучения распределения температуры по длине рабочего пространства и зависимости ее от режимных факторов, в частности от подачи турбинного воздуха в кессон, целью опытов

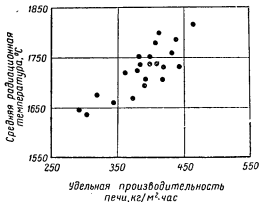


Рис. 60. Связь между средней радиационной температурой рабочего пространства и удельной производительностью 185-т печи

было исследование связи между температурами газовых и воздушных регенераторов и нагретого в регенераторах воздуха и температурой в рабочем пространстве печи или в газовом кессоне головки в течение интервала между перекидками клапанов.

Измерения температуры в рабочем пространстве 250-т мартеновской печи [58] позволили установить¹, что подача турбинного воздуха в газовые кессоны головок оказывает значительное влияние на характер распределения и на величину температур по длине печи.

В большинстве случаев при подаче турбинного воздуха наблюдается увеличение температуры на первой половине длины рабочего пространства по ходу факела. В зависимости от величины тепловой нагрузки и от расхода турбинного воздуха, это увеличение составляет в разные периоды плавки 50—150° С. На второй половине длины рабочего пространства темпе-

¹ Всего произведено 1500 измерений в разных точках и в различные периоды плавки. Точки на соответствующих графиках являются среднеарифметическими значениями многих измерений.

ратура увеличивается при подаче турбинного воздуха в меньшей степени, а в ряде случаев она оказывается, особенно в конце — у отводящей головки, даже ниже, чем при работе без турбинного воздуха при той же тепловой нагрузке.

Это объясняется улучшением перемешивания топлива с воздухом и интенсификацией процесса горения, в результате чего уменьшается длина факела. Видимый факел оканчивается обычно между третьим и четвертым окнами печи. Поэтому при измерении температуры через гляделку пятого окна по ходу факела линия визирования оптического пирометра проходит через поток малосветящихся продуктов горения, и показания прибора определяются главным образом температурой кладки задней стенки печи, значительно менее высокой, чем температура факела.

В период прогрева провели опыты при следующих условиях (рис. 61):

	Номер опыта			
	1	2	3	4
Расход турбинного воздуха, $\text{м}^3/\text{час}$	—	2000	—	4500
Расход газа, $\text{м}^3/\text{час}$:				
коксового	4000	4000	5400	5400
доменного	6000	6000	6000	6000
Расход мазута, $\text{кг}/\text{час}$	100	100	145	175
Расход вентиляторного воздуха, $\text{м}^3/\text{час}$	32000	32000	35000	35000

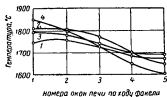


Рис. 61. Изменение температуры по длине рабочего пространства 250-т печи во время прогрева (см. пояснения в тексте)

В первом случае повышение температуры наблюдается вплоть до четвертого окна по ходу факела; замена подачи турбинного воздуха существенным увеличением тепловой нагрузки приводит к меньшему повышению температуры. Подача же $4500 \text{ м}^3/\text{час}$ турбинного воздуха не дает такого повышения температуры, как при подаче $2000 \text{ м}^3/\text{час}$, даже при увеличенной тепловой нагрузке. В период плавления опыты проводили при следующих условиях (рис. 62):

	Номер опыта		
	1	2	3
Расход турбинного воздуха, $\text{м}^3/\text{час}$	—	2000	4500
Расход газа, $\text{м}^3/\text{час}$:			
коксового	4600	4600	4400
доменного	6000	6000	5500
Расход мазута, $\text{кг}/\text{час}$	50	50	180
Расход вентиляторного воздуха, $\text{м}^3/\text{час}$	36000	33000	32000

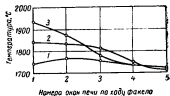


Рис. 62. Изменение температуры по длине рабочего пространства 250-т печи во время плавления (см. пояснения в тексте)

При неизменной тепловой нагрузке наибольшее повышение температуры в рабочем пространстве наблюдается в начале факела в случае подачи 4500 м³/час турбинного воздуха. Однако, начиная с третьего окна по ходу факела, температура становится даже немного ниже, чем при подаче 2000 м³/час турбинного воздуха.

Во второй половине доводки (рис. 63) вдувание турбинного воздуха также существенно повышает температуру. Опыты проводились при следующих условиях (рис. 63):

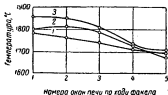


Рис. 63. Изменение температуры по длине рабочего пространства 250-т печи во время доводки (см. пояснения в тексте)

	Номер опыта		
	1	2	3
Расход турбинного воздуха, м ³ /час	—	2000	4500
Расход газа, м ³ /час:			
коксового	5800	5800	6400
доменного	6000	6000	6000
Расход мазута, кг/час	—	—	180
Расход вентиляторного воздуха, м ³ /час	37000	37000	35000

Обращает на себя внимание, то обстоятельство, что даже при подаче турбинного воздуха распределение температуры по длине печи значительно более равномерное, чем во время прогрева и плавления.

Этот объясняется тем, что во время доводки, особенно во второй ее половине, температура в рабочем пространстве значительно выше, чем в предшествующие периоды, и разность между температурами факела и кладки меньше.



Рис. 64. Изменение температуры над средней частью рабочего пространства 250-т печи (между II и IV окнами) по периодам плавки:

1 — без турбинного воздуха; 2 — при подаче 2000 м³/час турбинного воздуха; 3 — при подаче 4500 м³/час турбинного воздуха

Как видно из рис. 64, при подаче 2000 м³/час турбинного воздуха между вторым и четвертым окнами по ходу факела наблюдается повышение температуры на 50—60° во все периоды плавки, подача же 4500 м³/час турбинного воздуха повышает температуру в рабочем пространстве весьма незначительно, лишь при увеличении тепловых нагрузок и только в периоды завалки и доводки.

Таким образом, исследования температуры в рабочем пространстве 250-т печей привели к выводу, что рациональный расход турбинного воздуха на этих печах лежит в пределах 2000—4000 м³/час и должен изменяться в разные периоды плавки в зависимости от величины тепловой нагрузки. Тот же вывод был

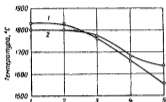
сделан ранее на основании измерений тепловых потоков в рабочем пространстве этих печей.

Аналогичные исследования на 500-т печи, отапливаемой смешанным газом, позволили установить, что оптимальный расход турбинного воздуха лежит в пределах 4000—5500 м³/час и должен изменяться в разные периоды плавки в зависимости от тепловой нагрузки. Эти результаты полностью совпали с выводами из исследования тепловых потоков в рабочем пространстве тех же печей.

На рис. 65 показано изменение распределения температуры по длине рабочего пространства 500-т газовой печи в процессе прогрева сыпучих материалов во время завалки при следующих тепловых режимах:

Номер опыта
1 2

Расход газа, м ³ /час:		
коковского	7900	7000
доменного	5500	4500
Расход мазута, кг/час	500	500
Расход воздуха, м ³ /час:		
турбинного	5000	5000
вентиляторного . . .	35000	35000

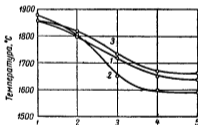


Номера окон печи по ходу факела

Рис. 65. Изменение температуры по длине рабочего пространства 500-т газовой печи в период прогрева сыпучих:

1 — начало прогрева; 2 — через 8 мин.

Тотчас по окончании завалки всех сыпучих материалов максимальная температура в начале факела составляет 1830° и почти не меняется до второго окна, после чего резко снижается. Через 8 мин., в течение которых перемешивания сыпучих материалов не производили, а тепловую нагрузку уменьшили, температура во второй половине печи по ходу факела повысилась. Это объясняется тем, что вследствие плохой теплопроводности сыпучих материалов температура их поверхности повышается за 3—5 мин. на 150—200°, достигая 1600—1650°. Поэтому дальнейший прогрев сыпучих без их перемешивания не эффективен.



Номера окон печи по ходу факела

Рис. 66. Изменение температуры по длине рабочего пространства 250-т газовой печи в период прогрева сыпучих:

1 — перед перемешиванием железной руды; 2 — то же, после перемешивания; 3 — после перемешивания известняка

На рис. 66 показано изменение распределения температуры

по длине рабочего пространства 250-т печи, отапливаемой газом, до и после перемешивания железной руды в период завалки при постоянном тепловом режиме (подавалось: коксового газа — 6200 м³/час; доменного газа — 6000 м³/час; турбинного воздуха — 4000 м³/час; вентиляторного воздуха — 30 000 м³/час).

Перед перемешиванием загруженной железной руды перепад температуры по длине печи составлял 220°; наименьшего значения она достигала уже в четвертом окне. Через 10 мин. после перемешивания руды перепад температуры по длине печи увеличился до 260—270°, причем на протяжении от третьего до пятого окна температура снизилась на 50—80° вследствие более интенсивного поглощения тепла железной рудой. В случае прогрева известняка (даже после перемешивания) его температура по всей длине рабочего пространства на 15—20° выше, чем при прогреве железной руды.

Таким образом, подтверждается целесообразность перемешивания сыпучих материалов в печи с помощью завалочной машины, что ускоряет их нагрев и позволяет сократить общую длительность завалки и прогрева.

На основании практического опыта работы и замеров температуры поверхности сыпучих материалов, нагреваемых в печи, можно рекомендовать прогрев первого слоя руды, загружаемой на хорошо прогретую подину, в течение 3—4 мин. без перемешивания, поскольку он нагревается за счет интенсивной теплопередачи подины; прогрев последующих слоев сыпучих материалов следует производить в течение 5—7 мин. при обязательном перемешивании каждого слоя. Удлинение прогрева нецелесообразно, так как возможен сильный перегрев и оплавление поверхности сыпучих материалов. При этом теплопоглощение шихты резко уменьшается, возрастают потери тепла и в дальнейшем осложняется процесс плавления.

Эти рекомендации отвечают условиям работы на печах Алчевского металлургического завода. Вообще же длительности прогрева сыпучих материалов зависит от толщины их слоя, от тепловой нагрузки и других факторов и в каждом случае должна определяться опытным путем.

На рис. 67 показано изменение температуры по длине рабочего пространства 500-т мазутной печи в период прогрева металлической части шихты при тепловой нагрузке 45—46 млн. ккал/час. В начале прогрева перепад температуры по длине печи составлял 280°; обычно он значительно больше, чем при прогреве сыпучих материалов (см. рис. 65), вследствие большей теплопроводности металлического лома. Через 43 мин. температура в первом окне повысилась на 25—30°, а перепад температуры по длине печи уменьшился до 145° (рис. 67) вследствие понижения теплопоглощения лома, причем температура его поверхности возросла до 1000—1160°, а перепад между нею и температурой рабочего пространства значительно сократился. Через 2 часа после начала

прогрева перепад температур по длине печи уменьшился до 100° вследствие того, что теплопоглощение шихты еще более понизилось из-за нагрева поверхности лома до $1240-1290^{\circ}$. Судя по интервалам между соответствующими кривыми на рис. 67, теплопоглощение шихты возросло в первые 43 мин. прогрева (до начала оплавления поверхности лома) в значительно большей степени, чем за последующие 1 час 17 мин.

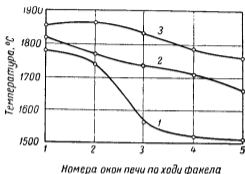


Рис. 67. Изменение температуры по длине рабочего пространства 500-т мазутной печи в период прогрева металлической шихты: 1 — начало прогрева; 2 — середина прогрева; 3 — конец прогрева

На той же печи улучшили условия нагрева металла, установив форсунки, более качественно распыливающие мазут, и расположив их так, что высокотемпературное ядро факела сместилось ближе к входной головке; осуществили также ряд других мер, улучшивших тепловую работу печи. На рис. 68 представлены результаты опытов, проведенных при следующих тепловых режимах:

	Номер опыта		
	1	2	3
Расход мазута, кг/час	4500	4500	5000
Расход пара-распылителя, кг/час . .	4100	4100	4000
Расход вентиляционного воздуха, м ³ /час	44000	47.00	47000

Абсолютные значения температурных характеристик рабочего пространства печи в период прогрева остались такими же, как и до наладки (рис. 67), но оказалось возможным достигать одинаковых температурных условий за 1 час 30 мин. вместо 2 час.

При подаче сжатого воздуха в кессон газовой печи факел короче, чем на мазутной, и теплопередача к ванне лучше. Поэтому перепад температур по длине рабочего пространства 500-т печи,

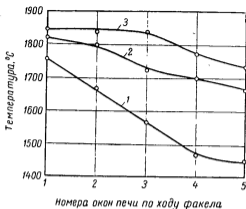


Рис. 68. Изменение температуры по длине рабочего пространства 500-г мазутной печи в период прогрева металлической шихты после наладки печи:

1 — начало прогрева; 2, 3 — конец прогрева

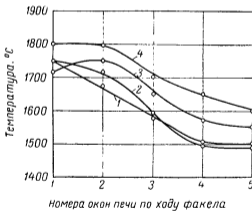


Рис. 69. Изменение температуры по длине рабочего пространства 500-г газовой печи в период прогрева металлической шихты:

1 — начало прогрева; 2 — через 20 мин.; 3 — через 25 мин.; 4 — конец прогрева (через 2 час. 6 мин.)

отапливаемой газом, составляет в начале прогрева примерно 250° , а в конце — $180-200^{\circ}$, как показывают результаты опытов (рис. 69), выполненных при следующих условиях:

	Номер опыта			
	1	2	3	4
Расход газа, $\text{м}^3/\text{час}$:				
коковского	$80^{\circ}0$	8100	8300	8200
доменного	4500	5500	5500	4500
Расход мазута, $\text{кг}/\text{час}$	500	500	500	500
Расход воздуха, $\text{м}^3/\text{час}$:				
турбинного	500°	4700	4700	1600
вентиляторного	37000	34000	36000	36000

В период плавления на 500-т мазутной печи до осуществления описанных выше мер по улучшению ее тепловой работы тем-



Рис. 70. Изменение температуры по длине рабочего пространства 500-т мазутной печи в период плавления:
при подаче мазута слева: 1 — начало плавления; 2 — конец плавления; при подаче мазута справа: 3 — начало плавления; 4 — конец плавления

пературы распределялись по длине рабочего пространства, как показано на рис. 70. Опыты проведены при следующих условиях:

	Номер опыта			
	1	2	3	4
Расход мазута, $\text{кг}/\text{час}$	3600	3800	3800	3800
Расход пара-распылителя, $\text{кг}/\text{час}$	3100	3100	3100	3100
Расход вентиляторного воздуха, $\text{м}^3/\text{час}$	43000	48000	48000	48000

При подаче $4700 \text{ м}^3/\text{час}$ турбинного воздуха фокус горения расположен у первого окна по ходу факела и температура понижается по длине печи до минимума у четвертого окна. При подаче $1600 \text{ м}^3/\text{час}$ турбинного воздуха фокус горения расположен у второго окна, и минимального значения температура достигает лишь у пятого окна, оставаясь по всей длине рабочего пространства на $40-80^{\circ}$ выше, чем при расходе $4700 \text{ м}^3/\text{час}$ турбинного воздуха (рис. 69). Таким образом, в период прогрева на 500-т газовой печи расход турбинного воздуха не следует снижать менее $4500-5000 \text{ м}^3/\text{час}$.

При подаче мазута слева фокус горения располагался у второго окна, а перепад температур по ходу факела составлял около 100° в начале периода и $100-110^{\circ}$ через 2,5 часа. При подаче мазута справа фокус горения располагался у первого окна, а перепад температур составлял соответственно $120-130$ и 150° , что указывает на лучшую организацию факела и лучший теплообмен при подаче топлива справа. Как следует из данных, представленных на рис. 70, к концу периода температура рабочего пространства повышается на $50-70^{\circ}$ по всей его длине.

Понижение температуры в те же моменты по длине рабочего пространства 500-т газовой печи (рис. 71) происходит равномерно — на $150-160^{\circ}$, по $30-40^{\circ}$ от окна к окну. Это подтверждает

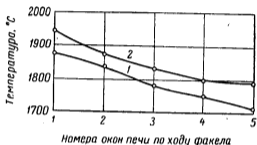


Рис. 71. Изменение температуры по длине рабочего пространства 500-т газовой печи в период плавления (при расходе коксового газа $6000 \text{ м}^3/\text{час}$; доменного газа $5500 \text{ м}^3/\text{час}$; мазута $400 \text{ кг}/\text{час}$, турбинного воздуха $5500 \text{ м}^3/\text{час}$; вентиляторного воздуха $31000 \text{ м}^3/\text{час}$):

1 — начало плавления; 2 — конец плавления

равномерность теплопередачи по всей длине рабочего пространства, обнаруженная путем исследования тепловых потоков. В этих опытах факел пламени обладал хорошей настильностью и покрывал всю ванну, что явилось следствием подачи турбинного воздуха в газовые кессоны головок.

Одинаковый характер понижения температуры по длине рабочего пространства в начале и в конце плавления объясняется уменьшением количества шлака к концу периода, что улучшает теплопоглощение ванны; вспенивания шлака по ходу плавания не наблюдалось.

На рис. 72 показано изменение температуры по длине рабочего пространства 500-т газовой печи в период доводки при практически постоянном коэффициенте избытка воздуха $1,13-1,18$ и следующих тепловых режимах:

	Номер опыта		
	1	2	3
Расход газа, м ³ /час:			
коковского	3 000	6 000	7 000
доменного	5 000	5 000	5 000
Расход мазута, кг/час.	400	400	400
Расход воздуха, м ³ /час:			
турбинного	1 500	1 500	1 500
вентиляторного	24 600	38 000	42 000

При расходе коксового газа 3000 м³/час и теплотворности газовой смеси 2630 ккал/м³ температура изменялась по длине рабочего пространства от максимальной в 1660—1670° против первого окна всего до 1620° против пятого. При этом температура свода была равна 1630° (во время очередной перекидки клапанов — при выключенной подаче топлива — 1590—1610°).



Рис. 72. Изменение температуры по длине рабочего пространства 500-т газовой печи в период доводки

В этом случае температура рабочего пространства определялась в основном излучением нагретой кладки и ванны, так как излучение факела было незначительно: почти по всей длине черз факел просматривалась задняя стенка печи.

При увеличении расхода коксового газа до 6000 м³/час и теплотворности газовой смеси до 3000 ккал/м³ температура в первом окне повысилась почти на 200°, а в конце печи — на 50°. Дальнейшее повышение расхода коксового газа до 7000 м³/час и теплотворности газовой смеси до 3100 ккал/м³ привело к повышению температуры по всей длине рабочего пространства еще на 15—30°.

Таким образом, при увеличении расхода коксового газа, повышающем теплотворность газовой смеси и изменяющем тепловую нагрузку с 21 до 33—37 млн. ккал/час, теплообмен между факелом и ванной в период доводки улучшается.

На рис. 73 сопоставлены данные об изменении температуры по длине 500-т газовой печи с подачей 3000 м³/час турбинного

воздуха (в среднем по двум опытам) и 500-т мазутной печи (один опыт) в период доводки при примерно одинаковой тепловой нагрузке в 37—38 млн. ккал/час.

Температура у первого окна практически одинакова в обоих случаях и составляет 1840—1850°. Перепад температур по длине рабочего пространства в газовой печи равен 160—170°, а в мазутной 60—70°. Это различие объясняется тем, что газовый факел был короче и заканчивался около четвертого окна.

В ряде опытов изучали влияние карбюрации газового факела мазутом на температурный режим рабочего пространства печи.



Рис. 73. Изменение температуры по длине рабочего пространства в период доводки при тепловой нагрузке 37—38 млн. ккал/час:

1 — 500-т газовая печь; 2 — 500-т мазутная печь

При этом мазут подавали в торцы газовых кессонов через те же фурмы, что и турбинный воздух, в количестве, соответствовавшем 6—10% вводимого в печь тепла.

Оказалось, что при обычных тепловых нагрузках подача мазута почти не влияла на температуру рабочего пространства печи. Это объясняется, по-видимому, хорошим развитием процесса автокарбюрации смешанного газа при подогреве в регенераторах и частично при окислительном нагреве в газовом кессоне головки вследствие подачи в него турбинного воздуха.

При недостаточно высокой температуре газовых регенераторов и при теплотворности смешанного газа, не превышающей 2600 ккал/м³, подача мазута увеличивает температуру по всей длине рабочего пространства на 30—50°, что объясняется повышением степени черноты факела и увеличением теоретической температуры горения топлива.

Опытным путем исследовали влияние температуры подогрева воздуха в регенераторах на температуру рабочего пространства печи (рис. 74). Для этого в период доводки на 500-т мазутной печи измеряли температуру нагрева воздуха с помощью отсасывающей платинородий-платиновой термопары и температуру ра-

бочего пространства с помощью радиационного пирометра через первое окно по ходу факела¹ при следующих условиях:

	Интервал между перекидками клапанов			
	1	2	3	4
Расход мазута, кг/час	3 700	4 000	4 100	4 000
Расход пара-распылителя, кг/час	3 800	3 800	3 800	2 900
Расход вентиляторного воздуха, м ³ /час	40 000	41 000	39 000	45 000

Измерения производили через небольшие промежутки времени в течение интервала между двумя перекидками клапанов,

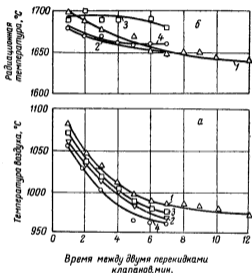


Рис. 74. Изменение температуры нагрева вентиляторного воздуха (а) и температуры рабочего пространства (б) 500-7 мазутной печи в период доводки за время между перекидками клапанов: 1 — первый интервал между перекидками клапанов; 2 — через 38 мин. после начала первого интервала; 3 — то же, через 99 мин.; 4 — то же, через 219 мин.

поддерживая постоянными в течение каждой серии замеров расходы мазута, пара-распылителя и регенеративного воздуха.

За 6 мин. от первого до седьмого замера в каждом опыте (рис. 74) понижение температуры воздуха составляет примерно

¹ Фокус горения располагался против первого окна.

100°, а падение радиационной температуры в рабочем пространстве печи 30—50°. За последующие 5 мин. (кривые 1) понижение температуры воздуха составляет всего 20°, а радиационной температуры рабочего пространства — примерно 15°.

При этом за первые 6 мин. воздушные насадки охлаждались на 60—70°, газовые ¹ — на 110—112°; за последующие 5 мин. воздушные — на 30°, газовые — на 20—25°.

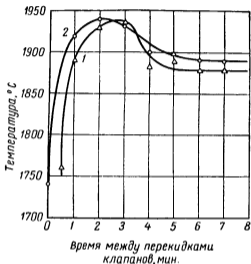


Рис. 75. Изменение температуры рабочего пространства 250-г газовой печи за время между перекидками клапанов, измеренной в первом окне оптическим пирометром в период доводки (см. пояснения в тексте)

Следует отметить, что четкой связи между радиационной температурой в печи и подогревом воздуха не обнаруживается в связи с тем, что на температуру рабочего пространства влияют также многие другие факторы — теплотехнические и технологические.

Так как за время между перекидками клапанов радиационная температура рабочего пространства снижается менее интенсивно, чем температура воздуха, то интервал между перекидками можно увеличить до 10—12 мин; при хорошей организации факела и достаточно полном сжигании топлива насадка регене-

¹ В связи с недостатком коксового газа печь отапливалась мазутом и газовые насадки использовались, как и воздушные, для подогрева воздуха.

раторов на отводящей стороне в этом случае перегреваться не будет.

На рис. 75 показано изменение температуры, измеренной оптическим пирометром в первом по ходу факела окне 250-т газовой печи в период доводки, за время между двумя перекидками клапанов при тепловых режимах:

	Интервал между перекидками клапанов	
	1	2
Расход газа, м ³ /час:		
коковского	4 400	5 200
доменного	6 000	6 000
Расход мазута, кг/час	400	400
Расход воздуха, м ³ /час:		
турбинного	4 000	4 000
вентиляторного	26 000	28 000

Через 30 сек. после открытия газового клапана (принятого за начало отсчета времени) температура в печи составляла примерно лишь 1760°. Это объясняется тем, что вентиляторный воздух и газ вытесняли в рабочем пространстве дым, оставшийся в насадках регенераторов, и в момент замера сразу после перекидки происходило неполное горение, обусловившее низкую температуру. Через 1 мин. после перекидки температура повысилась до 1870—1880°, однако максимальной величины не достигла, так как в печь поступали газ и воздух, все еще смешанные с дымом. Через 2 мин. после перекидки температура достигла наибольшего значения — около 1930°; в этот период в печь поступали нагретые до высоких температур газ и воздух без остатков дыма. На четвертой минуте температура упала до 1880—1890° и оставалась далее на уровне 1875—1880°.

Такой же характер имеет и кривая изменения температуры печи за другой интервал между перекидками клапанов, при более высоком расходе коксового газа, вызвавшем повышение общего уровня температуры.

Через фурму для подачи турбинного воздуха измеряли температуру в кессоне с помощью радиационного пирометра. При этом вдували турбинный воздух (5000 м³/час) и в кессоне происходило частичное горение газа. Следовательно, измеренная температура является эффектом суммарного излучения газов, факела и кладки кессона. Как видно из рис. 76, она выше температуры верха газовой насадки в среднем на 250°, что объясняется частичным горением газа вследствие вдувания турбинного воздуха.

При температуре верха газовой насадки 1200—1250° температура газа равна примерно 1000—1100°. На основании расчета частичного горения газа в кессоне за счет турбинного воздуха установлено, что при расходах газа и турбинного воздуха, имевших место в условиях представленного на рис. 76 опыта

(расход коксового газа на 1—4 млн. — $8600 \text{ м}^3/\text{час}$; на 4—14 мин. — $8500 \text{ м}^3/\text{час}$; доменного газа на 1—6 мин. — $3000 \text{ м}^3/\text{час}$; на 6—14 мин. — $2950 \text{ м}^3/\text{час}$; вентиляторного воздуха — $31000 \text{ м}^3/\text{час}$; турбинного воздуха — $5000 \text{ м}^3/\text{час}$), температура газа повышается на $400\text{—}450^\circ$ и, следовательно, составит в месте измерения

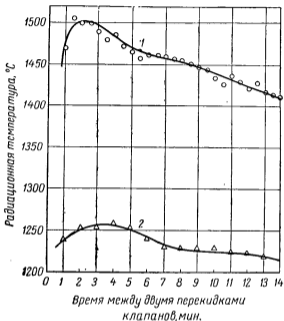


Рис. 76. Изменение температуры в кессоне (1), измеренной через его торец радиационным пирометром, и температуры верха насадок газовых регенераторов (2) в 500-т газовой печи за время между двумя перекидками клапанов в период завалки

примерно $1400\text{—}1550^\circ$. Это довольно хорошо согласуется с результатами измерения температуры в кессоне радиационным пирометром.

Повышение температуры газа и увеличение его объема за счет подачи турбинного воздуха обуславливает значительное возрастание скорости выхода смеси из кессона.

На рис. 77 представлен температурный режим рабочего пространства 500-т мазутной печи по ходу плавки.

С началом выпуска металла предыдущей плавки тепловую нагрузку уменьшали с 36 до 28 млн. *ккал/час*. При этом факел

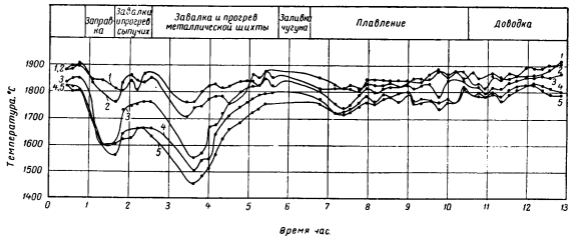


Рис. 77. Изменение температуры по длине рабочего пространства 500-г мазутной печи в ходе плавки (до наладки печи):

1 — 5 — номера окон по ходу факела

укорачивался, температура печи резко падала, а разность между температурами в первом — втором и третьем — пятом окнах достигала 240° .

Во время прогрева первого слоя руды тепловую нагрузку увеличивали до 44 млн. *ккал/час*. Однако температура понижалась по всей длине рабочего пространства вследствие значительного его охлаждения. По мере прогрева сыпучих материалов температура повышалась, а при завалке следующего слоя снова понижалась.

После завалки лома, в течение которой замеры не проводили, температура во всех окнах оказалась минимальной. В ходе последующего прогрева она возрастала, а разность температур по длине рабочего пространства постепенно уменьшалась с 310° в начале до 125° в конце прогрева.

В начале заливки чугуна тепловую нагрузку уменьшали с 48 до 34 млн. *ккал/час*, а затем снова увеличивали до 38 млн. *ккал/час*. Температура в рабочем пространстве немного понижалась вследствие уменьшения тепловой нагрузки и охлаждающего влияния чугуна (температура жидкого чугуна ниже температуры металлической части шихты); перепад температур по длине печи составлял 100° .

В дальнейшем по ходу периодов плавления и доводки разность температур по длине рабочего пространства колебалась в пределах $60-140^{\circ}$. Общий температурный уровень постепенно повышался примерно на 50° . Колебания температуры объясняются изменениями тепловой нагрузки, бурными вскипаниями ванны, дачей различных присадок.

Общий характер температурного режима по ходу плавки на той же печи после ремонта и упорядочения ее тепловой работы (см. выше) не изменился (рис. 78). Несколько большая разность между температурами в первом и во втором окнах объясняется изменением установки форсунок и улучшением распыления мазута после ремонта печи.

Температурный режим по ходу плавки в 500-т (рис. 79) и 250-т газовых печах (рис. 80) характеризуется теми же общими закономерностями. Сопоставление рис. 79 и 80 позволяет прийти к выводу о целесообразности увеличения тепловой нагрузки на 500-т, печи в период завалки и прогрева металлического лома. Это устранит снижение температуры рабочего пространства в эти периоды и позволит сократить общую длительность плавки.

Значительно большая разность температур по длине рабочего пространства в периоды плавления и доводки на газовых печах по сравнению с мазутной печью объясняется тем, что в газовых печах факел короче, чем в мазутной.

В заключение следует отметить, что в периоды завалки и прогрева сыпучих материалов и металлического лома степень использования тепла в рабочем пространстве больше, чем в другие периоды плавки, поэтому и разность температур по длине

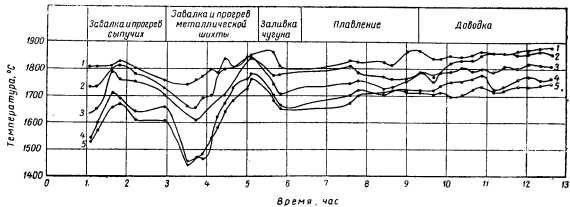


Рис. 78. Изменение температуры по длине рабочего пространства 500-г мазутной печи в ходе плавки (после наладки печи);

1 — 5 — номера окон по ходу факела

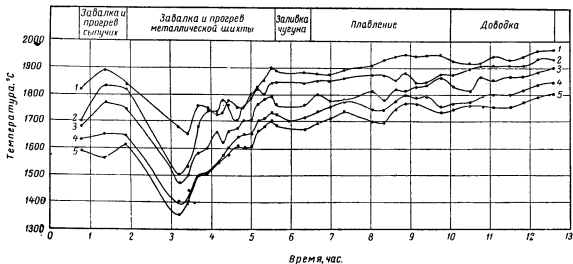


Рис. 79. Изменение температуры по длине рабочего пространства 500-т газовой печи в ходе плавки:
1 — 5 номера окон по ходу факела

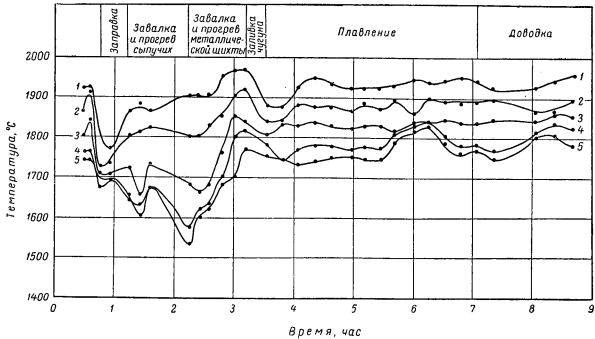


Рис. 80. Изменение температуры по длине рабочего пространства 250-т газовой печи в ходе плавки:
1 — 5 — номера окон по ходу факела

печи получается бóльшей. В периоды плавления и доводки, наоборот, степень использования тепла в рабочем пространстве печи меньше, поэтому и разность температур по длине печи уменьшается.

В связи с уменьшением степени использования тепла по ходу плавки возрастает температура дыма, уходящего из печи, что вызывает увеличение температуры насадок регенераторов.

Таким образом, исследование температурного режима мартеновских печей позволяет оценить условия их тепловой работы и внести коррективы в параметры теплового режима с целью улучшения работы печей. Кроме того, эти измерения позволяют судить об эффективности конструктивных изменений головок печи при ремонтах.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОПОГЛОЩЕНИЯ И ТЕРМИЧЕСКОГО КОЭФФИЦИЕНТА ПОЛЕЗНОГО ДЕЙСТВИЯ 250- И 500-Т МАРТЕНОВСКИХ ПЕЧЕЙ

1. МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕПЛОПОГЛОЩЕНИЯ И ТЕРМИЧЕСКОГО КОЭФФИЦИЕНТА ПОЛЕЗНОГО ДЕЙСТВИЯ

Применение метода «мгновенного» обратного теплового баланса позволяет исследовать тепловую работу мартеновских печей в периоды, когда использование тепломеров или термозондов невозможно или очень затруднено (период завалки, большая часть периода плавления).

Согласно этому методу количество тепла, переданного шихте или металлу и шлаку, определяется как остаточный член теплового баланса печи («на клапане»), составляемого по данным измерений за небольшие промежутки времени, равные обычно интервалу между перекидками клапанов.

Сопоставление данных, полученных различными методами исследования, показало, что количество тепла, переданного за плавку металлу и шлаку, определяется методом обратного теплового баланса с точностью примерно $\pm 5 - 10\%$ [6].

Таким образом, этот метод, впервые разработанный ВНИИМТ [6, 7], является вполне приемлемым для исследования тепловой работы печей.

Разумеется, он дает удовлетворительные результаты лишь в том случае, когда сумма всех статей теплового баланса, кроме определяемой, получена с достаточной точностью. В связи с этим особое внимание должно быть уделено измерениям и расчетам, относящимся к статьям баланса, которые используются как известные при определении количества тепла, поглощаемого металлом и шлаком.

В частности, измерение температуры уходящих продуктов горения в общем борове должно производиться достаточно точно, так как от этой величины непосредственно зависит одна из наиболее крупных статей баланса.

При проведении исследования температуру продуктов горе-

ния определяли по показаниям хромель-алюмелевой стационарной термопары в защитном стальном кожухе, установленной в борове после дожигающей горелки; ее показания периодически проверяли с помощью устанавливаемой рядом платино-платинородиевой термопары с открытым рабочим спаем.

Расчет средней температуры за промежуток времени между перекидками производили по формуле:

$$\bar{t}_{\text{бор}} = \frac{\int_0^{\tau} t_d d\tau}{\tau}, \quad (65)$$

где $\bar{t}_{\text{бор}}$ — средняя интегральная температура дымовых газов в борове;

τ — время между перекидками, час;

t_d — температура дыма в борове, °С.

Сходимость результатов, полученных из расчета на основании показаний платино-платинородиевой и стационарной термопар за время между перекидками, оказалась удовлетворительной несмотря на то, что показания термопары с открытым спаем колебались значительно сильнее, чем стационарной.

Величину подсоса воздуха по пути продуктов горения определяли следующим способом: в месте установки термопары отбирали пробы дыма, которые анализировали на O_2 , CO и CO_2 , после чего рассчитывали коэффициент избытка воздуха в борове:

$$\alpha_{\text{бор}} = \frac{1}{1 - 3,76 \frac{O_2^d - 0,5 CO^d}{N_2^d - \frac{N_2^{см}}{V_c^d}}}, \quad (66)$$

где O_2^d ; CO^d и N_2^d — составляющие дыма, %;

$N_2^{см}$ — содержание азота в смешанном газе, %;

V_c^d — объем сухих продуктов горения, $нм^3/нм^3$ газа.

Одновременно рассчитывалось значение коэффициента избытка воздуха на подводящем клапане печи (с учетом турбинного воздуха):

$$\alpha_{кл} = \frac{L_{\text{вент}} + L_{\text{турб}}}{L_0 B}, \quad (67)$$

где $L_{\text{вент}}$ и $L_{\text{турб}}$ — расходы вентиляторного и турбинного воздуха, $нм^3/\text{час}$;

L_0 — количество воздуха, теоретически необходимое для сжигания $1 нм^3$ карбюрированного смешанного газа, $нм^3/нм^3$;

B — расход газа, $нм^3/\text{час}$.

При значениях $\alpha_{кл}$ не ниже оптимального химический недожог топлива в месте измерения температуры в борове практически полностью отсутствовал.

Расчеты теплопоглощения (в $\text{ккал}/\text{м}^2 \cdot \text{час}$) и термического к. п. д. печи производились по формулам:

$$\Delta Q = (BQ_{\text{н}}^{\text{р}} - Q_{\text{охл}} - Q_{\text{кл}} - Q_{\text{изл}} - Q_{\text{д}} - Q_{\text{нед}} - Q_{\Sigma}) : S \quad (68)$$

и

$$\eta = 1 - \frac{Q_{\text{охл}}}{BQ_{\text{н}}^{\text{р}}} - \frac{Q_{\text{кл}}}{BQ_{\text{н}}^{\text{р}}} - \frac{Q_{\text{изл}}}{BQ_{\text{н}}^{\text{р}}} - \frac{Q_{\text{д}}}{BQ_{\text{н}}^{\text{р}}} - \frac{Q_{\text{нед}}}{BQ_{\text{н}}^{\text{р}}} - \frac{Q_{\Sigma}}{BQ_{\text{н}}^{\text{р}}}, \quad (69)$$

где B — часовой расход топлива, $\text{м}^3/\text{час}$;
 $Q_{\text{н}}^{\text{р}}$ — теплотворная способность топлива, $\text{ккал}/\text{нм}^3$;
 S — площадь пода, м^2 ;
 $Q_{\text{охл}}$ — отвод тепла с водяным и испарительным охлаждением, $\text{ккал}/\text{час}$;
 $Q_{\text{кл}}$ — потеря тепла через кладку печи, $\text{ккал}/\text{час}$;
 $Q_{\text{изл}}$ — потеря тепла излучением через окна и гляделки, $\text{ккал}/\text{час}$;
 $Q_{\text{д}}$ — потеря тепла с продуктами горения, $\text{ккал}/\text{час}$;
 $Q_{\text{нед}}$ — потеря тепла при недожоге топлива, $\text{ккал}/\text{час}$;
 Q_{Σ} — прочие потери тепла (потеря газа, аккумуляция тепла кладкой и т. д.), $\text{ккал}/\text{час}$.

Так как $Q_{\text{охл}}$, $Q_{\text{кл}}$, $Q_{\text{изл}}$ и Q_{Σ} мало изменяются, то, определив их из тепловых балансов 500- и 250-т печей, ими пользовались в качестве постоянных.

Недожог топлива при работе с турбинным воздухом не учитывали, так как он практически отсутствовал при соблюдении оптимального коэффициента избытка воздуха для каждого периода плавки.

Потери тепла с отходящими продуктами горения вычисляли по формуле:

$$Q_{\text{д}} = V_{\text{бор}} \cdot C \cdot t_{\text{бор}}, \quad (70)$$

где $V_{\text{бор}}$ — объем продуктов горения в борове, который в свою очередь определялся из выражения

$$V_{\text{бор}} = V_0 + (\alpha_{\text{бор}} - 1)L_0, \quad (71)$$

где V_0 — теоретический объем продуктов горения, определяемый по расчетной диаграмме сжигания топлива:

$$V_0 = L_0 + \Delta V. \quad (72)$$

Как показали опыты на печах Алчевского металлургического завода, коэффициент избытка воздуха в борове

$$\alpha_{\text{бор}} = \alpha_{\text{кл}} + 0,5. \quad (73)$$

На основании этих данных исследовали зависимости теплопоглощения (ΔQ) и термического к. п. д. (η) от одного из аргу-

ментов — давления в рабочем пространстве (p), коэффициента избытка воздуха (α) и тепловой нагрузки ($BQ_{\text{н}}^p$), сохраняя по возможности постоянными значения других параметров и технологические условия плавки.¹

Прежде всего определяли оптимальные величины давления в рабочем пространстве печи, потом — коэффициента избытка воздуха и, наконец, оптимальные значения тепловых нагрузок для различных периодов плавки. Этот порядок связан с тем, что тепловая нагрузка является основным параметром, и выявить его величину необходимо при примерно оптимальных значениях остальных.

2. ЗАВИСИМОСТЬ ТЕПЛОПОГЛОЩЕНИЯ И ТЕРМИЧЕСКОГО КОЭФФИЦИЕНТА ПОЛЕЗНОГО ДЕЙСТВИЯ ОТ ИЗМЕНЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ ТЕПЛООВОГО РЕЖИМА

Вначале определяли при оптимальном давлении под сводом и избытке воздуха количество турбинного воздуха, которое следует подавать в каждом из периодов плавки при наиболее характерных для периода тепловых нагрузках.

Для выяснения влияния количества расходуемого турбинного воздуха на величину к. п. д. печи и на теплопоглощение в различные периоды плавки были подсчитаны значения теплопоглощения и к. п. д. при различных расходах турбинного воздуха, причем проводилось 5—10 замеров в начале, середине и конце каждого периода.

Как видно из табл. 5, максимальному значению к. п. д. 250-т печи соответствует расход турбинного воздуха в период прогрева 2000 м³/час, в период плавления — 4000 м³/час и в период доводки — 2000 м³/час.

Следует, однако, указать, что в конце периода прогрева на 250-т печи, когда шихта хорошо нагрелась и осела, наибольшее теплопоглощение и наиболее высокий к. п. д. печи получаются при расходе турбинного воздуха 4000 м³/час. (Такой случай показан на рис. 81 пунктирной линией).

¹ На графиках, относящихся к настоящей главе (за исключением рис. 84, 87, 88, 89), каждая точка представляет собой среднюю величину по четырем замерам.

При одинаковом расходе турбинного воздуха (4000 м³/час) к. п. д. на 500-т печи во все периоды плавки выше, чем на 250-т печах.

Оптимальные значения приведенных расходов турбинного воздуха относятся к определенным тепловым нагрузкам и требуют корректировки при изменениях нагрузок.

Влияние давления в рабочем пространстве на теплоглощение и к. п. д. 250-т печей исследовалось в периоды прогрева и плавления при различных расходах турбинного воздуха. При этом тепловая нагрузка поддерживалась примерно постоянной (в период прогрева 29—30, а в период плавления 22,5—25,4 млн. ккал/час), а коэффициент избытка воздуха — на уровне, обеспечивающем полноту сжигания топлива, поэтому результаты опытов позволяют оценить как оптимальное давление, так и оптимальный расход турбинного воздуха для каждого периода плавки.

Как видно из рис. 82, для периода прогрева на 250-т печи оптимальным является расход турбинного воздуха 2000 м³/час. Максимальному теплоглощению при работе без турбинного воздуха соответствует давление под сводом 4 мм вод. ст., при подаче 2000 м³/час турбинного воздуха — 3,5 мм вод. ст. и при подаче 4000 м³/час — 3,2 мм вод. ст. Таким образом, с повышением расхода турбинного воздуха величина оптимального давления под сводом снижается.

В период плавления максимальный к. п. д. достигается при расходе турбинного воздуха 4000 м³/час, а понижение теплоглощения по сравнению со случаем подачи 2000 м³/час связано с уменьшением тепловой нагрузки до 22,5 млн. ккал/час (вместо

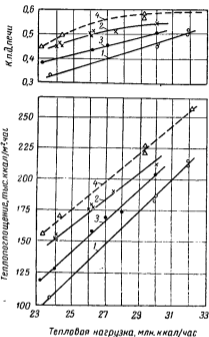


Рис. 81. Изменение теплоглощения и к. п. д. 250-т печи в период прогрева в зависимости от тепловой нагрузки при расходе турбинного воздуха:

1 — без турбинного воздуха; 2 — 2000 м³/час; 3 — 4000 м³/час (начало прогрева); 4 — 4000 м³/час (конец прогрева)

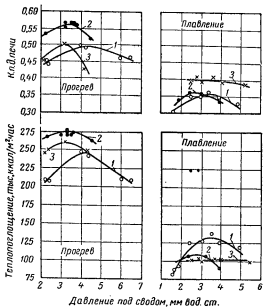


Рис. 82. Изменение теплопоглощения и к. п. д. 250-т печи в зависимости от давления под сводом в периоды прогрева и плавления при расходе турбинного воздуха:

1 — без турбинного воздуха; 2 — 2000 м³/час; 3 — 4000 м³/час

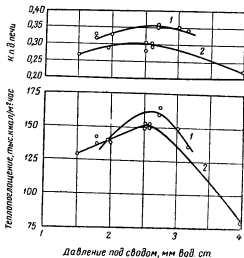


Рис. 83. Изменение теплопоглощения и к. п. д. 500-т печи в зависимости от давления под сводом в периоды прогрева (1) и плавления и доводки (2)

25,4 млн. ккал/час). В этот период изменение давления под сводом от 2 до 5 мм вод. ст. мало меняет значения теплопоглощения и к. п. д. при подаче 4000 м³/час турбинного воздуха.

На рис. 83 приведена зависимость теплопоглощения и к. п. д. 500-т печи от давления под сводом при расходе 4000 м³/час турбинного воздуха. Для периодов плавления и доводки приведена общая кривая, так как количественные зависимости для каждого из этих периодов получились одинаковыми. При этом тепловая нагрузка составляла в период прогрева 38,2—39 в период плавления 35,5 и в период доводки 32,8—37 млн. ккал/час, при коэффициенте избытка воздуха 0,9—1,13.

Как видно из рис. 83, для 500-т печи величина оптимального давления под сводом по периодам плавки при работе с подачей 4000 м³/час турбинного воздуха меньше, чем на 250-т печах, и равна в периоды прогрева, плавления и доводки примерно 2,6 мм вод. ст.

Влияние коэффициента избытка воздуха на теплопоглощение и к. п. д. печей исследовали при давлении под сводом и тепловых нагрузках, близких к оптимальным.¹

При тепловой нагрузке 29—31 млн. ккал/час и подаче 4000 м³/час турбинного воздуха наибольшим значениям теплопоглощения и к. п. д. 250-т печи в периоды завалки и прогрева соответствует коэффициент избытка воздуха, равный 1,05—1,1 (рис. 84), а в период плавления (при тепловой нагрузке 25 млн. ккал/час и при таком же расходе турбинного воздуха) максимальному теплопоглощению соответствует коэффициент избытка воздуха 1,15, а наибольшему к. п. д. — 1,20 (рис. 85). Повышенный коэффициент избытка воздуха по сравнению с предшествующими периодами необходим для дожигания СО, выделяющейся из ванны. В период доводки (рис. 86) при том же расходе турбинного воздуха наибольшим значениям теплопоглощения и к. п. д. печи соответствует коэффициент избытка воздуха 1,12 (если ванна не выделяет СО, то оптимальное значение коэффициента избытка воздуха составляет как и в период прогрева 1,05—1,1).

Соответствующие опыты на 500-т печи при расходе турбинного воздуха 4000 м³/час показали, что в периоды завалки и прогрева (рис. 87) с уменьшением коэффициента избытка воздуха от 1,2 до 0,90 теплопоглощение и к. п. д. печи неизменно увеличиваются. В период плавления (рис. 88), насколько можно судить при столь большом разбросе точек, наибольшим значениям теплопоглощения и к. п. д. печи соответствует коэффициент избытка воздуха 1,1—1,15. В период доводки (рис. 89) теплопоглощение и к. п. д. печи, по-видимому, возрастают с понижением коэффициента избытка воздуха на клапане до 0,9.

¹ Оптимальные значения тепловых нагрузок приведены ниже; до их определения тепловые нагрузки поддерживали на уровне, принятом в производстве.

Таким образом, на 500-т газовой печи оптимальное значение коэффициента избытка воздуха во все периоды плавки меньше, чем на 250-т печи. Это различие вызвано тем, что на 500-т печах установлены воздушные и дымовые клапаны с водяными затворами, поэтому потерь воздуха через трубу нет.

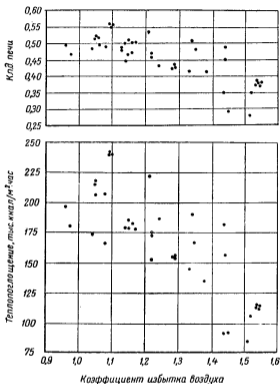


Рис. 84. Изменение теплопоглощения и к. п. д. 250-т печи в зависимости от коэффициента избытка воздуха в периоды завалки и прогрева при расходе турбинного воздуха $4000 \text{ м}^3/\text{час}$

Следовательно, на 500-т печах можно работать с коэффициентом избытка воздуха, более близким к теоретическому, чем на 250-т печах.

В периоды же плавления и доводки на 500-т печах необходим меньший избыток воздуха, так как скорость выгорания углерода на этих печах меньше, а, следовательно, и количество

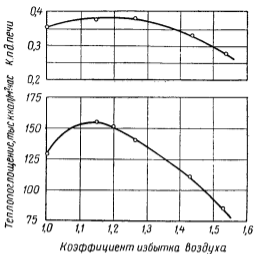


Рис. 85. Изменение теплопоглощения и к. п. д. 250-т печи в зависимости от коэффициента избытка воздуха в период плавления при расходе турбинного воздуха 4000 м³/час

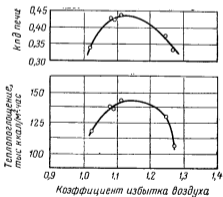


Рис. 86. Изменение теплопоглощения и к. п. д. 250-т печи в зависимости от коэффициента избытка воздуха в период доводки при расходе турбинного воздуха 4000 м³/час

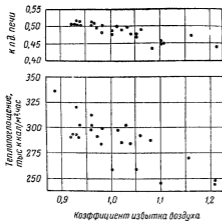


Рис. 87. Изменение теплопоглощения и к. п. д. 500-т печи в зависимости от коэффициента избытка воздуха в периоды завалки и прогрева при расходе турбинного воздуха 4000 м³/час

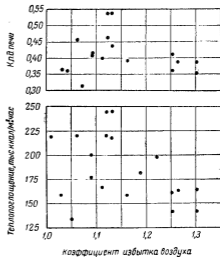


Рис. 88. Изменение теплопоглощения и к. п. д. 500-т печи в зависимости от коэффициента избытка воздуха в период плавления при расходе турбинного воздуха 4000 м³/час

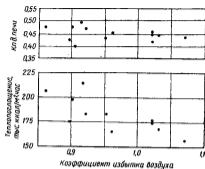


Рис. 89. Изменение теплопоглощения и к. п. д. 500-т печи в зависимости от коэффициента избытка воздуха в период доводки при расходе турбинного воздуха 4000 м³/час

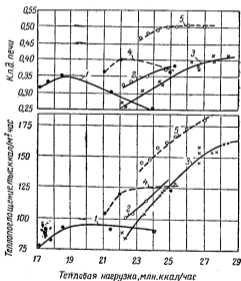


Рис. 90. Изменение теплопоглощения и к. п. д. 250-т печи в зависимости от тепловой нагрузки в периоды плавки (сплошные линии) и доводки (пунктирные линии) при расходе турбинного воздуха:

1, 4 — без подачи турбинного воздуха; 2, 5—2000 м³/час;
3 — 4000 м³/час

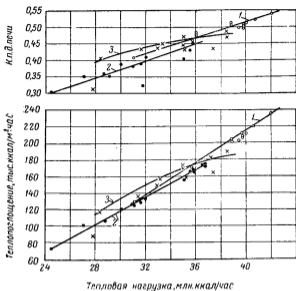


Рис. 91. Изменение теплопоглощения и к. п. д. 500-т печи в зависимости от тепловой нагрузки при расходе турбинного воздуха 4000 м³/час:

1 — прогрев; 2 — плавление; 3 — доводка

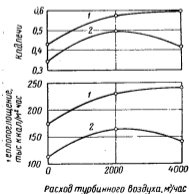


Рис. 92. Изменение теплопоглощения и к. п. д. 250-т печи в зависимости от расхода турбинного воздуха:

1 — конец прогрева при тепловой нагрузке 30 млн. ккал/час; 2 — доводка при тепловой нагрузке 25 млн. ккал/час

выделяющейся в единицу времени CO , отнесенное к тепловой нагрузке, на 500-т печах меньше, чем на 250-т.

Как видно из рис. 81, в период прогрева на 250-т печах оптимальное (по теплопоглощению и по к. п. д.) значение тепловых нагрузок не было достигнуто, так как в этот период условия смешения топлива с воздухом хорошие, а теплопоглощительная способность шихты высока.

В период плавления (рис. 90), при работе без турбинного воздуха, оптимальная тепловая нагрузка равна 19 млн. ккал/час . При повышении тепловой нагрузки до 25 млн. ккал/час в случае подачи 2000 $\text{м}^3/\text{час}$ турбинного воздуха к. п. д. практически достигает максимума, теплопоглощение же продолжает возрастать и при более высоких нагрузках. Увеличение расхода турбинного воздуха до 4000 $\text{м}^3/\text{час}$ дает возможность повысить тепловые нагрузки в период плавления более, чем до 28 млн. ккал/час .

В период доводки при работе без турбинного воздуха оптимальная тепловая нагрузка лежит в пределах 22 — 24 млн. ккал/час ; в случае же подачи 2000 $\text{м}^3/\text{час}$ турбинного воздуха к. п. д. достигает максимума при увеличении тепловой нагрузки до 25 млн. ккал/час , а теплопоглощение неизменно возрастает с повышением тепловой нагрузки до 27 млн. ккал/час (рис. 90).

Из аналогичных данных, полученных на 500-т газовой печи при расходе 4000 $\text{м}^3/\text{час}$ турбинного воздуха (рис. 91), следует, что ни в один из периодов плавки максимум теплопоглощения и к. п. д. не был достигнут; можно лишь отметить, что в период доводки при повышении тепловой нагрузки от 34 до 38 млн. ккал/час увеличение к. п. д. становится незначительным.

На рис. 92 показано изменение теплопоглощения ванны и термического к. п. д. 250-т печи в зависимости от расхода турбинного воздуха в конце периодов прогрева при тепловой нагрузке 30 млн. ккал/час и доводки при тепловой нагрузке 25 млн. ккал/час . Давление газов под сводом печи и коэффициент избытка воздуха поддерживались при этом оптимальными. Как видно из рисунка, оптимальный расход турбинного воздуха в конце прогрева составляет около 4500 $\text{м}^3/\text{час}$, а в период доводки равен примерно 2000 $\text{м}^3/\text{час}$.

Таким образом, исследования теплопоглощения и термического к. п. д. 500- и 250-т печей, осуществленные методом «мгновенных» обратных тепловых балансов, позволяют установить оптимальные параметры теплового режима. Результаты исследований тепловой работы мартеновских печей путем статистического анализа плавочных данных, измерений тепловых потоков, изучения температурного режима печей, а также определения теплопоглощения и термического к. п. д. печей методом «мгновенных» обратных тепловых балансов достаточно хорошо согласуются и взаимно дополняются.

РАБОТА МАРТЕНОВСКИХ ПЕЧЕЙ ПРИ ОТОПЛЕНИИ ВЫСОКОКАЛОРИЙНЫМ ГАЗОМ

1. ХАРАКТЕРИСТИКА ВЫСОКОКАЛОРИЙНЫХ ГАЗОВ

Высококалорийные газы, в частности природный и коксовый, имеют значение для металлургов как топливо мартеновских печей, при сжигании которого развивается высокая температура.

Простота добычи и транспортировки природного газа обеспечивают его сравнительно низкую себестоимость, а отсутствие в нем сернистых соединений позволяет избежать расходов на сероочистку. К тому же при подводе природного газа обеспечивается дешевым топливом и населенный пункт, в котором расположено предприятие.

Коксовый газ является в настоящее время основным топливом для мартеновских печей на заводах, имеющих коксовые батареи, причем чаще всего применяется в смеси с доменным газом, что существенно снижает эффективность его использования.

Как видно из табл. 6 [59], калориметрическая температура горения коксового и природного газов, рассчитанная для случая сжигания топлива в холодном воздухе с $\alpha = 1$, значительно ниже температуры горения общепризнанного высококачественного топлива для мартеновских печей — мазута. Однако в реальных условиях, благодаря подогреву газа и воздуха и сжиганию газа с коэффициентом избытка воздуха меньшим, чем при сжигании мазута, температура горения коксового и природного газов выше температуры горения мазута.

В настоящее время у нас и за рубежом коксовый или природный газ применяется для отопления мартеновских печей главным образом в холодном состоянии, причем подается в головки печей под давлением. Необходимая жесткость и настильность факела достигаются за счет получения высоких скоростей истечения газа из горелок [60—62]. При этом упрощается конструкция печей, так как отпадает необходимость в газовых регенераторах.

Характеристика топлива для мартеновских печей

Вид топлива	Низшая теплотворная способность топлива $Q_{н}^D$, ккал/м ³	Удельный вес топлива γ , кг/м ³	Удельный вес продуктов горения γ_D , кг/м ³	Температура продуктов горения $t_{D=}$, °C	Калориметрическая температура °C
Мазут	10350*	—	1 292	908	2215
Природный газ**	8560	0,72	1,23	815	2010
Коксовый газ	4000	0,59	1,21	826	2070
Доменный газ	997	1,30	1,40	597	1478

* Ккал/кг.

** Приводятся цифры для метана, которого в природном газе содержится более 90%

Из опыта известно, что при переводе мартеновских печей на отопление природным газом вместо низкокалорийного топлива или мазута удельный расход тепла на выплавку стали оказывается примерно таким же, как при работе на смешанном коксо-доменном газе.

Установлено также, что при работе на одном холодном коксовом или природном газе факел получается малосветящимся и не обеспечивает необходимой теплопередачи в печи, поэтому совместно с газом необходимо подавать в печь и мазут. Количество тепла, вносимого мазутом, должно при этом составлять около 30% общего количества тепла, вносимого топливом. Применение жидкого карбюратора влечет за собой необходимость сооружения и эксплуатации компрессорной станции, мазутного хозяйства (мазутохранилища, мазутные насосы, бойлеры и т. п.), трубопроводов для мазута, пара или сжатого воздуха. Усложняется также конструкция горелочных устройств.

Таким образом, отопление мартеновских печей высококалорийным холодным газом при существующих способах его использования вряд ли можно признать в полной мере эффективным. Очевидно, при использовании высококалорийного газа необходимо обеспечить самокарбюрацию факела.

2. СТЕПЕНЬ ЧЕРНОТЫ ФАКЕЛА

Как известно, 90—95% тепла, получаемого металлом и шлаком, передается за счет излучения факела и кладки рабочего пространства. Передача большей части тепла происходит от факела и, таким образом, зависит от величины теоретической температуры горения и степени черноты продуктов горения.

Степень черноты факела, зависящая от излучения трехатомных газов (CO_2 и H_2O) и мельчайших частичек сажи в про-

дуктах горения и от толщины газового слоя, играет большую роль в процессе передачи тепла металлу и шлаку. Так, если температура горения будет высокой, но факел будет иметь малую степень черноты, то продукты горения уйдут из печи, отдав металлу очень мало тепла.

Признано, что самокарбюрация факела достигается при нагреве газа, содержащего углеводороды (в том числе метан, который является главной составляющей природного газа и содержится в коксовом газе), путем их разложения.

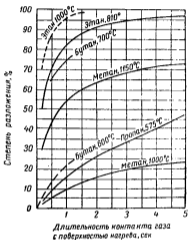


Рис. 93. Зависимость процесса крекинга тяжелых углеводородов от температуры и длительности контакта газа с поверхностью нагрева [63]

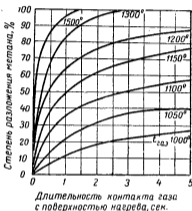


Рис. 94. Зависимость степени разложения метана от температуры и длительности контакта с поверхностью нагрева [59]

Как видно из рис. 93 и 94, степень разложения метана и тяжелых углеводородов возрастает с повышением температуры и с увеличением длительности его нагрева. При высокой температуре метан разлагается за весьма короткое время на 80—100%.

Обычно считают [64, 65], что термическое разложение метана идет по реакции



Опыты, проведенные В. Фишером с сотрудниками [66], показали, что при нагреве почти чистого метана в трубчатой печи, кроме осажденного углерода, обнаруживались заметные количества легких масел и смол. Первый легкий туман появлялся

через определенное время при температуре около 900°C ; при нагреве до 950°C он сильно окрашивался в темно-коричневый цвет, а при 1000°C наблюдались только облака сажи.

Сокращение длительности нагрева при 1000°C снова вызвало образование смол и масел, а количество свободного углерода значительно уменьшалось.

Из этих опытов следует, что при соблюдении определенной температуры и длительности нагрева метан не распадается на углерод и водород, а переходит в высшие углеводороды. Подобный процесс используется при крекинге нефти. Спектрографические методы исследования пламени углеводородов также показывают временное возникновение радикалов CH_3 , CH_2 и CH .

Возможность образования высших углеводородов при разложении метана имеет большое значение при отоплении мартеновских печей газом, так как возникает аналогия с мазутным отоплением или с карбюрацией, когда тяжелые углеводороды вносятся мазутным факелом непосредственно в рабочее пространство печи, разлагаются в пламени на углерод и водород, и при этом достигается светимость факела.

Зависимость между содержанием высших углеводородов в факеле и его светимостью была исследована в лабораторных условиях Boettcher [66]. Газ, содержащий 51% метана, нагревался в трубчатой электрической печи. В области температур от 800 до 1250°C производилось весовое измерение количества образующихся при разложении метана углерода, смолы и легких масел. При вторичном опыте исследуемый газ, нагретый до той же температуры и в аналогичных условиях, сжигали и фотометрически измеряли светимость факела. При этом было установлено, что изменение светимости полностью совпадало с образованием смол и масел.

В опытах Boettcher (рис. 95), так же как и в опытах В. Фишера, наблюдалось, что процесс образования высших углеводородов идет хорошо только в ограниченной области температур и характеризуется наличием максимума, который образуется при тем более высокой температуре, чем ниже содержание метана в исходном газе.

Как показали исследования А. Шмыкова [63], при разложении чистого метана максимум образования жидких погонов отвечает температуре нагрева газа 1000°C (рис. 96), тогда как при 51% метана в газе (рис. 95) максимум образования жидких погонов соответствует температуре почти 1100° .

Наряду с главными факторами — содержанием метана в газе и условиями его разложения — на степень черноты факела влияет и коэффициент избытка воздуха при сжигании топлива: чем больше коэффициент избытка воздуха, тем ниже степень черноты факела.

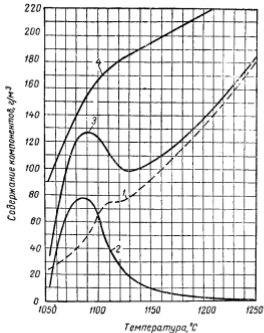


Рис. 95. Зависимость распада газа с CH_4 —51,4%; CO_2 —5,6%; O_2 —1,8%; H_2 —2,0%; $\text{C}_{11}\text{H}_{18}$ —4,0%; CO —2,0% от температуры [66] при длительности нагрева 2 сек:

1—количество сажи; 2—количество тяжелых углеводородов; 3—сумма взвешенных частиц и тяжелых углеводородов; 4—количество выделившегося углерода по балансу

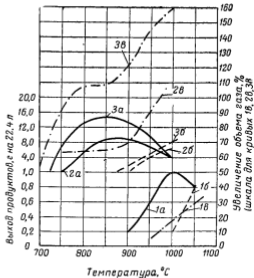


Рис. 96. Зависимость процесса крекинга тяжелых углеводородов от температуры [63]:

1—метан; 2—этан; 3—пропан; а—жидкие фракции (масло, дистилляты); б—уголь, сажа; в—выход газа

3. ГОЛОВКИ МАРТЕНОВСКИХ ПЕЧЕЙ ДЛЯ СЖИГАНИЯ ПРИРОДНОГО ГАЗА

Ф. Нерпинг [66] применил для отопления 60-т мартеновской печи смесь генераторного и остаточного газа¹, содержащую 29—38% метана. Температура верха газовых насадок составляла в течение опыта около 1020° С, а газ подогревался до 920—980° С. Светимость факела оказалась при этом значительно большей, чем при отоплении генераторным газом. Опыты прекратили, так как скорость выхода высококалорийной смеси газов из газового пролета была слишком мала и факел получался недостаточно жестким и настильным.

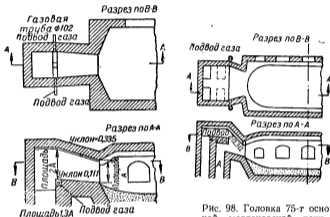


Рис. 97. Головка мартеновской печи [67]

Рис. 98. Головка 75-т основной мартеновской печи с двумя парами регенераторов [63]

Таким образом, в случае применения высококалорийного газа требуются специальные конструкции горелочных устройств, которые обеспечивали бы необходимую жесткость и настильность факела.

Ниже приводится краткий обзор наиболее оригинальных конструкций головок мартеновских печей, применяемых в США.

В головках одного из типов [67, 68] нагретый в регенераторах воздух подается по одному вертикальному каналу в кессон, подобный газовому кессону головки Вентури. Природный газ подводится перпендикулярно воздушному потоку через обе боковые стенки кессона с помощью труб, вмонтированных в кладку (рис. 97), и разбивается о кирпичный столбик, установленный на уступе лещади кессона. Уступ и столбик должны направлять газ к центру воздушной струи и тем улучшать про-

¹ Остаточный газ, получаемый из коксового в результате отделения водорода для синтеза аммиака, содержит примерно 50% метана.

цесс смешения газа с воздухом. Требуемая организация факела достигается изменением размеров выходного сечения наклонного канала и его уклоном.

При такой конструкции головки трудно добиться необходимого разложения метана и получить жесткий и настильный факел.

На рис. 98 показана конструкция головки 75-т мартеновской печи [63] с двумя парами регенераторов. Воздух подается через все четыре вертикальных канала, а природный газ подводится

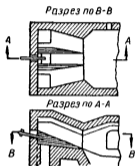


Рис. 99. Головка 30-т основной мартеновской печи с подводом газа через торцовую стенку [63]

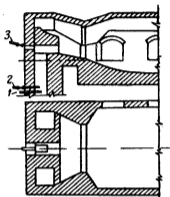


Рис. 100. Головка мартеновской печи, отапливаемой «реформированным» природным газом:

1 — шибер, регулирующий подачу воздуха в камеру реформирования; 2 — ввод природного газа в камеру реформирования под низким давлением; 3 — ввод в головку природного газа под высоким давлением

по двум трубам через боковые стенки головки. Изменением количества воздуха, подаваемого через внутренние или наружные вертикальные каналы, можно регулировать характер пламени: при подаче относительно большего количества воздуха через внутренние каналы факел получается более коротким и острым.

При переводе газовых мартеновских печей на отопление природным газом широкое распространение получила головка, показанная на рис. 99 [63]. По всем трем вертикальным каналам подается воздух; природный газ подводится через водоохлаждаемую трубу в торец головки. Наружные вертикальные каналы выведены на 450 мм выше центрального; за счет этого достигается покрытие газового потока воздушным. При выдвигении газовой трубы примерно до середины центрального вер-

тикального канала смешение получается удовлетворительным; если же она выдвинута больше, факел получается очень длинным, пламя догорает в шлаковиках и регенераторах. По экономичности работы эта головка уступает описанным выше.

Все описанные типы головок дают малосветящееся пламя, и применение их на большегрузных печах вряд ли эффективно.

Для получения светящегося пламени путем окислительного разложения метана предложена [69] конструкция печи, схематически показанная на рис. 100; способ работы этой печи описан Паркером [70].

В камеру реформирования, расположенную между воздушными вертикальными каналами, подводится газ с низким давлением. Туда же подается нагретый в регенераторах воздух в количестве 25—35% всего воздуха, подаваемого в печь. Расход воздуха, поступающего в камеру реформирования, регулируется специальным шибером. Реформированный газ поднимается по среднему вертикальному каналу в головку, где смешивается с холодным природным газом высокого давления.

Целесообразно вместо шибера устраивать в точке 2 второй ввод газа навстречу воздуху. Перераспределяя общее количество газа между обоими вводами, можно регулировать подачу воздуха, необходимого для нагрева газа до оптимальной температуры самокарбюрации. Для организации факела следует применять сжатый воздух или кислород.

Этот способ отопления мартеновских печей природным газом представляется лучшим из описанных, однако окончательный выбор может быть сделан лишь после тщательно проведенных исследований

4. ОТОПЛЕНИЕ МАРТЕНОВСКИХ ПЕЧЕЙ ГОРЯЧИМ КОКСОВЫМ ГАЗОМ НИЗКОГО ДАВЛЕНИЯ

Отопление мартеновских печей смесью коксового и доменного газов вызывается необходимостью придания факелу жесткости и настильности, так как удельный вес доменного газа ($1,3 \text{ кг/м}^3$) значительно больше, чем коксового ($0,4—0,59 \text{ кг/м}^3$).

Однако изъятие низкокалорийного доменного газа, составляющего примерно половину объема газовой смеси, позволило бы повысить теоретическую температуру горения, уменьшить объем продуктов горения и в результате получить значительный резерв по тяге, который можно было бы использовать для дальнейшей форсировки тепловой работы печи.

При условии обеспечения жесткости и настильности факела за счет подачи сжатого воздуха в торец кессона вполне возможен и целесообразен перевод мартеновских печей на отопление одним горячим коксовым газом.

Уменьшение почти в два раза объема газа, проходящего через газовые регенераторы, существенно повысит температуру его нагрева. Это улучшит светимость факела, что вместе с повышением теплотворности газа должно при неизменных тепловых нагрузках привести к увеличению прямого теплового потока на ванну и к сокращению длительности плавки.

При проведении опытов на Алчевском металлургическом заводе с отоплением печей чистым коксовым газом было установлено, что светимость факела увеличивается с повышением температуры верха газовых насадок лишь до $1350\text{--}1400^\circ$; при дальнейшем нагреве насадок до $1450\text{--}1480^\circ$ и улучшении прогрева их по глубине светимость факела резко падает.

Наличие оптимальной температуры нагрева газа сглаживает противоречие, присущее конструкции головок Вентури, — невозможность одновременного обеспечения наибольшей жесткости факела и высокого нагрева газовых насадок, так как для поддержания оптимальной температуры нагрева насадок выходное сечение газового кессона необходимо уменьшить по сравнению с принятым для смешанного газа, что, в свою очередь, повысит скорость газа на выходе из кессона.

Подогрев газа до оптимальной температуры, обеспечивающей наибольшую самокарбюрацию, может позволить значительно снизить расход мазута или совсем отказаться от применения его.

Поскольку необходимая жесткость и настильность факела достигается при этом за счет подачи сжатого воздуха в торец газового кессона, то параметры вдуваемого воздуха приобретают решающее значение для успешной работы печи.

Исследование работы мартеновских печей при отоплении чистым коксовым газом с подачей турбинного воздуха в торец кессона проводилось в два этапа [71, 72].

Результатом первого этапа работ явилось уменьшение расхода доменного газа вдвое на всех печах цеха — до $3000\text{ м}^3/\text{час}$ на 250-т и до $4500\text{ м}^3/\text{час}$ на 500-т печах — при прежнем расходе коксового газа. Удельный расход топлива за плавку снизился на величину, примерно равную количеству изъятых доменного газа. Температура газовых насадок возросла примерно до 1350° С .

Благодаря уменьшению объема продуктов горения вследствие сокращения расхода доменного газа и воздуха значительно понизился вынос пыли. Если при прежнем расходе доменного газа стационарные шлаковики заполнялись через 200—250 плавов, то после его сокращения выкатные шлаковики меньшего объема заполнялись примерно через 400 плавов. Перегрева насадок не наблюдалось.

Температура рабочего пространства печи повысилась на $20\text{--}40^\circ\text{ С}$.

Для проверки возможности работы при отоплении только

подогретым коксовым газом было проведено несколько опытных плавов на 500-т мартеновской печи. Во время перекидки клапанов в регенераторы подавали доменный газ, чтобы уменьшить выброс коксового газа в трубу, а сразу после перекидки его подачу прекращали; эти операции производились автоматически. Были проведены три опытные плавки подряд, на четвертой плавке снова была применена коксодоменная смесь, так как факел потерял светимость.

Усредненные данные по трем опытным плавкам сопоставляют с усредненными результатами четырех плавов с отоплением коксодоменной смесью, из которых две проведены до опыта и две после (табл. 7).

В среднем по опытным плавкам шихта состояла из 308 т лома, 217,4 т жидкого чугуна, 26,5 т известняка и 67,9 т железной руды. В металле по расплавлению было 0,66% углерода и 0,059% серы. Вес выплавленного металла составил 503,7 т, а расход условного топлива — 108,7 кг на тонну жидкой стали при длительности плавки 12 час. 15 мин.

В среднем по сопоставляемым плавкам шихта состояла из 297 т лома, 212,4 т жидкого чугуна, 28,6 т известняка и 65 т железной руды. В металле по расплавлению было 0,65% углерода и 0,065% серы. Вес выплавленного металла составил 489,8 т, а расход условного топлива — 135,6 кг на тонну жидкой стали при длительности плавки 12 час.

Во всех случаях в факел подавали мазут для подсвечивания в течение почти всей плавки, вводя его с турбинным воздухом в торец кессона.

К концу третьей опытной плавки светимость факела резко ухудшилась — сквозь него стало видно футеровку печи и кессона. Только к концу паузы между перекидками светимость факела несколько улучшалась. На четвертой опытной плавке металл к концу плавления был холодным и чтобы начать полировку, его необходимо было специально подогреть.

Таким образом, в ходе этих плавов выявилось сильное влияние светимости факела на нагрев металла. Несмотря на очень высокие температуры подогрева газовых и воздушных регенераторов, при плохой светимости факела металл не грелся.

Потеря факелом светимости наблюдается только при сильном и длительном перегреве газовых насадок с повышенным прогревом их на большую глубину. Это происходит при отоплении как коксовым газом, так и коксодоменной смесью повышенной теплотворности (3000 ккал/нм^3) и не меняется с подачей турбинного воздуха. В таком случае подача мазута или смолы в торец кессона не улучшает светимости факела.

Ранее было показано, что светимость факелу придает сажистый углерод, образующийся в результате разложения метана, тяжелых углеводородов и смол. С повышением температуры газа количество образующегося сажистого углерода возрастает непре-

рвно, образование же высших углеводородов достигает максимума при определенной температуре газа. Чем меньше содержание метана в газе, тем при более высокой температуре достигается максимальный выход высших углеводородов, разложение которых с образованием сажистого углерода происходит уже в самом факеле и улучшает его светимость.

При отоплении мартеновских печей обычной коксодоменной газовой смесью теплотворностью (2000—2600 ккал/м³) его не удается перегреть так, чтобы обнаружилось снижение светимости факела за счет уменьшения выхода высших углеводородов.

С повышением теплотворности газа, т. е. с увеличением содержания в нем метана, оптимальная температура образования высших углеводородов понижается. При нагреве насадок на опытных плавках до 1450—1480° С температура газа была уже выше температуры, обеспечивающей максимальный выход высших углеводородов из метана, и светимость факела резко ухудшалась. Хотя выделение сажистого углерода и возрастало с повышением температуры газа, светимость факела, однако, не улучшалась. Из-за уменьшенного количества газа (при неизменном объеме газовых насадок) нагрев его до температур, при которых преобладает образование непосредственного углерода, происходит уже в нижних рядах насадки. В связи с малыми скоростями газа и с достаточно большой длиной его пути в насадке, сажистый углерод осаждается на поверхности кирпича и либо уносится с дымом, либо сгорает в насадке за счет кислорода, имеющегося в дыме.

Таким образом, существует оптимальная температура, выше которой нагревать газ не следует, так как он теряет светимость. Следовательно, необходимо поддерживать температуру газовых регенераторов на соответствующем оптимальном уровне.

Во второй кампании 500-т печи обвалилась внутренняя футеровка газовых кессонов. В связи с этим появилась возможность перейти на отопление печи чистым коксовым газом, так как продукты горения, уходящие по газовому тракту, охлаждались в обнаженном кессоне, что устранило перегрев газовых насадок, и потери светимости факела не наблюдалось. При повышении температуры газовых насадок в небольшом количестве подавался доменный газ. Печь работала около полутора месяцев. Усредненные результаты 10 плавков, проведенных в середине этого периода, представлены в табл. 8; средний вес этих плавков составил 506 т, а удельный расход условного топлива 120, 1 кг на 1 т стали. Для сравнения приведены усредненные данные 10 плавков с обычным расходом доменного газа, который принят в цехе; средний вес этих плавков 501 т, а расход условного топлива 141,9 кг на 1 т стали.

Продолжительность плавков при отоплении чистым коксовым газом (за вычетом задержек, не связанных с видом топлива) сократилась в среднем на 0,7 час., а удельный расход условного топлива снизился на 21,8 кг на 1 т стали.

Тепловой режим 500-т мартеновской печи

Период плавки	Продолжительность периода, час. мин.	Расходы					Тепловая нагрузка, млн. ккал/час	Температура верха насадок (максимальная), °С			Коэффициент изъятия воздуха
		газа, тыс. м³/час		воздуха, тыс. м³/час		мазута, кг/час		воздушной (левой)	газовых		
		коксового	доменного	вентиляторного	турбинного				правой	левой	
Отопление коксовым газом с незначительной добавкой доменного газа											
Заправка	0—18	5,1	1,4	25	4,5	80	23,9	1190	1320	1320	1,23
Завалка	2—55	7,3	0,3	35	4,5	500	36,6	1190	1310	1310	1,08
Прогрев	2—23	7,1	0,6	31	4,5	360	34,3	1200	1310	1320	1,03
Заливка	1—05	5,8	0,7	30	4,5	460	27,4	1230	1310	1310	1,26
Плавление	4—20	5,8	1,3	32	4,5	440	30,4	1270	1300	1300	1,20
Доводка	2—26	5,6	1,6	29	4,5	350	28,8	1220	1310	1320	1,20
Длительность плавки	13—27*	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
Отопление смесью коксового и доменного газов											
Заправка	0—18	5,8	4,2	29	4,5	—	29,0	1200	1300	1300	1,15
Завалка	3—05	8,0	4,3	36	4,5	560	42,3	1250	1300	1320	0,96
Прогрев	2—00	7,8	4,3	36	4,5	380	40,7	1260	1300	1320	1,0
Заливка	0—42	6,2	4,3	32	4,5	330	32,9	1290	1300	1310	1,11
Плавление	4—35	6,1	4,3	33	4,5	460	34,4	1300	1320	1290	1,12
Доводка	2—45	5,9	4,2	32	4,5	370	32,3	1280	1300	1290	1,13
Длительность плавки	13—25**	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—

* В том числе задержка 45 мин. в среднем по 10 плавкам.

** В том числе задержка 13 мин. в среднем по 10 плавкам.

При последовавшем ремонте печи сажистого углерода в газовых насадках не обнаружили.

Таким образом, была экспериментально показана возможность работы большегрузных мартеновских печей при отоплении горячим коксовым газом низкого давления.

Вслед за этим была переведена на работу с отоплением чистым коксовым газом 250-т мартеновская печь, доменный газ подавался только во время перекидок клапанов, когда подачу коксового газа прекращали. Во время горячего ремонта печи выходные сечения кессонов были уменьшены с 0,45 до 0,22 м², за счет уменьшения высоты газового пролета. Лещадь кессонов была поднята на 200 мм (сам кессон был установлен на прежней отметке) и выложена из магнезитохромитового кессонного кирпича, который хорошо зарекомендовал себя в последующей работе.

Размер необходимого сечения кессона был определен из расчета баланса газовых регенераторов и обеспечил температуру нагрева верха газовых насадок 1200—1250°С.

Выходная скорость смеси коксового газа и турбинного воздуха, который подавали в количестве 3000—3500 м³/час, достигла вследствие уменьшения выходного сечения кессона 100—120 м/сек. Давление в газовом вертикальном канале повысилось до атмосферного, а во время максимальных тепловых нагрузок составляло +10 мм вод. ст., оставаясь, таким образом, ниже, чем на печах, отапливаемых смешанным газом без вдувания турбинного воздуха. Расход мазута не превышал обычного для работы на смешанном газе.

Хотя после уменьшения сечения кессона высота его лещадь над уровнем рабочих порогов увеличилась с 950 до 1150 мм, жесткость и настильность факела была хорошей. В период плавления факел достигал ванны в начале первого окна и не отрывался от нее до четвертого окна; в пятом окне он слегка подымался и продукты горения, не достигая свода, уходили в отводящую головку. Поворотов видимой части факела в обратном направлении не наблюдалось.

При значительном увеличении расхода турбинного воздуха (до 4500 м³/час) турбулизация факела существенно повышалась (вследствие увеличения выходной скорости смеси) и наблюдались отрывы частей факела, которые двигались над ванной.

В период доводки факел получался недостаточно длинным, так как тепловые нагрузки были невысоки, а скорость движения газового потока существенно увеличилась. Удлинение факела достигалось путем снижения коэффициента избытка воздуха на клапане печи до 0,9—1,0. На таком режиме печь проработала почти четыре месяца.

При этом занос шлаковиков существенно уменьшился даже по сравнению с работой с вдуванием турбинного воздуха при отоплении смешанным газом, — за 200 плавок шлаковики заполнились меньше чем на треть. Температура дыма в общем борове

ооставляла 450—600°C и лишь в период плавления и в конце периода доводки достигала иногда 700°C. Перегрева воздушных насадок не наблюдалось.

Для установления величин основных параметров теплового режима было проведено исследование теплопоглощения ванны и коэффициента полезного действия печи методом «мгновенного» обратного теплового баланса.

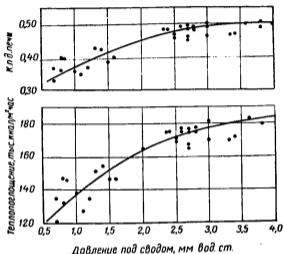


Рис. 101. Изменение теплопоглощения и к. п. д. 250-т печи, отапливаемой коксовым газом, в зависимости от давления под сводом в период завалки

Как видно из рис. 101—103, оптимальные значения давления под сводом составляют: для периода завалки 3,5—4 мм вод. ст.; для периода прогрева 2—3 мм вод. ст. и для периодов плавления и доводки — 3—3,5 мм вод. ст. Они не отличаются от оптимальных величин при работе с отоплением смешанным газом.

В периоды завалки и прогрева теплопоглощение и к.п.д. печи увеличиваются с уменьшением коэффициента избытка воздуха от 1,3 до 0,9 (рис. 104 и 105); в период плавления (рис. 106) оптимальное значение коэффициента избытка воздуха составляет 1,1—1,2 (разброс точек объясняется изменением теплопроводности шлака), а в период доводки (рис. 107) — 1,0—1,05.

Таким образом, оптимальные значения коэффициентов избытка воздуха практически такие же, как и при работе с отоплением смешанным газом.

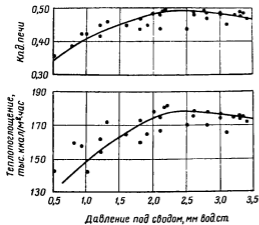


Рис. 102. Изменение теплопоглощения и к. п. д. 250-т печи, отапливаемой коксовым газом, в зависимости от давления под сводом в период прогрева

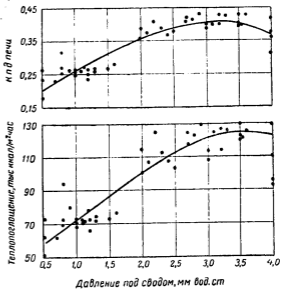


Рис. 103. Изменение теплопоглощения и к. п. д. 250-т печи, отапливаемой коксовым газом, в зависимости от давления под сводом в период плавления и доводки

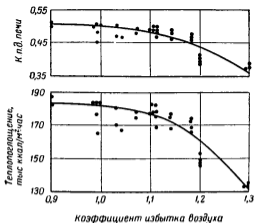


Рис. 104. Изменение теплопоглощения и к. п. д. 250-т печи, отапливаемой коксовым газом, в зависимости от коэффициента избытка воздуха в период завалки

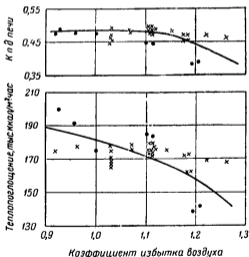


Рис. 105. Изменение теплопоглощения и к. п. д. 250-т печи, отапливаемой коксовым газом, в зависимости от коэффициента избытка воздуха в период прогрева

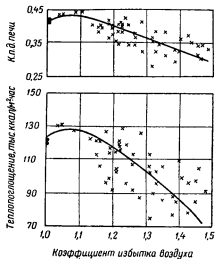


Рис. 106. Изменение теплопоглощения и к. п. д. 250-т печи, отапливаемой коксовым газом, в зависимости от коэффициента избытка воздуха в период плавления

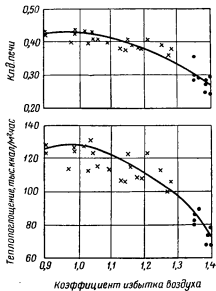


Рис. 107. Изменение теплопоглощения и к. п. д. 250-т печи, отапливаемой коксовым газом, в зависимости от коэффициента избытка воздуха в период доводки

На рис. 108—111 показана зависимость теплоглощения ванны и к. п. д. печи от тепловой нагрузки при коэффициентах избытка воздуха в периоды: завалки — 0,97—1,2; прогрева — 0,99—1,2; плавления — 1,0—1,27 и доводки — 0,98—1,25 и давлении под сводом 1,6—4 мм вод. ст.

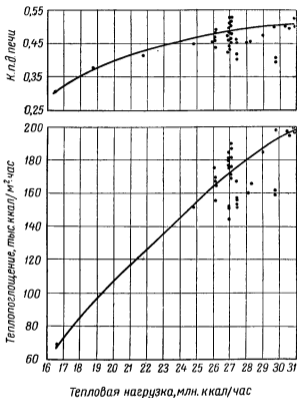


Рис. 108. Изменение теплоглощения и к. п. д. 250-т печи, отапливаемой коксовым газом, в зависимости от тепловой нагрузки в период завалки

Максимальные значения термического к. п. д. печи по периодам плавки, достигнутые при работе на коксовом и на смешанном газе, практически одинаковы. Тепловые же нагрузки, при которых достигаются максимальные значения термического к. п. д. печи, работающей на смешанном газе, при работе на коксовом газе несколько ниже (табл. 9).

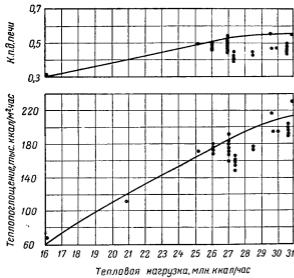


Рис. 109. Изменение теплопоглощения и к. п. д. 250-т печи, отапливаемой коксовым газом, в зависимости от тепловой нагрузки в период прогрева

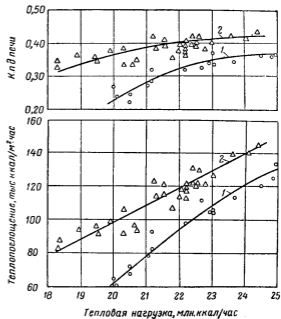


Рис. 110. Изменение теплопоглощения и к. п. д. 250-т печи, отапливаемой коксовым газом, в зависимости от тепловой нагрузки в период плавления

1 — начало плавления; 2 — конец плавления

В период доводки наибольшее значение термического к. п. д. печи в случае отопления коксовым газом составляет 0,44 при тепловой нагрузке 22,5 млн. ккал/час, а в случае отопления смешанным газом — 0,51 при тепловой нагрузке 27 млн. ккал/час. Это объясняется тем, что по причинам, изложенным выше, при работе на коксовом газе факел в период доводки получается коротким.

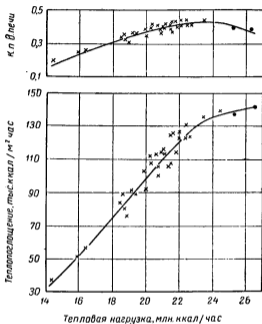


Рис. 111. Изменение теплопоглощения и к. п. д. 250-т печи, отапливаемой коксовым газом, в зависимости от тепловой нагрузки в период доводки

В период плавления при работе на чистом коксовом газе термический к. п. д. печи выше, чем при работе на смешанном газе; так, при тепловой нагрузке 24,5 млн. ккал/час он равен в первом случае 0,43, а во втором — 0,33. С понижением тепловой нагрузки термический к. п. д. печи при работе на коксовом газе остается все время большим.

В период прогрева при снижении тепловой нагрузки термический к. п. д. печи при работе на чистом коксовом газе остается выше, чем при работе на смешанном газе.

Максимальный к. п. д. при работе на смешанном газе и тепловые нагрузки, при которых он достигается

Тепловая нагрузка и максимальный к. п. д.	Периоды плавки			
	завалка	прогрев	плавление	доводка
Максимальный к. п. д. при работе на смешанном газе	0,54	0,55	0,41	0,51
Тепловая нагрузка при работе на смешанном газе, при которой достигаются максимальные к. п. д., млн. ккал/час	30,0	30,0	28,5	27,0
Тепловая нагрузка при работе на чистом коксовом газе, при которой достигаются максимальные к. п. д., полученные при отоплении смешанным газом, млн. ккал/час	27,0	27,0	21,0—22,0	—

В период плавления, когда уровень шлака выше, результаты работы печи лучше, несмотря на худшие условия восприятия тепла ванной.

Следует особо отметить, что повышение лещади газового пролета от уровня порога завалочного окна до 1150 мм, вместо 950 мм, отрицательно сказалось на тепловой работе печи, особенно в период доводки. Это объясняется тем, что во время доводки факел пламени встречает поверхность ванны под большим углом и соприкасается с ванной между первым и вторым окнами. Это ухудшает настильность факела, вследствие чего уменьшается интенсивность теплопередачи. В период процесса плавления уровень ванны значительно выше, чем во время доводки, поэтому условия теплообмена между факелом и ванной будут значительно лучшими, чем в процессе доводки.

В дальнейшем на 250-т печах при работе на коксовом газе лещади газового пролета следует выкладывать на 900—950 мм выше уровня порога рабочего окна. Необходимо также обеспечить возможность свободного регулирования скорости истечения смеси из кессона путем изменения расхода турбинного воздуха, чтобы тем самым изменять длину факела.

Ниже приведено сравнение результатов работы печи на коксовом газе за декабрь 1957 г. и январь 1958 г. с работой других печей цеха (по данным технического отчета завода).

По состоянию свода в это время 250-т печь, работавшая на коксовом газе, относилась к наиболее изношенным в цехе (в январе — самая изношенная), а по количеству задержанных плавок была на втором месте в цехе. Однако среднемесячная длительность плавки на этой печи была в декабре одной из самых

коротких, а в январе — одинаковой с печью, которая проработала столько же плавов.

На печи, отапливавшейся горячим коксовым газом, было проведено две кампании. Удельные расходы топлива в начале этих кампаний составляли 121 и 124, а в конце — 149 и 160 кг условного топлива на тонну жидкой стали. В среднем за эти кампании удельные расходы составляли 143 и 147 кг условного топлива на тонну стали. На других 250-т печах, отапливавшихся смешанным газом обычной теплотворности (2200—2500 ккал/м³), удельные расходы колебались от 145 до 180 кг условного топлива на тонну жидкой стали.¹

Таким образом, при отоплении горячим коксовым газом достигается экономия в 20—25 кг условного топлива на 1 т стали.

Из изложенного видно, что отопление мартеновских печей высококалорийным горячим газом вполне возможно и является эффективным мероприятием, дающим значительную экономию топлива. В результате усовершенствования конструкции головок печей — правильного выбора высоты лещади газового пролета над уровнем рабочих порогов, регулирования скорости выхода газовой смеси из кессона и обеспечения оптимальной температуры нагрева газовых насадок — наряду с экономией топлива будет сокращена и продолжительность плавки.

Применение высококалорийного газа при повышенных тепловых нагрузках должно сочетаться с хорошей организацией работ в цехе, что обеспечит хорошие показатели работы печей.

По данным С. Г. Тройба, из опыта работы Ново-Тагильского металлургического завода [73] следует, что не существует четкой зависимости между теплотворностью смешанного газа и удельным расходом топлива, а в руде случаев с повышением теплотворности смешанного газа наблюдается даже рост удельного расхода топлива. Это может быть объяснено только неудовлетворительными условиями сжигания топлива и плохой организацией факела.

Подача большого количества доменного газа в мартеновские печи и вызываемое этим снижение теплотворности газовой смеси ухудшают показатели их работы. В связи с этим нельзя согласиться с рекомендацией [74] повышать расход доменного газа до 10—12 тыс. м³/час при расходе коксового газа 1,5—3 тыс. м³/час, так как удовлетворительная работа мартеновских печей при таком отоплении вообще невозможна.

Для отопления высокотемпературных агрегатов, к которым относятся мартеновские печи, следует применять высококалорийное топливо, сжигая его при возможно меньшем избытке воздуха. Это обеспечит развитие высокой температуры горения и рациональное использование топлива.

¹ Удельный расход топлива собственно на печи, т. е. за вычетом расхода газа на общецеховые нужды, примерно на 10—15 кг ниже приведенного.

Применение чистого коксового газа особенно целесообразно в мартеновских печах, где зачастую затруднен отвод продуктов горения из-за недостаточно мощных тяговых устройств, что препятствует форсировке теплового режима. Переход на высококалорийный газ в сочетании с применением турбинного воздуха позволяет уменьшить объем продуктов горения, повысить тепловые нагрузки, устранить недожог топлива и перегрев верха насадок, увеличить срок службы шлаковиков, улучшить стойкость всего нижнего строения печи и тем самым повысить производительность и экономичность работы печей.

Это особенно важно для повышения производительности печей, верхнее строение которых перестроено с целью увеличения садки, а нижнее лимитирует повышение тепловых нагрузок.

В дальнейших работах над совершенствованием конструкций мартеновских печей следует основываться на отоплении их горячим высококалорийным газом с обеспечением необходимой светимости факела только за счет разложения его составляющих.

Таким способом следует сжигать в мартеновских печах и природный газ. Благодаря высокому содержанию в нем метана, при частичном сжигании за счет вдувания турбинного воздуха, необходимая светимость факела может быть достигнута при менее высоком предварительном подогреве газа в регенераторах.

Поскольку при работе на высококалорийном газе уменьшается объем подаваемого через регенераторы топлива, а также значительно уменьшается вынос плавильной пыли, возможно уменьшение объема газовых регенераторов, а также размеров ячеек насадки. Объем газовых регенераторов может быть уменьшен примерно втрое, а воздушных — на 30%.

Применение кислородного дутья позволит добиться дальнейшего улучшения работы печей по такому методу. Следует изучить возможность заполнения газовых регенераторов на время перекидки клапанов паром от испарительного охлаждения мартеновских печей, а на заводах, имеющих кислородные станции, — азотом. Это позволит избежать подвода доменного газа к печам.

Для поддержания оптимальной температуры нагрева газовых насадок в течение всей плавки следует отделить дымоспады от дымовых клапанов, установленных на пути продуктов горения, идущих через газовые регенераторы, и перед соединением с общим боровом установить регулировочный шибер. Поддержание заданной температуры насадок можно будет легко автоматизировать. Менее приемлемым следует считать регулирование температуры газовых регенераторов с помощью двух шиберов между газо-дымовыми клапанами и общим боровом.

В заключение следует отметить, что при работе печей по изложенному методу значительно упрощается схема автоматизации и повышается ее эффективность.

ГЛАВА VIII

ТЕПЛОВЫЕ БАЛАНСЫ

Для учета непроизводительных потерь тепла с целью возможного их устранения, а также для расчета теплопоглощения и термического к. п. д. печей составлены тепловые балансы 500- и 250-т газовых мартеновских печей. При составлении балансов использовались результаты непосредственных замеров в печах (потери тепла через кладку, с охлаждающей водой, потери с уходящими продуктами горения, расход тепла на испарительное охлаждение и т. п.), расчетов (потери тепла через заглубленную кладку), а также данные технологического паспорта и теплотехнической карточки плавки.

Для выбора технологического паспорта и теплотехнической карточки типичной плавки были усреднены средние за плавку часовые тепловые нагрузки по наиболее характерным плавкам.

Такой усредненной по нескольким десяткам плавков на 500-т печи тепловой нагрузке в 36,1 млн. ккал/час соответствовала теплотехническая карточка и паспорт плавки (№ 7582) стали марки Ст. Зкп, проведенной без задержек.

Для теплового баланса 250-т печи в качестве исходных были взяты величины, усредненные по четырем наиболее характерным плавкам стали марки 4св.

В силу ряда допущений, необходимых во избежание чрезмерной громоздкости расчетов, приводимые балансы не могут претендовать на большую точность. Если, однако, учесть, что обычно балансы составляются в определенный период кампании, тогда как распределение тепла между расходными статьями в ходе ее значительно меняется, то вряд ли особая точность окажется оправданной.

Тепловые эффекты реакций и теплоемкости веществ взяты по литературным данным [75, 76].

При составлении материального баланса условно принималось, что все добавки, даваемые в печь по ходу плавки, входят в состав шихты, заваливаемой в печь.

1. ТЕПЛОВОЙ БАЛАНС 500-Т МАРТЕНОВСКОЙ ПЕЧИ

В табл. 10—13 содержатся исходные данные для составления материального баланса плавки на 500-т печи.

Угар элементов определялся по разности между средним их содержанием в металлической составляющей шихты (табл. 10, 11) и в готовой стали (по ковшевой пробе):

	C	Mn	S	P
Содержание в вы- плавленной стали:				
%	0,20	0,46	0,036	0,019
кг	1032,0	2320,0	185,8	98,0

Таблица 10

Содержание компонентов в металлической составляющей шихты и в раскислителях

Наименование материалов	Содержание, %				
	C	Si	Mn	P	S
Чугун жидкий	4,10	0,61	1,86	0,16	0,06
Чугун чушковый	4,00	1,20	2,60	0,28	0,06
Лом стальной смешанный	0,20	0,10	0,50	0,04	0,04
Ферромарганец	7,00	2,00	75,00	0,35	0,03

Таблица 11

Средний весовой состав металлической составляющей шихты и раскислителя

Наименование материалов	Вносится, кг				
	C	Si	Mn	P	S
Чугун жидкий	12400	1891	5766	496	186
Чугун чушковый	160	48	104	11,2	2,4
Лом стальной	416	208	1040	83,2	83,2
Ферромарганец	280	80	3000	14	1,2
Итого	13256	2227	9910	604,4	272,8

При определении количества шлака принято, что все нематаллические составляющие шихты (табл. 12, 13), за исключением S; P; CO₂; H₂O и окислов железа, полностью переходят в шлак.

При определении количества кислорода, поступившего из атмосферы печи, принималось, что окисление углерода идет до CO₂.

Химический состав неметаллической составляющей шихты

Наименование материалов	Содержание, %													
	SiO ₂	Al ₂ O ₃	CaO	MgO	MnO ₂	P ₂ O ₅	MnO	S	P	CO ₂	H ₂ O	Fe	Fe ₂ O ₃	Fe ₃ O ₄
Железная руда	12,4	3,6	3,2	1,0	—	—	—	—	—	—	5,0	52,3	74,8	—
Известняк	1,2	0,8	53,7	1,7	—	—	—	—	—	41,6	1,0	—	—	—
Боксит	17,4	40,0	7,1	—	—	—	—	—	—	—	16,2	—	10,6	—
Марганцевая руда	6,7	2,1	0,9	0,2	86,2	0,4	—	—	—	—	—	—	0,03	—
Окалина	2,5	—	—	—	—	—	1,0	0,02	0,04	—	—	70,5	—	96,44

Принято, что железо восстанавливается из руды на 80% [75, 76]. Сведения о весе загруженных материалов брали из накладных, а количество кислорода, вносимого атмосферой печи, определяли расчетом. Вес отлитого металла взят из паспорта плавки.

Таблица 13

Весовой состав неметаллической составляющей шихты

Наименование материалов	Вносятся, кг										
	SiO ₂	Al ₂ O ₃	CaO	MgO	MnO	MnO ₂	CO ₂	H ₂ O	P ₂ O ₅	Fe ₂ O ₃	Fe ₃ O ₄
Железная руда	7950	2300	2050	641	—	—	—	3205	—	47900	—
Известняк	418	272	18300	578	—	—	14133	340	—	—	—
Боксит	1566	3600	639	—	—	—	—	1458	—	954	—
Марганцевая руда	133,4	42,8	17,4	4,8	—	1724	—	—	7,4	0,6	—
Окалина	55	—	—	—	22	—	—	—	—	—	2121,7
Итого	10122,4	6214,8	21006,4	1223,8	22	1724	14133	5003	7,4	48854,6	2121,7

Материальный баланс плавки представлен в табл. 14.

Невязка объясняется неточностью определения веса отлитой стали и тем, что не учтены потери металла при сифонной разливке.

Материальный баланс плавки на 500-т печи

Приход	кг	%	Расход	кг	%
Чугун жидкий . . .	310000	46,86	Сталь	516000,0	78,00
Лом стальной . . .	208000	31,40	Шлак	62458,4	9,45
Руда железная . . .	64019	9,70	CO ₂ от окисления угле-		
Известняк	34041	5,14	рода шихты и разло-		
Руда марганцевая . .	1936	0,30	жения известняка . .	59033,8	8,90
Боксит	8306	1,27	Влага железной руды,		
Окалина	2200	0,33	известняка и боксита	5003,0	0,75
Ферромарганец . . .	4000	0,60	Потери металла со шла-		
Чугун чушковый . . .	4000	0,60	ком	3300,0	0,50
Кислород атмосферы	25116	3,80	Невязка	15822,8	2,40
Итого	661618	100,00	Итого	661618,0	100,00

Тепловой баланс

А. Приход тепла

1. Жидкий чугун при температуре 1250°C вносит тепла:

$$310\,000 [0,178 \cdot 1200 + 52 + 0,2(1250 - 1200)] = 85\,436\,000 \text{ ккал}$$

где: 310000 — вес жидкого чугуна, кг;

0,178 — теплоемкость чугуна до температуры плавления, ккал/кг °C;

1200 — температура плавления чугуна, °C;

1250 — температура чугуна, поступающего в печь, °C;

52 — скрытая теплота плавления, ккал/кг;

0,2 — теплоемкость жидкого чугуна, ккал/кг °C.

2. Окисление примесей металла вносит тепла (ккал):

$$C \rightarrow CO_2 \quad 12224 \cdot 8137 = 99467000;$$

$$Si \rightarrow SiO_2 \quad 2227 \cdot 7425 = 16535000;$$

$$Mn \rightarrow MnO \quad 7590 \cdot 1758 = 13343000;$$

$$P \rightarrow P_2O_5 \quad 506,36 \cdot 5968 = 3022000,$$

где первый множитель — угар соответствующего элемента (кг), второй — тепловой эффект соответствующей реакции окисления (на 1 кг исходного элемента).

Всего реакциями окисления вносится тепла:

$$99\,467\,000 + 16\,535\,000 + 13\,343\,000 + 3\,022\,000 = \\ = 132\,367\,000 \text{ ккал.}$$

Тепловые эффекты реакций приняты в предположении, что окисление элементов шихты происходит только за счет свободного кислорода. В действительности часть реакций окисления идет за счет кислорода руды, что учитывается ниже в виде расхода тепла на разложение руды и окалины (см. «Расход тепла», статья 2а).

Результат прихода тепла от экзотермических реакций окисления примесей металла и расхода его на эндотермические реакции разложения железной руды и окалины равен

$$132\,367\,000 - 53\,574\,000 = 78\,793\,000 \text{ ккал.}$$

3. В результате реакций шлакообразования вносится тепла:

$$\text{SiO}_2 \rightarrow (\text{CaO})_2\text{SiO}_2 \quad 2\,227 \frac{60}{28} \cdot 554 = 2\,640\,000 \text{ ккал,}$$

$$\text{P}_2\text{O}_5 \rightarrow (\text{CaO})_4\text{P}_2\text{O}_5 \quad 506,36 \frac{142}{62} \cdot 1\,137,7 = 1\,320\,000 \text{ ккал,}$$

где первый сомножитель — угар соответствующего элемента (кг); во втором сомножителе числитель — молекулярный вес исходного окисла, знаменатель — молекулярный вес исходного элемента; третий — тепловой эффект соответствующей реакции (ккал/кг исходного окисла). Всего реакциями шлакообразования вносится тепла:

$$2\,640\,000 + 1\,320\,000 = 3\,960\,000 \text{ ккал.}$$

4. Тепло горения топлива:

$$36\,100\,000 \cdot 12,4 = 446\,800\,000 \text{ ккал,}$$

где: 36 100 000 — средняя тепловая нагрузка, ккал/час;

12,4 — продолжительность плавки, час.

5. Общий приход тепла (за вычетом тепла, расходуемого на разложение руды):

$$85\,436\,000 + 78\,793\,000 + 3\,970\,000 + 446\,800\,000 = \\ = 614\,999\,000 \text{ ккал.}$$

Б. Расход тепла

1. На нагрев металла до 1600° требуется тепла:

$$(516\,000 + 3\,300)[0,167 \cdot 1\,500 + 65 + 0,2(1\,600 - 1\,500)] = \\ = 173\,118\,000 \text{ ккал,}$$

где: 516 000 — вес жидкой стали, кг;

3 300 — вес стали, запутавшейся в шлаке, кг;

0,167 — теплоемкость стали до температуры плавления, ккал/кг °С;

1 500 — температура плавления стали с 0,2% углерода, °С;

- 65 — скрытая теплота плавления, *ккал/кг*;
 0,2 — теплоемкость жидкой стали, *ккал/кг °С*;
 1 600 — температура жидкой стали перед выпуском, измеренная термопарой погружения, °С.

2. Нагрев шлака:

а) на нагрев шлака, спущенного во время плавления, требуется тепла

$$47\,000(0,298 \cdot 1620 + 50) = 25\,100\,000 \text{ ккал},$$

где 47 000 — вес спущенного шлака, *кг*;

0,298 — средняя теплоемкость шлака, *ккал/кг°С*;

1620 — температура шлака, °С (принята, исходя из предположения, что температура шлака в течение всей плавки на 50° выше температуры металла, которая равна 1570°С по показанию термопар погружения во время скачивания шлака);

50 — скрытая теплота плавления шлака, *ккал/кг*.

б) на нагрев конечного шлака требуется тепла:

$$15\,458,4(0,298 \cdot 1650 + 50) = 8\,375\,000 \text{ ккал},$$

где 15 458,4 — вес конечного шлака, *кг*;

1 650 — температура шлака при выпуске (температура металла при выпуске 1600°), °С.

Таким образом, всего расходуется тепла на нагрев шлака:

$$25\,100\,000 + 8\,375\,000 = 33\,475\,000 \text{ ккал}.$$

2а. Разложение руды и окислы:

а) на разложение части руды до железа требуется тепла:

$$64\,019 \cdot 0,8 \cdot 0,748 \cdot \frac{112}{160} \cdot 1758,1 = 47\,400\,000 \text{ ккал},$$

где 64 019 — вес руды, *кг*;

0,8 — степень восстановления железа из руды;

0,748 — содержание Fe_2O_3 в руде;

112 — удвоенный молекулярный вес железа;

160 — молекулярный вес Fe_2O_3 ;

1758,1 — тепловой эффект реакции разложения Fe_2O_3 до Fe, *ккал/кг* железа;

б) на разложение части руды до FeO требуется тепла:

$$64\,019 \cdot 0,2 \cdot 0,748 \cdot \frac{112}{160} (1758,1 - 1151) = 4\,090\,000 \text{ ккал},$$

где 0,2 — степень разложения руды до FeO;

1151 — тепловой эффект реакции разложения FeO, *ккал/кг* железа;

в) на разложение окислы до железа ($\text{Fe}_3\text{O}_4 \rightarrow \text{Fe}$) требуется тепла:

$$2200 \cdot 0,8 \cdot 0,9644 \cdot \frac{168}{232} \cdot 1588,1 = 1\,950\,000 \text{ ккал},$$

где 2200 — вес окалины, кг;
 0,8 — степень восстановления железа из окалины;
 0,9644 — содержание Fe_3O_4 в окалине;
 168 — утроенный молекулярный вес железа;
 232 — молекулярный вес Fe_3O_4 ;
 1588,1 — тепловой эффект реакции разложения Fe_3O_4 до Fe,
 ккал/кг железа;

г) на разложение окалины до FeO требуется тепла:

$$2200 \cdot 0,2 \cdot 0,9644 \frac{168}{232} (1588,1 - 1151) = 134\,000 \text{ ккал,}$$

где 0,2 — степень разложения окалины до FeO;
 1151 — тепловой эффект реакции разложения FeO, ккал/кг
 железа.

Всего на разложение руды и окалины расходуется тепла:

$$47\,400\,000 + 4\,090\,000 + 1\,950\,000 + 134\,000 = 53\,574\,000 \text{ ккал.}$$

Эта статья балансируется с приходной частью экзотермических реакций (см. «Приход тепла», статья 2).

3. На испарение влаги, руды, известняка, боксита и нагрев пара до температуры продуктов горения в борове ($600^\circ C$) требуется тепла:

$$5003(1,0 \cdot 100 + 539 + 600 \cdot 0,473 - 0,448 \cdot 100) = 4\,380\,000 \text{ ккал,}$$

где 5003 — вес влаги руды, известняка, боксита, кг;
 1,0 — средняя теплоемкость воды от 0 до $100^\circ C$, ккал/кг $^\circ C$;
 539 — скрытая теплота парообразования, ккал/кг;
 0,473 — средняя теплоемкость водяного пара от 0 до $600^\circ C$,
 ккал/кг $^\circ C$;
 0,448 — средняя теплоемкость водяного пара от 0 до $100^\circ C$,
 ккал/кг $^\circ C$.

4. На разложение известняка требуется тепла:

$$34\,041 \cdot 966 \cdot 0,4157 = 13\,650\,000 \text{ ккал,}$$

где 34041 — вес известняка, кг;
 966 — тепловой эффект реакции разложения известняка,
 ккал/кг CO_2 ;
 0,4157 — содержание CO_2 в известняке.

5. Потери тепла с уходящими продуктами горения:

а) расход коксового газа:

$$6200 \cdot 0,42 + 7000 \cdot 2,17 + 7700 \cdot 1,92 + 6000 \cdot 0,75 + \\ + 6000 \cdot 4,58 + 6000 \cdot 2,58 = 80034 \text{ м}^3,$$

где в каждом из членов уравнения первый множитель — среднечасовой расход коксового газа ($м^3$) соответственно в периоды заправки, завалки, прогрева, заливки чугуна, плавления, доводки; второй множитель — длительность соответствующего периода, час;

б) расход доменного газа:

$$5500 \cdot 12,4 = 68\,200 \text{ нм}^3,$$

где 5500 — среднечасовой расход доменного газа, $\text{нм}^3/\text{час}$;

12,4 — продолжительность плавки, час.;

в) расход мазута:

$$126 + 326 + 250 + 190 + 2240 + 1030 = 4162 \text{ кг},$$

где каждое из слагаемых представляет собой расход мазута (кг) за период плавки;

г) объем продуктов горения в борове в месте замера температуры уходящего дыма определялся по следующей методике.

Согласно формуле (72) объем дыма, образующегося из единицы топлива, равен [9]:

$$V_0^a = L_0 + \Delta V_0,$$

где L_0 — теоретический расход воздуха, необходимого для сжигания 1 нм^3 или 1 кг топлива ($\text{нм}^3/\text{нм}^3$ или $\text{нм}^3/\text{кг}$);

ΔV_0 — приращение объема дыма сверх объема воздуха, теоретически необходимого для сжигания единицы топлива ($\text{нм}^3/\text{нм}^3$ или $\text{нм}^3/\text{кг}$);

$$\Delta V_0 = \Delta V_{\text{гр}} + K^i (W^p - W_{\text{гр}}), \quad (74)$$

где для сухого газа $\Delta V_0 = \Delta V_{\text{гр}}$ — приращение объема дыма сверх теоретически необходимого объема воздуха, определенное по графикам, а $K (W^p - W_{\text{гр}})$ — член, учитывающий увеличение объема дыма за счет влаги топлива;

здесь $W_{\text{гр}}$ — содержание влаги в топливе (%), принятое при составлении расчетных графиков;

W^p — действительное содержание влаги в топливе, %;

L_0 и $\Delta V_{\text{гр}}$ — определяются по графикам для каждого из видов топлива в зависимости от его низшей теплотворной способности.

На плавках, рассматриваемых в настоящем балансе, теплотворная способность коксового газа составляла 4100—4250 $\text{ккал}/\text{нм}^3$, доменного газа — 1000—1050 $\text{ккал}/\text{нм}^3$, мазута — 9400—9800 $\text{ккал}/\text{кг}$.

Для доменного газа $\Delta V_{\text{гр}} = 0,835 \text{ нм}^3/\text{нм}^3$, а при расходе его 68 200 нм^3 приращение объема дыма составит

$$0,835 \cdot 68\,200 = 57\,000 \text{ нм}^3.$$

Для коксового газа $\Delta V_{\text{гр}} = 0,690 \text{ нм}^3/\text{нм}^3$, а при расходе его 80 034 нм^3 приращение объема дыма составит

$$0,690 \cdot 80\,034 = 55\,200 \text{ нм}^3.$$

Для мазута $\Delta V_{\text{гр}} = 0,690 \text{ нм}^3/\text{кг}$

$$\begin{aligned} \Delta V_0 &= \Delta V_{\text{гр}} + 0,0124 (W^p - W_{\text{гр}}) = 0,690 + 0,124 (5 - 2) = \\ &= 0,7272 \text{ нм}^3/\text{кг}, \end{aligned}$$

где $W_{гр} = 2$ — влажность мазута (%), принятая при составлении расчетных графиков;

$W^p = 5$ — действительная среднемесячная влажность мазута (%) в период проведения плавки, послуживших основой при составлении баланса.

При расходе мазута 4162 кг приращение объема дыма равно:
 $0,7272 \cdot 4162 = 3030 \text{ нм}^3$.

Общее приращение объема дыма сверх теоретически необходимого объема воздуха для горения

$$\Delta V_{\text{сум}} = 57\,000 + 55\,200 + 3\,030 = 115\,230 \text{ нм}^3.$$

Количество воздуха, теоретически необходимого для сжигания топлива, равно:

$$L = L_{д.г} + L_{к.г} + L_m + L_{CO}, \quad (75)$$

где L — общее количество воздуха, теоретически необходимое для горения;

$L_{д.г}$, $L_{к.г}$, L_m , L_{CO} — количества воздуха, теоретически необходимые для горения доменного газа, коксового газа, мазута и выделяющейся из ванны CO, нм³.

Здесь

$$L_{д.г} = G_{д.г} L'_0 = 68\,200 \cdot 0,85 = 58\,000 \text{ нм}^3;$$

$$L_{к.г} = G_{к.г} L''_0 = 80\,034 \cdot 4,25 = 340\,000 \text{ нм}^3;$$

$$L_m = G_m L'''_0 = 4162 \cdot 10,983 = 49\,900 \text{ нм}^3;$$

$$L_{CO} = \frac{22740}{0,21} \cdot \frac{1}{2} = 54\,000 \text{ нм}^3,$$

где $G_{д.г}$, $G_{к.г}$, G_m — расходы доменного газа, коксового газа и мазута за плавку;

22740 — количество CO, выделившейся из ванны, нм³;

$\frac{1}{2} \cdot 22740$ — количество кислорода, необходимого для сжигания $22\,740 \text{ нм}^3 \text{ CO} (\text{CO} + \frac{1}{2} \text{ O}_2 = \text{CO}_2)$ нм³;

0,21 — количество кислорода, вносимое 1 нм³ воздуха, нм³;

L'_0 , L''_0 , L'''_0 — количество воздуха, теоретически необходимое для сжигания 1 нм³ доменного и коксового газа (нм³/нм³) и 1 кг мазута (нм³/кг).

Таким образом

$$L = 58\,000 + 340\,000 + 49\,900 + 54\,000 = 501\,900 \text{ нм}^3.$$

Расход вентиляторного воздуха за плавку ($L_{кл}$):

$$28\,000 \cdot 0,42 + 39\,000 \cdot 2,17 + 38\,500 \cdot 1,92 + 31\,500 \cdot 0,75 + \\ + 30\,000 \cdot 4,58 + 27\,000 \cdot 2,58 = 401\,000 \text{ м}^3,$$

где первый сомножитель в каждом члене уравнения — среднечасовой расход воздуха в период заправки, завалки, прогрева, заливки чугуна, плавления, доводки ($\text{м}^3/\text{час}$), а второй — длительность соответствующего периода, час.

Расход турбинного воздуха за плавку:

$$5\,000 \cdot 12,4 = 62\,000 \text{ м}^3,$$

где 5000 — среднечасовой его расход, $\text{м}^3/\text{час}$.

Таким образом, всего подано воздуха за плавку:

$$401\,000 + 62\,000 = 463\,000 \text{ м}^3.$$

Коэффициент избытка воздуха за плавку на клапане:

$$\alpha_{кл} = \frac{L_{кл} + L_{турб}}{L} = \frac{401\,000 + 62\,000}{501\,900} = 0,927.$$

При сжигании топлива с избытком воздуха объем образующихся продуктов горения равен:

$$V_d = \alpha L + \Delta V,$$

где α — коэффициент избытка воздуха.

Зная количество воздуха, теоретически необходимое для сжигания топлива (L), и действительный коэффициент избытка воздуха в месте замера температуры уходящего дыма ($\alpha_{бор}$), можно определить количество тепла, уносимого с дымом.

Коэффициент избытка воздуха в месте замера температуры уходящего дыма определялся на основании анализа продуктов горения. Одновременно определялся коэффициент избытка воздуха на клапане печи по количеству подаваемого топлива и воздуха (вентиляторного и турбинного). Таким образом была установлена зависимость между коэффициентами избытка воздуха в борове и на клапане:

$$\alpha_{бор} = \alpha_{кл} + 0,5.$$

Увеличение количества воздуха в борове по сравнению с количеством воздуха на клапане объясняется подсосом воздуха через рабочие окна и по дымовому тракту.

$$\alpha_{бор} = \alpha_{кл} + 0,5 = 0,927 + 0,5 = 1,427.$$

Тогда количество воздуха, отнесенное к контрольной точке в отводящем борове, составит

$$L_{бор} = 501\,900 \cdot 1,427 = 713\,000 \text{ м}^3.$$

Таким образом, общий объем продуктов горения за плавку составляет:

$$V_d = L_{\text{бор}} + \Delta V_{\text{сумм}} = 713\,000 + 115\,230 = 828\,230 \text{ м}^3.$$

Продукты горения уносят тепла за плавку

$$828\,230 \cdot 0,37 \cdot 600 = 184\,000\,000 \text{ ккал},$$

где 600 — средняя за плавку температура дыма в борове, °С;
0,37 — средняя теплоемкость продуктов горения от 0 до 600°, ккал/м³ °С.

6. На нагрев CO₂, образовавшегося при окислении углерода чугуна и при разложении известняка, до температуры продуктов горения (600°) требуется тепла:

а) на нагрев CO₂, образовавшегося при окислении выделившейся из ванны CO, 7 925 000 ккал;

б) на нагрев CO₂, образовавшегося при разложении известняка, 2 460 000 ккал.

7. Потери тепла с охлаждающей водой и затрата тепла на испарительное охлаждение:

а) тепло, уносимое охлаждающей водой, распределяется по выражению:

$$Q = GC(t_{\text{вых}} - t_{\text{вх}}) \text{ ккал/час},$$

где G — среднечасовой расход охлаждающей воды, кг/час;

C — теплоемкость воды, ккал/кг °С;

$t_{\text{вых}}$ — средняя температура воды, выходящей из элемента охлаждения;

$t_{\text{вх}}$ — температура воды, поступающей для охлаждения (в подводящем трубопроводе), принята равной 18° С).

Расход и температуру уходящей воды определяли отдельно в каждой отводящей трубе.

Всего расходуется тепла на охлаждение:

За плавку, ккал	В час, млн. ккал
Шлаковиков	10 975 000 0,887
Перекидных устройств	7 875 000 0,635
Заслонок рабочих окон	8 550 000 0,690

б) тепло, уносимое паром из элементов испарительного охлаждения (кессоны, рамы завалочных окон, пятовые балки), определялось по выражению:

$$Q = iG \text{ ккал/час}, \quad (76)$$

где i — теплосодержание пара, ккал/кг;

G — часовой расход пара, кг.

С паром уходит 3 870 600 ккал/час или 3 870 600 · 12,4 = 48 000 000 ккал за плавку.

Расход всего тепла за плавку на охлаждение (водяное и испарительное):

$$27\,400\,000 + 48\,000\,000 = 75\,400\,000 \text{ ккал.}$$

8. Потери тепла через открытые окна и гляделки:

а) количество тепла, теряющееся через открытые окна,

$$Q_{\text{изл}} = C_0 \psi \left[\left(\frac{T_2}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_1}{100} \right)^4 \right] F \text{ ккал/час,} \quad (77)$$

где C_0 — коэффициент излучения абсолютного черного тела, $4,96 \text{ ккал/м}^2 \text{ час } ^\circ\text{K}^4$;

T_2 — средняя температура рабочего пространства печи, равная в данном случае 1750°C (2025°K), определена как средняя из 162 замеров оптическим пирометром через гляделки во время прогрева сыпучих и металлической части шихты, а также доводки нескольких плавов;

T_1 — температура окружающей среды 20°C (293°K);

F — излучающая поверхность, м^2 (в данном случае площадь рабочего окна, равная $1,855 \text{ м}^2$);

ψ — коэффициент диафрагмирования; принят равным $0,65$ [77].

Таким образом,

$$Q_{\text{изл}} = 4,96 \cdot 0,65 \left[\left(\frac{2025}{100} \right)^4 - \left(\frac{293}{100} \right)^4 \right] \times \\ \times 1,855 = 1\,005\,000 \text{ ккал/час;}$$

На основании хронометража установлено, что суммарное время, в течение которого открыты окна рабочего пространства, составляет 4 часа.

Тогда потеря на излучение через открытые окна за время плавки составляет

$$1\,005\,000 \cdot 4,0 = 4\,020\,000 \text{ ккал;}$$

б) потери тепла через гляделки определяются аналогично потерям тепла через открытые окна и составляют

$$Q_{\text{изл}} = 4,96 \cdot 0,65 \left[\left(\frac{2025}{100} \right)^4 - \left(\frac{293}{100} \right)^4 \right] \cdot 0,206 = 111\,500 \text{ ккал/час,}$$

где $0,206$ — сумма площадей всех гляделок, м^2 .

За плавку эта потеря составит

$$111\,500 \cdot 12,4 = 1\,385\,000 \text{ ккал.}$$

Всего за плавку теряется излучением через окна и гляделки

$$4\,020\,000 + 1\,385\,000 = 5\,405\,000 \text{ ккал.}$$

9. Потери тепла через кладку печи.

По методике, разработанной ВНИИМТ, потери тепла через кладку печи определяются путем непосредственных замеров

температуры наружных поверхностей кладки специальной поверхностной термопарой и расчетов по выражению:

$$Q_{\text{ка}} = C \left[\left(\frac{T_2}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_1}{100} \right)^4 \right] F + \alpha (t_2 - t_1) F \text{ ккал/час}, \quad (78)$$

где

$$T_1 = t_1 + 273^\circ\text{К} \quad \text{и} \quad T_2 = t_2 + 273^\circ\text{К},$$

причем

t_1 — температура окружающей печь среды (20°C);

t_2 — температура внешней поверхности данного участка кладки, измеренная термопарой ($^\circ\text{C}$);

C — коэффициент излучения ($\text{ккал/м}^2 \text{ час } ^\circ\text{К}^4$), принятый равным для кирпичной кладки 4,6; для металлических плит — 4,0;

$\alpha = A_1 \cdot A_2 \sqrt[4]{\frac{t_2 - t_1}{l}}$ — коэффициент конвективной теплоотдачи от стенки к воздуху ($\text{ккал/м}^2 \text{ час } ^\circ\text{C}$), причем

l — для вертикальных стен — их высота, а для горизонтальных — длина наименьшей стороны, м;

A_2 — коэффициент, зависящий от среднеарифметической температуры стенки и воздуха ($t_m = \frac{t_2 + t_1}{2}$):

t_m	0	50	100	200	300	500	1000
A_2	1,22	1,14	1,09	1,05	0,95	0,85	0,70

A_1 — коэффициент, равный для горизонтальных стен, обращенных вниз, 0,7; для обращенных вверх 1,3; для вертикальных стен 1;

F — поверхность участка кладки (м^2), температура которого измерялась.

Результаты измерений и расчета теплопотерь через кладку приведены в сводной таблице теплового баланса (табл. 15).

Потери тепла через кладку боровов и углубленную кладку регенераторов определялись расчетом и составили 706 340 ккал/час.

10. Расход тепла на аккумуляцию кладкой, с выбивающимися дымовыми газами, с потерями топлива при реверсировании и вследствие утечки газа и его недожога:

а) потери тепла на аккумуляцию кладкой [6] принимаем равными 2,5% средней тепловой нагрузки, что составит за плавку

$$36\,100\,000 \cdot 0,025 \cdot 12,4 = 11\,170\,000 \text{ ккал},$$

где 36 100 000 — средняя тепловая нагрузка, ккал/час;

12,4 — продолжительность плавки, час.;

Тепловой баланс плавки на 500-т печи

Статьи	Млн. ккал/плавку	Млн. ккал/час	%
Приход тепла			
1. Жидкий чугун	85,436	6,875	13,85
2. Тепло экзотермических реакций	78,793	6,324	12,75
3. Шлакообразование	3,960	0,319	0,64
4. Тепло от горения топлива.	446,800	36,030	72,76
Итого	614,989	49,578	100,00
Расход тепла			
1. На нагрев металла	173,118	14,000	28,23
2. На нагрев шлака:			
а) спущенного при $t = 1630^{\circ} \text{C}$	25,100	2,023	4,13
б) конечного при $t = 1650^{\circ} \text{C}$	8,375	0,676	1,31
Всего на нагрев шлака	33,475	2,699	5,44
3. На испарение влаги руды, боксита, известняка	4,380	0,354	0,71
4. На разложение известняка	13,650	1,100	2,22
5. С продуктами горения.	184,000	14,850	30,00
6. На нагрев CO_2 :			
а) от окисления CO , выделившейся из ванны	7,925	0,639	1,29
б) от разложения известняка.	2,460	0,190	0,40
7. Потери на охлаждение:			
а) шлаковиков	10,975	0,887	1,80
б) перекидных устройств и шибберов	7,875	0,636	1,29
в) заслонок	8,550	0,690	1,37
г) всего на водяное охлаждение	27,400	2,212	4,46
д) испарительное охлаждение	48,000	3,8706	7,78
Всего на охлаждение:	75,400	6,083	12,24
8. Потери излучением:			
а) через открытые окна	4,020	0,317	0,64
б) через гляделки.	1,385	0,1115	0,22
Всего потерь излучением	5,405	0,4285	0,86
9. Потери тепла через кладку:			
а) свод	7,740	0,624	1,27
б) передняя стенка	3,860	0,312	0,63
в) задняя стенка	0,403	0,032	0,07
г) подина	1,635	0,132	0,27
д) вертикальные каналы	5,850	0,471	0,93
е) всего по верху печи	19,488	1,572	3,17

Статьи	Мли. ккал/плавку	Мли. ккал/час	%
ж) шлаковики	6,780	0,547	1,12
з) регенераторы	4,540	0,366	0,74
и) углубленная кладка боровов и регенераторов	8,745	0,706	1,42
к) всего по низу печи	20,065	1,619	3,28
Всего через кладку	39,553	3,191	6,45
10. Потери тепла на аккумуляцию кладкой, с выбивающимися дымовы- ми газами и т. д.	59,414	4,799	9,66
Невязка	16,205	1,280	2,50
Итого	614,989	49,578	100,00

б) потери тепла с выбивающимися дымовыми газами [6] принимаем равными 3% средней тепловой нагрузки:

$$36\ 100\ 000 \cdot 0,03 \cdot 12,4 = 13\ 400\ 000 \text{ ккал.}$$

в) расход тепла с потерями топлива при реверсировании [6] при существующем объеме газовых насадок, шлаковиков и боровов, в случае предварительной отсечки коксового газа и вытеснения в трубу только доменного газа, составляет 12 468 000 ккал;

г) потери тепла вследствие утечки газа через неплотности тракта и частичного недожога в периоды плавления и доводки принимаем равными 5% средней тепловой нагрузки:

$$36\ 100\ 000 \cdot 0,05 \cdot 12,4 = 22\ 380\ 000 \text{ ккал.}$$

Всего потерь тепла по статье 10:

$$11\ 170\ 000 + 13\ 400\ 000 + 12\ 508\ 000 + 22\ 340\ 000 = \\ = 59\ 418\ 000 \text{ ккал.}$$

Анализ статей теплового баланса 500-т печи, представленного в табл. 15, показывает, что потери тепла весьма значительны. Для их уменьшения можно рекомендовать следующие мероприятия.

Самой крупной статьей расхода является унос тепла продуктами горения (30%). Он может быть уменьшен в случае работы при минимальном коэффициенте избытка воздуха, для чего

необходимо соблюдать подачу в печь оптимального количества воздуха.

Расход тепла с охлаждающей водой и испарительным охлаждением составляет $6,08 \cdot 10^6$ ккал/час (12,24% общего прихода тепла). Для его сокращения следует изменить конструкции охлаждаемых элементов с целью уменьшения их поверхности.

Целесообразно также футеровать лобовую часть кессонов (охлаждение которых уносит наибольшее количество тепла) и открытых поверхностей пятовых балок. Опыт уральских заводов (Кушвинского, Н.-Сергинского) показывает, что при соответствующем подборе массы и тщательной набивке такая футеровка обладает удовлетворительной стойкостью: футеровка с помощью массы из 75% магнезитового порошка и 25% хромистой руды крупностью менее 1 мм служила свыше 120 плавов. Хорошо перемешанные порошки подогреваются на горячей воде. Такой раствор выдерживается около двух часов, после чего набивается под трамбовку небольшими слоями между трубочками, приваренными к лобовой части кессона.

Можно также практиковать применение неохлаждаемых заслонок завалочных окон, в частности, заслонок с экранами, предложенных С. М. Андоньевым. Это позволит снизить удельный расход топлива на 4,9 кг/т (3,37%).

Применяемые в настоящее время выкатные шлаковики требуют охлаждения балок, на которые опираются их стационарные своды. При применении высококачественных огнеупоров или специальных набивных масс можно было бы обеспечить достаточную стойкость сводов в месте сопряжения их с выкатными шлаковиками. Это позволило бы отказаться от водяного охлаждения опорных балок и снизить удельный расход топлива на 6,28 кг/т (4,32%).

Потери тепла через кладку печи весьма значительны и составляют $3,19 \cdot 10^6$ ккал/час (6,45% общего прихода тепла). Для их сокращения следует рекомендовать полную тепловую и уплотнительную изоляцию кладки. Уменьшение тепловых потерь через кладку на 1 млн. ккал/час позволит снизить удельный расход топлива на 7,1 кг/т (на 4,9%).

Следует отметить, что потери тепла через свод 500-т мартеновской печи определялись в начале кампании; выборочными замерами в конце кампании установлено, что потери тепла через свод увеличиваются в 2—2,5 раза. В связи с этим, возможно, целесообразна тепловая изоляция свода по способу, опробованному на Нижне-Тагильском металлургическом комбинате.

Потери тепла излучением через открытые окна и гляделки составляют соответственно 0,64 и 0,22%. Если гляделки прикрывать специальными створками, то это позволит снизить удельный расход топлива на 0,79 кг/т (0,54%).

2. СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ТЕПЛОВЫХ БАЛАНСОВ 250- и 500-т МАРТЕНОВСКИХ ПЕЧЕЙ

Материальный и тепловой балансы плавки на 250-т печи были составлены по методу, подробно изложенному выше, и представлены в табл. 16 и 17.

Материальный баланс плавки на 250-т печи

Таблица 16

Приход	кг	%	Расход	кг	%
Чугун жидкий . . .	155000,0	47,40	Сталь	254600,0	77,85
Лом стальной . . .	95100,0	29,10	Спущено шлака в плавление	28'50 0	8,70
Ферромарганец . . .	1950 0	0,59	Копечный шлак . . .	8125 0	2,49
Железная руда . . .	34400 0	10 50	СО ₂ от окисления СО шихты	2:000,0	7,35
Известняк	19800,0	5,95	СО ₂ от разложения известняка	8106,0	2,50
Известь	2800 0	0,85	Влага железной руды, известняка и боксита	2334,0	0,71
FeSi доменный . . .	3500,0	1,07	Потеря металла со шлаком (5% от веса шлака)	1400,0	0,40
FeSi 45%-ный . . .	600,0	0,20			
Кислород из атмос- феры печи	14026,0	4,30			
Невязка	139,0	0,04			
Итого . . .	327015,0	100,00	Итого . . .	327015,0	100,00

Сравнение приведенных тепловых балансов позволяет выяснить различия в использовании тепла на 250- и 500-т печах, работающих в одинаковых условиях.

Относительное количество тепла, уходящее с продуктами горения, составляет примерно одинаковую величину — 33% на 250-т и 30% на 500-т печах.

Абсолютная величина потерь тепла излучением через открытые окна и гляделки на 500-т печи значительно больше, что обусловлено большей площадью окон и более частым и длительным их открытием (главным образом в период завалки).

Различие в относительных потерях тепла на охлаждение (13,7% на 250-т и 12,24% на 500-т печи) объясняется неодинаковым состоянием элементов охлаждения в период опытов и разными расходами охлаждающей воды.

Потери тепла при охлаждении шлаковиков составляют: на 250-т печи 2,8%, на 500-т — 1,8%. Применение неохлаждаемых шлаковиков позволило бы снизить удельный расход топлива на 6,28 кг/т (4,32%) на 500-т печи и на 4,6 кг/т (2,82%) на 250-т печи.

Потери тепла при охлаждении заслонок составляют на 250-т печи 2,5%, на 500-т — 1,4%. Применение неохлаждаемых заслонок позволило бы снизить удельный расход тепла на 4,9 кг/т (3,37%) на 500-т печи и на 5,05 кг/т (2,5%) на 250-т печи.

Тепловой баланс плавки на 250-т печи

№ п/п	Статья	млн. ккал/плавку	млн. ккал/час	%
Приход тепла				
1	Жидкий чугун	42,738	4,130	12,89
2	Тепло экзотермических реакций . . .	40,704	3,939	12,29
3	Тепло шлакообразования	2,706	0,262	0,87
4	Тепло от горения топлива	245,650	23,790	73,95
Итого		331,798	32,121	100,00
Расход тепла				
1	На нагрев металла	87,420	8,445	26,30
2	На нагрев шлака:			
	а) спущенного при $t = 1650^{\circ} \text{C}$	15,412	1,492	4,65
	б) конечного при $t = 1670^{\circ} \text{C}$	4,044	0,391	1,22
Всего на нагрев шлака		19,456	1,883	5,87
3	На испарение влаги руды, известняка, боксита	2,510	0,241	0,75
4	На разложение известняка	7,900	0,765	2,38
5	С продуктами горения	109,200	10,550	32,95
6	На нагрев CO_2 :			
	а) от окисления CO , выделившейся из ванны	4,150	0,400	1,25
	б) от разложения известняка	1,470	0,142	0,44
7	Потери на охлаждение:			
	а) шлаковиков	9,250	0,894	2,78
	б) перекидных устройств и шибберов	8,250	0,797	2,48
	в) заслонок	8,300	0,802	2,50
	г) всего на водяное охлаждение	25,800	2,494	7,76
	д) испарительное охлаждение	19,679	1,904	5,94
Всего на охлаждение		45,479	4,398	13,70
8	Потери излучением:			
	а) через открытые окна	2,256	0,218	0,68
	б) через гляделки	1,143	0,111	0,35
Всего		3,399	0,323	1,03

№ п/п	Статьи	млн. ккал./плавку	млн. ккал./час	%
9	Потери тепла через кладку печи:			
	а) передняя стенка	1,410	0,136	0,43
	б) задняя стенка	1,300	0,126	0,39
	в) подина	1,091	0,105	0,33
	г) вертикальные каналы	3,390	0,327	1,01
	д) свод	5,350	0,517	1,61
	Всего через кладку в верхнем строении печи	12,550	1,211	3,78
	д) шлаковики	7,000	0,676	2,10
	е) регенераторы	3,600	0,348	1,08
	ж) заглубленная кладка реге- нераторов и боровов	3,491	0,341	1,05
Всего через кладку по низу печи	14,091	1,362	4,23	
Общие потери через кладку	26,641	2,574	8,21	
10	Потери на аккумуляцию кладкой, от выбывания газов и т. д.	28,2'6	2,726	8,54
11	Невязка	-4,090	-0,340	-1,42
	Итого	331,798	32,121	100,00

Потери тепла через свод существенно изменяются в зависимости от степени его износа. Так, на 250-т печи они составляют на 26-ой по своду плавке 1,62%, на 78-й плавке 2,94% и на 153-й плавке — 3,26% величины средней тепловой нагрузки. Поэтому, хотя поверхность свода 250-т печи на 52,15 м² меньше, чем 500-т, потери тепла через него могут оказаться больше вследствие большей степени износа.

Относительная величина потерь тепла через кладку шлаковиков на 250-т печи больше (2,1%), чем на 500-т печи (1,1%), несмотря на то что поверхность шлаковиков на 250-т печи равна 406 м², а на 500-т — 647 м². Это обусловлено более высокой температурой значительных по величине участков поверхности шлаковиков на 250-т печи и свидетельствует о целесообразности теплоизоляции этой поверхности. Представляется также рациональным изменить конструктивные размеры шлаковиков с целью уменьшения их поверхности.

Удельный расход условного топлива на плавках, использованных для составления балансов, составляет около 125 кг/т на 500-т печи и около 140 кг/т на 250-т печи, т. е. примерно равен обычным в цехе расходам собственно на выплавку стали.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Для исследования тепловой работы мартеновских печей с целью ее улучшения целесообразно применять различные методы: статистический анализ производственных данных, измерение тепловых потоков и температур в рабочем пространстве, определение теплопоглощения и термического к. п. д. методом «мгновенных» обратных тепловых балансов и др.

Каждый из этих методов дает возможность сделать ряд важных выводов, но в то же время не позволяет дать исчерпывающие рекомендации по выбору всех параметров оптимального теплового режима.

Для наиболее полного решения вопроса об улучшении тепловой работы печей и разработки оптимальных тепловых режимов целесообразно параллельно применять несколько указанных выше, взаимно дополняющих друг друга, методов исследования.

При этом следует отметить, что статистический анализ производственных данных позволяет наиболее правильно определить рациональную длительность плавки и отдельных ее периодов при различных технологических и теплотехнических условиях работы печей.

Оптимальные параметры теплового режима, к которым относятся величина тепловой нагрузки, теплотворность смешанного газа, коэффициент избытка воздуха, давление в рабочем пространстве печи, расход турбинного воздуха и др., целесообразно определять путем исследования теплопоглощения и термического к. п. д. методом «мгновенных» обратных тепловых балансов.

Полученные оптимальные значения могут быть уточнены путем измерения тепловых потоков в рабочем пространстве в периоды плавления, доводки и частично в период прогрева.

Наиболее простым методом исследования тепловой работы мартеновских печей является измерение температур рабочего пространства. Его можно рекомендовать для предварительной наладки тепловой работы печей.

Внедрение ряда мероприятий, предложенных на основании таких исследований, позволило добиться улучшения работы мартеновских печей. В частности, была показана эффективность подачи турбинного воздуха в торец газового кессона.

Повышение скорости выхода газовой смеси из кессона улучшает перемешивание газа с воздухом, жесткость и устойчивость факела. Создается возможность регулирования, обеспечивающая наличие короткого жесткого факела во время завалки и прогрева и более длинного, но настильного в конце плавки и доводки.

Улучшение смешения газа с воздухом позволило снизить коэффициент избытка воздуха в среднем на 0,3—0,4, т. е. уменьшить расход вентиляторного воздуха на 10—12 тыс. м³/час на печах емкостью 250 т. Связанное с этим уменьшение количества продуктов горения, образующихся при неизменных тепловых нагрузках, привело к повышению температурного уровня рабочего пространства печи и к снижению температур в нижнем строении печи.

Кроме того, вдувание турбинного воздуха уменьшило занос шлаковиков, их чистку стали производить через 280—350 плавов, причем они наполняются лишь наполовину, тогда как раньше заполнялись через 130—160 плавов. Переход на отопление коксовым газом, связанный с дальнейшим уменьшением количества продуктов горения, еще больше уменьшил вынос шлака.

Усиление жесткости факела позволило поднять кессон на 300 мм, что улучшило поступление воздуха под факел. Более полное сжигание топлива в рабочем пространстве и сокращение длины факела устранило перегрев насадок, длительность между перекидками была увеличена почти в 2 раза, а стойкость насадок существенно улучшилась.

Уменьшение колебаний температур в кессоне при перекидках за счет частичного сжигания газа повысило стойкость внутренней футеровки кессонов с 80 до 200 и более плавов.

Следует отметить, что сокращение расхода вентиляторного воздуха дает возможность уменьшить объем воздушных насадок. Понижение выноса плавильной пыли позволяет также сократить размеры ячеек как воздушных, так и газовых насадок, т. е. либо дополнительно уменьшить объем насадок, либо, сохранив его, получить большую поверхность нагрева. При работе на горячем высококалорийном газе можно уменьшить объем газовых насадок в 1,5—3 раза, а объем воздушных — на 20—30%, при существующих размерах ячеек насадки.

В табл. 18—20 представлены тепловые режимы работы 250-т печей с применением турбинного воздуха до и после проведения исследований, а режим, установленный после исследований тепловой работы 500-т печи, представлен в табл. 21.

В результате исследований расход доменного газа в настоящее время уменьшен вдвое на печах обеих групп, что позволило сократить удельный расход топлива.

Еще большее снижение удельного расхода топлива (примерно 13—17 кг условного топлива на тонну стали) достигается

Тепловой режим 250-т мартеновских печей, отапливаемых смешанным газом
(числитель — первые 15) плавки после холодного ремонта,
знаменатель — последующие плавки)

Период плавки	Продолжитель- ность периода, час. — мин.	Расход					Тепловая нагруз- ка, млн. ккал/час
		коксового газа, м³/час	домениного газа, м³/час	мазута, кг/час	турбинного воздуха, м³/час	вентилятор- ного, воздуха м³/час	
Заправка	0—15	3000	6000	—	4500	16000	18,0
Завалка	1—00	6000	6000	—	4500	30000	30,0
		6500				32000	32,0
Прогрев	1—15 1—30	6000	6000	—	4500	30000	30,0
		6500				32000	32,0
Слив чугуна	0—20	4000	6000	—	4500	28000	22,0
		5000				30000	26,0
Плавнение	3—30 3 45	4000	6000	200	4500	24000	24,0
		5000				28000	28,0
Доводка	2—00 3—00	3000	6000	200	4500	21000	20,0
		4000				25000	24,0

при работе на горячем коксовом газе за счет уменьшения потерь тепла с уходящими продуктами горения благодаря сокращению их объема. Связанное с этим повышение коэффициента использования топлива, позволяющее работать с пониженными тепловыми нагрузками, приводит к дополнительной экономии — примерно 10—15 кг условного топлива на тонну стали. В целом экономия достигает около 30 кг условного топлива на тонну стали.

Сравнение работы 250- и 500- т печей показывает, что производительность 500- т печей на 50—65% больше при несколько меньшем удельном расходе топлива.

С уменьшением расхода вентиляторного воздуха и переходом на отопление печей газом повышенной теплотворности появился резерв тяги, что позволило повысить нагрев газовых регенераторов на 100—150°. Наличие резерва по тяге улучшает условия регулирования давления в рабочем пространстве печи и повышает возможность дальнейшей форсировки ее тепловой работы.

Как известно, одним из недостатков работы современных печей, отапливаемых смешанным газом, является противоречие в работе их головок. С одной стороны, головки должны обеспе-

Таблица 19

Тепловой режим 250-т мартеновских печей, отапливаемых смешанным газом повышенной теплотворности
(числитель — первые 150 плавки после холодного ремонта,
знаменатель — последующие плавки)

Периоды плавки	Продолжительность периода, час. — мин.	Расход					Тепловая нагрузка, млн. ккал./час
		коксового газа, м ³ /час	доменного газа, м ³ /час	мазута, кг/час	турбинного воздуха, м ³ /час	вентиляторного воздуха, м ³ /час	
Заправка	0—15	3000	3000	—	4000	16000	16,0
Завалка	1—00	6000	3000	—	4000	30000	28,7
	1—20	6300	3000	—	4000	32000	30,2
Прогрев	1—00	6000	3000	—	4000	30000	28,7
	1—20	6300	3000	—	4000	32000	30,2
Заливка чугуна	0—20	3000	3000	—	4000	27000	16,0
	0—20	4000	3000	—	4000	30000	20,3
Плавление	3—10	до 4000	3000	200	4000	30000	21,0
	3—30	до 4000	3000	200	4000	39000	26,3
Доводка	2—30	3000	3000	200	4000	20000	18,0
	3—10	до 4000	3000	200	4000	25000	22,2

Таблица 20

Тепловой режим 250-т мартеновских печей, отапливаемых горячим коксовым газом
(числитель — первые 150 плавки после холодного ремонта,
знаменатель — последующие плавки)

Периоды плавки	Продолжительность периода, час. — мин.	Расход				Тепловая нагрузка, млн. ккал./час
		коксового газа, м ³ /час	мазута, кг/час	турбинного воздуха, м ³ /час	вентиляторного воздуха, м ³ /час	
Заправка	0—15	3000	—	2000	12000	12,8
Завалка	1—10	6300	—	4000	25000	27,6
Прогрев	1—00	5500	—	4000	22000	23,4
Заливка чугуна	0—15	3000	—	4000	16000	12,8
Плавление	2—40	до 4000	—	4000	20000	17,0
	3—40	до 4000	—	4000	20000	17,0
Доводка	2—30	до 3000	200	2000	14000	14,8
	3—30	до 3000	200	2000	14000	14,8

Тепловой режим 500-т мартеновской печи, отапливаемой смешанным газом повышенной теплотворности (вторая половина кампании)

Периоды плавки	Продолжительность периода, час. — мин.	Расход					Тепловая нагрузка, млн. ккал/час
		коксового газа, м ³ /час	доменного газа, м ³ /час	мазута, кг/час	турбинного воздуха, м ³ /час	вентилаторного воздуха, м ³ /час	
Заправка	0—20	6500	4000	—	4000	32000	32,0
Завалка	2—00	9000	4000	—	4000	42000	42,0
	2—20						
Прогрев	1—45	9000	4000	—	4000	42000	42,0
	1—55						
Заливка чугуна	0—30	6800	4000	—	4000	40000	33,0
Плавление	3—40	4600	4000	300	4000	43000	36,0
	4—40						
Доводка	2—00	6500	4000	200	4000	35000	35,0
	3—00						

чивать факелу жесткость (факел не должен произвольно менять направление движения в рабочем пространстве) и настильность (он должен по возможности полнее покрывать поверхность ванны) при нормальном горении топлива без чрезмерного избытка воздуха. С другой стороны, они должны обеспечить отвод продуктов горения при максимальной тепловой нагрузке и равномерном нагреве газовых и воздушных насадок.

Для повышения жесткости факела при существующих конструкциях головок необходимо увеличивать его кинетическую энергию, т. е. массу и скорость единицы топлива, поступающего в рабочее пространство печи. Увеличение массы топлива достигается подачей некоторого количества более тяжелого доменного газа, являющегося по существу балластом. Повышение скорости газа при выходе в рабочее пространство печи достигается за счет уменьшения выходного сечения кессона, которое является самым узким местом газового тракта, что вынуждает увеличивать мощность тяговых устройств.

Для получения выходной скорости, обеспечивающей удовлетворительные качества факела, приходится уменьшать выходное сечение кессона настолько, что газовые насадки нагреваются на 100—200° С ниже, чем воздушные. Это препятствует развитию процессов самокарбюрации факела и, кроме того, неравномерность нагрева газовых и воздушных насадок ограничивает

форсировку работы печей из-за быстрого перегрева верха воздушных насадок.

Возможность получения достаточно жесткого факела за счет вдувания турбинного воздуха позволяет при работе на смешанном газе обычной теплотворности сохранить сечение кессона достаточно большим, чтобы обеспечить одинаковую температуру нагрева газовых и воздушных насадок.

Эффективным методом устранения основного противоречия в работе головок является и отопление печей смешанным газом повышенной теплотворности, поскольку в этом случае для нагрева газовых насадок до оптимальной температуры, обеспечивающей наибольшее развитие самокарбюрации газа, требуется меньший объем продуктов горения (так как при неизменной тепловой нагрузке через газовые насадки проходит меньший объем газа).

Весьма перспективным является отопление маргеновских печей горячим высококалорийным газом. При этом в случае одновременной подачи кислорода в факел расход его может быть значительно сокращен по сравнению с расходом при отоплении смешанным газом, причем высокая температура горения топлива сохранится.

При работе печей с турбинным воздухом можно уменьшить длину газового кессона, так как организация потока обеспечивается струей воздуха. Применяя смешанный газ повышенной теплотворности или горячий коксовый или природный газ в сочетании с подачей турбинного воздуха, можно значительно уменьшить и выходное сечение кессона, а значит еще больше сократить его длину.

Высокие скорости истечения и движения газового потока при работе на высококалорийном газе обеспечивают возможность выполнения главного свода печи без пережимов. Подвод вентиляторного воздуха можно осуществить с помощью одного центрального вертикального канала, что упростит конструкцию печи и позволит несколько увеличить длину рабочего пространства в прежних габаритах печи.

Как установлено, сокращение длительности завалки металлического лома при соответствующем повышении тепловых нагрузок уменьшает продолжительность плавки, поэтому следует разрабатывать мероприятия по ускорению завалки: одновременная завалка двумя машинами, увеличение емкости мульд, а в дальнейшем переход к конструкции печей без передней стенки.

Результаты исследования и опыт работы 500-т маргеновских печей могут быть положены в основу разработки параметров еще более крупных 700—800-т маргеновских печей.

Мощные печи следует отапливать высококалорийным газом с вдуванием сжатого воздуха в торец газового кессона в сочетании с применением кислорода для подачи в факел и для продувки ванны.

Дальнейшее улучшение тепловой работы мартеновских печей может быть достигнуто также за счет совершенствования схем автоматического регулирования теплового режима и создания систем комплексной его автоматизации. Недостатком большинства существующих схем регулирования является ненадежность определения первичных импульсов (температуры свода, насадок и др.).

Представляет интерес разработка системы автоматического регулирования с применением счетно-решающих устройств, устанавливающих задания регуляторам на основе непрерывного решения «мгновенных» обратных тепловых балансов. Это позволит контролировать по ходу плавки величины теплопоглощения и термического к.п.д., поддерживая их оптимальные или заданные значения.

В последующем на этой основе можно перейти к применению экстремальных регуляторов.

В заключение следует отметить возможность создания прямоточной сталеплавильной печи большой емкости, отапливаемой горячим коксовым или природным газом и работающей с применением сжатого воздуха и кислорода. Для нагрева газа и воздуха могут быть использованы радиационные рекуператоры или метод окислительного разложения для газа.

ЛИТЕРАТУРА

1. В. С. Кочо. Труды НТО ЧМ. Т. 7. Metallurgizdat, 1956.
2. Г. А. Гарбуз. Труды НТО ЧМ. Т. 18. Metallurgizdat, 1957.
3. М. П. Сабиев. Труды НТО ЧМ. Т. 18. Metallurgizdat, 1957.
4. М. П. Сабиев. Бюллетень Донецкого НТО ЧМ № 5. Сталинское обл. изд-во, 1956.
5. Г. А. Гарбуз, М. П. Сабиев, Е. А. Площенко. Сталь, 1957, № 11.
6. А. В. Кавадеров. Тепловая работа пламенных печей. Metallurgizdat, 1956.
7. А. В. Кавадеров, Б. Н. Курочкин, Г. И. Широков. Тепловые режимы мартеновских печей. Metallurgizdat, 1953.
8. В. Н. Тимофеев. Сборник научных работ УОВТИ. Вып. 5. Metallurgizdat, 1940.
9. С. Г. Тройб. Диаграммы для расчета сжигания топлива. Metallurgizdat, 1951.
10. Г. М. Кондратьев. Прикладная физика. Т. V. Вып. 3—4, 1928.
11. R. Nase. Archiv für das Wärmewirtschaft, 1932, № 12.
12. М. А. Стырикович и Е. В. Сташкевич. ЖТФ. 1936. т. VI, вып. 2.
13. Н. С. Виноградов. Советское котлотурбостроение. 1936, № 1.
14. И. Г. Казанцев. Теория и практика металлургии. 1937, № 4.
15. В. С. Кочо. «Черная металлургия». 1941, № 31 (13 марта).
16. В. С. Кочо. «Заводская лаборатория». 1947, № 10.
17. А. И. Черноголов. «Заводская лаборатория». 1949, № 2.
18. А. В. Кавадеров и А. И. Черноголов. «Сталь». 1949, № 6.
19. В. С. Кочо. Бюллетень ЦИИН ММП. 1950, № 4.
20. В. С. Кочо. «Сталь». 1950, № 3.
21. А. И. Чарушников и Г. И. Широков. Бюллетень ЦИИН ММП. 1950, № 20.
22. И. И. Кобеза и Н. Н. Доброхотов. Вопросы производства стали. Вып. 2, АН УССР, 1955.
23. R. H. Boulik, M. W. Spring. Journal of Iron and Steel Institute, 1946, т. 153, № 1.
24. В. Бюэлл. Мартеновская печь. Metallurgizdat, 1945, стр. 281—291.
25. В. С. Кочо. «Сталь». 1951, № 7.
26. В. С. Кочо. «Сталь». 1947, № 8.
27. Д. В. Будрин. Труды УПИ. Теплообмен и вопросы экономии топлива в металлургических печах. Свердловское отд. Гостехиздата, 1951, стр. 14.
28. В. С. Кочо. «Заводская лаборатория». 1955, № 10.
29. R. H. Felling. Journal Institute of Fuel, 1948, т. 21, № 120, стр. 221—235.
30. О. И. Яцунская и М. Н. Старович. Применение кислорода в мартеновском производстве. Metallurgizdat, 1952.
31. В. С. Кочо. «Заводская лаборатория». 1958, № 1.
32. С. Г. Афанасьев и В. И. Жигулин. «Сталь». 1950, № 6.

33. А. С. Телегин, Б. И. Китаев. Труды УПИ. Сборник № 53. Свердловское отд. Гостехиздата, 1955.
34. А. А. Сахаров. Бюллетень ЦИИН ММП. 1950, № 9.
35. Д. З. Савостин. «Сталь». 1949, № 2.
36. В. Г. Каплян. «Сталь». 1946, № 9—10.
37. В. С. Кочо, Л. И. Ростовцев, Л. С. Пноро и Б. Х. Хан. Известия КПИ. Т. II. Гостехиздат Украины, 1952.
38. М. А. Глишков. Мартеновская печь как теплотехнический агрегат. Металлургиздат, 1944.
39. М. А. Глишков. «Сталь», 1948, № 2.
40. Н. Н. Доброхотов (ред.). Печи для нагрева металла. Metallurgizdat, 1941.
41. В. В. Лемпицкий. «Сталь». 1949, № 5.
42. М. К. Михин и С. Д. Шестеркин, «Сталь», 1949, № 11.
43. К. А. Зуц. «Сталь». 1950, № 7.
44. В. С. Кочо, В. И. Гранковский, Е. А. Площенко. Известия высших учебных заведений. «Черная металлургия», 1958, № 1.
45. Я. С. Пинус, Бюллетень ЦИИН ЧМ. 1956, № 18—19.
46. Л. С. Климасенко и др. «Сталь», 1956, № 5.
47. С. Н. Быстров и др. «Сталь». 1956, № 7.
48. В. Н. Казанцев. «Сталь», 1956, № 11.
49. И. В. Белов, С. А. Телесов. Труды НТО ЧМ. Т. 18. Metallurgizdat, 1957.
50. Л. М. Гыршман. Бюллетень ЦИИН ЧМ. 1946, № 22.
51. Н. И. Кокарев и др. «Сталь». 1950, № 5.
52. П. С. Тартаковский и др. «Заводская лаборатория». 1935, № 3.
53. А. Н. Гордов и др. Методы измерения температур в промышленности. Metallurgizdat, 1952.
54. В. С. Кочо. Вопросы производства стали. Вып. 3. Изд. АН УССР, 1956.
55. В. С. Кочо. Труды НТО ЧМ. Т. 9. Metallurgizdat, 1956.
56. С. И. Лифшиц и И. Ф. Сочан. «Сталь». 1957, № 5.
57. Н. А. Захариков. Вопросы производства стали. Вып. 3. Изд. АН УССР, 1956.
58. В. С. Кочо, В. И. Гранковский, Е. А. Площенко. Бюллетень ЦИИН ЧМ. 1957, № 9.
59. И. Д. Семикин. Использование природного газа в металлургическом производстве, УкрНТО ЧМ, Днепропетровск. 1957.
60. В. П. Бородин и др. «Сталь». 1957, № 2.
61. Л. П. Бедельян и др. «Сталь». 1957, № 12.
62. В. И. Палант, Б. Н. Курочкин, А. М. Жданов. Труды НТО ЧМ. Т. 18. Metallurgizdat, 1957.
63. И. М. Рафалович. Природный газ как топливо металлургических печей. Metallurgizdat, 1947.
64. В. Е. Mauer und S. Schleicher, Mitt. Inst. Eisenforschung, Düsseldorf, 1922, Bd. IV, s. 57.
65. W. Hülsbruch, Mitt. Verst. Anst. Dortmunder Union, 1924, Bd. I. s. 131.
66. F. Herning. Die Verwendung eines methanreichen Brenngases in Siemens—Martin Ofen. Mitteilungen aus den Forschungsanstalten des Gutehoffnungshütte—Konzerns. Band 3, Heft 6, s. 115—131, Oberhausen, August, 1940.
67. H. J. Williams. The Iron Age, 1933, сентябрь.
68. K. Emmerling. Iron and Steel Engineer, 1935, июнь.
69. R. Vaill. The Iron Age, 1938, т. 141, № 9, март.
70. J. M. Parker. Gas Age, 1940, т. 86, № 1, июль.
71. В. С. Кочо, В. И. Гранковский, Е. А. Площенко, Ю. Д. Молчанов. Бюллетень ЦИИН ЧМ, 1958, № 1.
72. В. С. Кочо, В. И. Гранковский, Е. А. Площенко, Ю. Д. Молчанов. «Metallurg». 1958, № 2.

73. С. Г. Тройб. Труды УПИ. Сборник № 53, Свердловское отд. Гос-
техиздат, 1955.
74. М. В. Groшев. Тепловые расчеты мартеновских печей. Metallург-
издат, 1957.
75. К. Г. Трубин и Г. Н. Ойкс. Metallургия стали. Metallургиздат,
1951.
76. Г. Н. Ойкс и М. М. Трубецков. Расчеты мартеновских печей,
Metallургиздат, 1949.
77. М. А. Глишков (ред.). Metallургические печи. Metallургиздат,
1951.
-

ОГЛАВЛЕНИЕ

Введение	3
Глава I. Общая характеристика конструкции и работы 250- и 500-т мартеновских печей	6
1. Конструкция печей	6
2. Технологические условия работы печей	12
3. Теплотехнические условия работы печей	15
Глава II. Статистический анализ работы мартеновских печей	17
1. Методика обработки статистического материала	17
2. Анализ статистических зависимостей	19
Глава III. Теплообмен в мартеновских печах	34
1. Общая характеристика процессов теплообмена	34
2. Влияние подачи сжатого воздуха в газовый кессон печи на температуру горения топлива	37
3. Влияние обогащения воздуха кислородом на температуру горения топлива	42
4. Совместное использование сжатого воздуха и кислорода	45
Глава IV. Тепловые потоки в рабочем пространстве мартеновских печей	47
1. Методика измерения тепловых потоков	47
2. О влиянии теплотехнических и технологических факторов на теплоглощение ванны	59
3. Тепловые потоки в 60- и 185-т мартеновских печах	64
4. Тепловые потоки в 250- и 500-т мартеновских печах	78
Глава V. Температурный режим рабочего пространства мартеновских печей	93
1. Методика измерения температуры в рабочем пространстве.....	93
2. Температурный режим 185- 250- и 500-т мартеновских печей	96
Глава VI. Исследование теплоглощения и термического коэффициента полезного действия 250- и 500-т мартеновских печей	121
1. Методика определения теплоглощения и термического коэффициента полезного действия	121
2. Зависимость теплоглощения и термического коэффициента полезного действия от изменения параметров теплового режима	124

Глава VII. Работа мартеновских печей при отоплении высококалорийным газом	134
1. Характеристика высококалорийных газов	134
2. Степень черноты факела	135
3. Головки мартеновских печей для сжигания природного газа	139
4. Отопление мартеновских печей горячим коксовым газом низкого давления	141
Глава VIII. Тепловые балансы	158
1. Тепловой баланс 500-т мартеновской печи	159
2. Сравнительный анализ тепловых балансов 250- и 500-т мартеновских печей	174
Заключение	177
Литература	184

В МАГАЗИНАХ КНИГОТОРГА ИМЕЮТСЯ В ПРОДАЖЕ КНИГИ МЕТАЛЛУРГИЗДАТА

Вознович П. Д. Охлаждение металлургических печей высокотемпературными теплоносителями. Для инженерно-технических работников, занятых проектированием и эксплуатацией печей, и студентов вузов. 1959, ц. 6 р. 85 к.

Грошев М. В. Тепловые расчеты мартеновских печей. Для инженеров, проектировщиков, научных работников и студентов вузов. 1957, ц. 8 р. 45 к.

Зволинский И. С. Черная металлургия Индии. Для инженерно-технических работников черной и цветной металлургии, а также других отраслей промышленности. 1958, ц. 14 р. 75 к.

Кавадеров А. В. Тепловая работа пламенных металлургических печей. Для работников научных, учебных и проектных организаций, инженеров-теплотехников и пособие для студентов вузов. 1956, ц. 13 р. 35 к.

Китаев Б. И., Ярошенко Ю. Г., Сучков В. Д. Теплообмен в шахтных печах. Для научных работников, инженеров, проектировщиков и студентов вузов. 1957, ц. 11 р.

Мартеновское производство стали, основной процесс (перев. с англ.). Для инженеров-производственников, работников научно-исследовательских институтов и студентов вузов и техникумов. 1959, ц. 40 р. 85 к.

Масловский П. М. Изучение тепловой работы мартеновских печей путем применения теории подобия. Для инженеров и техников. 1954, ц. 3 р. 30 к.

Невский А. С. Теплообмен излучением в металлургических печах и топках котлов. Для научных работников, инженеров-энергетиков и студентов вузов. 1958, ц. 14 р. 05 к.

В МАГАЗИНАХ КНИГОТОРГА ИМЕЮТСЯ В ПРОДАЖЕ КНИГИ МЕТАЛЛУРГИЗДАТА

Рейнч Ф. К. Печи прокатных цехов и их оборудование (перев. с немец.). Для среднего технического персонала цехов прокатного производства. Может быть полезна работникам печных бюро заводов металлургической и машиностроительной промышленности, а также студентам высших учебных заведений. ц. 4 р. 65 к.

Савостин Д. З. Работа мартеновских печей с хромагнетитовыми сводами. Для инженерно-технических работников и студентов вузов и техникумов. 1958, ц. 9 р. 90 к.

Сборник. Металлургия СССР (1917—1957), ч. I. Для научных и инженерно-технических работников металлургической и машиностроительной промышленности. Может быть использован студентами старших курсов металлургических вузов. 1958, ц. 43 р. 40 к.

Сборник. Металлургия СССР (1917—1957), ч. II, 1959, ц. 47 р. 95 к.

Тринг М. В. Наука о пламенах и печах (перев. с англ.). Для инженерно-технических работников, занятых проектированием и эксплуатацией печей, и научных работников. 1958, ц. 22 р.

Тройб С. Г. Контроль коэффициента избытка воздуха в промышленных печах. Для инженерно-технических работников, студентов вузов и техникумов. 1955, ц. 10 р. 05 к.

Чистяков С. Ф. Расчет динамических характеристик тепловых регулируемых объектов. Для инженерно-технических работников предприятий металлургической и машиностроительной промышленности, а также для студентов вузов. 1959, ц. 7 р.

Шнееров Я. А. Мартеновская печь большой емкости. Для инженерно-технических работников предприятий. 1956, ц. 3 р. 40 к.

В БЛИЖАЙШЕЕ ВРЕМЯ ВЫЙДУТ ИЗ ПЕЧАТИ И ПОСТУПАТ В ПРОДАЖУ:

Глинков М. А. Основы общей теории тепловой работы печей. Для научных работников, инженеров-теплотехников, студентов вузов. Ц. 14 р.

Плевако Б. М. Контроль температуры и автоматизация тепловой работы нагревательных печей. Для теплотехников-печников, инженерно-технических работников, а также квалифицированных рабочих цехов КИП, инженеров и техников металлургических и машиностроительных заводов и проектных организаций. Ц. 14 р.

Цены на книги, выходящие в ближайшее время, даны ориентировочно.

При отсутствии книг в местных магазинах заказы направляйте по адресу: Москва, В-168, 5-я Черемушкинская ул., 14, магазин № 93, «Книга-почтой».

Книги высылаются наложенным платежом без задатка.

ЗАМЕЧЕННЫЕ ОПЕЧАТКИ

Стр.	Строка	Напечатано	Должно быть	По чьей вине
43	3 сн.	NH'_2	N'_2	Кор.
47	18 и 19 сн.	Ростовский	Ростковский	»
51	1 сн.	$V_c\Delta f$	$V_c\Delta f$	Авт.
56	21 сн.	q	$q_{обр}$	Тип.
60	10 св.	ε	ε_1	Считч.
105	5 св.	возросло	изменилось	Авт.
107	1—10 сн.	Весь абзац читать после 12-й строки сверху		Кор.
114	1 св.	млн.	мин.	Тип.

5 p. 75 к.

Экземпляр
ИТ. 2002

0000
Δ1
15286

77