

ЛЫЧЕВ АЛЕКСАНДР ВЛАДИМИРОВИЧ

**ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ТЕПЛОВОГО РЕЖИМА ДОМЕННОЙ ПЛАВКИ
НА ОСНОВЕ ИНФОРМАЦИИ ОБ ИСТИННОМ РАСХОДЕ ДУТЬЯ**

Специальность 05.16.02 - Metallургия черных, цветных и редких металлов

Автореферат
диссертации на соискание ученой степени кандидата технических наук

Санкт-Петербург
2004

Работа выполнена в ГОУ ВПО “Санкт-Петербургский государственный политехнический университет”

Научный руководитель

доктор технических наук,
профессор

Андронов Валерий Николаевич

Официальные оппоненты:

доктор технических наук, профессор

Дубровский Сергей Андреевич

кандидат технических наук

Шатлов Владимир Александрович

Ведущая организация:

ОАО “ЛЕНГИПРОМЕЗ”

Защита диссертации состоится 10 июня 2004 г. в 16 час. 00 мин. на заседании диссертационного совета Д 212. 229. 14 в ГОУ ВПО “Санкт - Петербургский государственный политехнический университет” по адресу: 195251, г. Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29, СПбГПУ, химический корпус, ауд. 51.

С диссертацией можно ознакомиться в фундаментальной библиотеке ГОУ ВПО “Санкт-Петербургский государственный политехнический университет”.

Автореферат разослан 20 апреля 2004 г.

Ученый секретарь диссертационного
совета Д 212.229.14, д.т.н., профессор

Кондратьев Сергей Юрьевич

ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА РАБОТЫ

Актуальность работы

Создание автоматизированных систем управления тепловым режимом доменной печи позволило бы стабилизировать температурно-тепловой уровень плавки, сократить энергозатраты на производство чугуна за счет понижения в нем концентрации кремния без ухудшения условий десульфурации чугуна, а также понизить затраты на передел чугуна в сталь за счет стабилизации состава и температуры низкокремнистого передельного чугуна.

Системы контроля и прогноза теплового режима плавки, использующие в алгоритмах своего программного обеспечения информацию о составе колошниковых газов от высокоточных газоаналитических систем масс-спектрометрического типа, не располагают данными о количестве водорода, участвующего в реакциях косвенного восстановления железа ($V_{H_2O_i}$). Эти данные вносятся в систему путем вычислений дебаланса водорода в печи, вычислений, основанных часто на неполных, а главное, неточных сведениях о содержании водорода в ряде материалов. Большие погрешности в учете $V_{H_2O_i}$ резко снижают эффективность работы АСУ тепловым режимом плавки. Только этим можно объяснить тот факт, что до сих пор ни на одной из немногих печей, оборудованных АСУ ТП, системы регулирования теплового состояния печи работают не в режимах управления, а используются факультативно, т.е. в режиме советчика мастера.

В связи с этим создание надежного в работе автономного канала, обеспечивающего АСУ достаточно точным прогнозом теплового состояния горна печи, базирующегося на иных принципах и не использующего информацию о составе колошниковых газов, является актуальной задачей, способствующей дальнейшему совершенствованию доменного процесса.

Цель работы

Целью настоящей работы явилось создание системы для измерения истинного расхода горячего дутья, поступающего в горн доменной печи, и разработка на этой основе алгоритма и программного обеспечения для расчета количества углерода топлив, сгорающего на фурмах, и степени прямого восстановления железа в печи, что дает возможность прогнозировать, а следовательно, и регулировать тепловой режим плавки по дебалансу прихода и расхода тепла в нижней зоне печи.

Метод исследования

В работе использовались как аналитические, так и экспериментальные методы исследования. Для расчета показателей плавки выбран метод ПДК, предложенный проф. В.Н. Андроновым, и позволяющий вычислить минимально возможные значения удельного расхода кокса (K_{min}) и степени прямого восстановления железа в печи ($r_{d_{min}}$ по М.А.Павлову). Исследования по определению потерь дутья на тракте его подачи к горну проведены непосредственно на доменных печах ОАО «Северсталь», оборудованных системой контроля истинного расхода горячего дутья.

На защиту выносятся:

1. Усовершенствованный алгоритм для АСУ тепловым режимом доменной плавки, использующий в качестве информационной базы анализ колошниковых газов.
2. Схема определения истинного расхода горячего дутья на базе измерительного комплекса расходов холодного дутья и баланса энтальпий всех потоков дутья.
3. Алгоритм прогнозирования и регулирования теплового режима доменной плавки с использованием информации об истинном расходе дутья.
4. Оценка эффективности использования схемы определения истинного расхода горячего дутья в системах регулирования теплового режима доменной плавки и пропорционирования расходов дутья и природного газа по условию постоянства теоретической температуры горения.

Научная новизна

Научная новизна работы состоит в разработке принципиально нового метода прогнозирования теплового режима доменной плавки, исключающего использование информации о составе колошникового газа и позволяющего избежать ошибок учета водорода, участвующего в реакциях косвенного восстановления железа.

Практическая значимость работы

Полученные в диссертации теоретические результаты позволяют:

- осуществлять непрерывный контроль за истинным расходом дутья в горн печи и корректировать общий расход природного газа по условию поддержания заданного отношения расходов газа к дутью ($D = const$), что позволит не только застабилизировать величину этого отношения, но и увеличить средний удельный расход при-

родного газа и, соответственно, понизить расход кокса, еще на старте устранив колебания нагрева печи, вызванные изменением температурного режима плавки и удельного расхода топливной добавки;

- прогнозировать тепловой режим плавки и использовать данные прогноза в АСУ технологическим режимом работы печи;
- понизить себестоимость чугуна за счет снижения в нем содержания кремния и повышения расхода природного газа с соответствующей экономией расхода кокса, а также уменьшить затраты при переделе чугуна в сталь.

Апробация работы

Результаты работы были представлены и обсуждались на семинаре кафедры «Стали и сплавы»; на VI всероссийской конференции по проблемам науки и высшей школы «Фундаментальные исследования в технических университетах», С-Петербург, июнь 2002 г.; на VII международном конгрессе специалистов доменного производства, Москва - Череповец, сентябрь 2002 г.; на межвузовской научной конференции «XXXI неделя науки СПбГПУ» 2002 г.

Публикации

Основные положения диссертации опубликованы в 7 печатных работах.

Структура и объем работы

Диссертация состоит из введения, 4-х глав, заключения и списка литературы. Работа изложена на 94 страницах, содержит 7 рисунков и 10 таблиц. Список литературы состоит из 66 наименований.

СОДЕРЖАНИЕ РАБОТЫ

Введение

Во введении обосновывается актуальность работы, формулируются основные задачи.

В первой главе приводится аналитический обзор, в котором рассматриваются принципы расчета параметров доменной плавки, базирующихся на информации о составе колошниковых газов. Показано, что все методы являются той или иной модификацией метода Л.Грюнера с акцентом на надежность и точность используемой информации (состав руд, анализы дутья и колошникового газа, расход и состав используемых топлив).

Работы по алгоритмизации доменного производства с использованием вычислительной техники были проведены учеными бывшего СССР одними из первых в мировой практике. Можно сказать, что с середины прошлого века практически на всех кафедрах ведущих металлургических ВУЗов страны были созданы и так или иначе опробованы свои методики регулирования доменного процесса. Отсутствие «безусловно удовлетворительных» показателей теплового режима побуждало исследователей на базе одной и той же исходной информации конструировать новые показатели. На практике же в большинстве случаев наиболее пригодными оказались показатели, в состав которых вошли только характеристики колошникового газа и дутья. Особенностью основанных на них расчетов является то, что они ведутся на «сухой» колошниковый газ. А анализ «сухого» колошникового газа не позволяет непосредственно свести балансы ни водорода, ни кислорода. Наиболее простым и естественным было решение определять H_2O_i (влагу колошникового газа, обусловленную участием водорода в процессах косвенного восстановления оксидов железа руды) по дебалансу водорода в печи, т.е. по разности между приходом водорода (с влагой дутья, летучими кокса и углеводородными добавками) и выходом его с сухими колошниковыми газами. Этот подход и применялся во всех описанных в диссертации методиках регулирования теплового режима. При таком подходе к решению задачи определения H_2O_i все погрешности, связанные с определением прихода водорода в печь, а также погрешности при расчете выхода сухого колошникового газа, непосредственно интегрируются в величине H_2O_i . В связи с этим расчетная степень использования водорода в печи (η_{H_2}) колеблется в неправдоподобно широких пределах, свидетельствуя о низкой точности расчета величины r_d .

Для существенного уменьшения ошибок, связанных с определением H_2O_i по балансу H_2 в печи, предложено определять H_2O_i по показателю η_{H_2} , жестко связав последний с η_{CO} ,

используя сравнительно узкие диапазоны колебаний величины их отношения $\xi = \eta_{H_2} / \eta_{CO}$. В этом случае достоверность прогноза теплового режима плавки с использованием уточненного алгоритма, основанного на информации о составе колошниковых газов, повысится и этот канал прогноза нагрева печи можно будет использовать как дополнительный.

Однако, остается в силе вывод о необходимости разработки основного автономного канала контроля важнейших параметров плавки, который позволил бы не только осуществлять их независимый учет, но и располагать информацией в целом достаточной для управления тепловым режимом плавки. В качестве источника информации для основного канала контроля и регулирования предлагается принять информацию о количестве поступающего в печь горячего дутья.

Во второй главе рассмотрены инструментальные методы определения потерь дутья, указаны границы их применимости, осуществлен анализ эффективности использования существующей информации о расходе дутья в доменную печь, предложен новый способ определения потерь дутья и проведен анализ погрешностей определения потерь по предлагаемому способу с учетом ошибок измерения входящих в него параметров.

Давно замечено, что основные потери дутья происходят при неплотно закрытых дымовых клапанах кауперов, являющиеся следствием тяжелых условий их работы. Местами прорывов на этих клапанах, кроме неплотностей прилегания тарели клапана к своему седлу, являются фланцы, соединяющие крышку клапана с корпусом, корпус со штуцером воздухонагревателя и корпус клапана с его основанием, разгерметизация которых происходит вследствие действия на фланцы переменных усилий, обусловленных работой воздухонагревателя на дутье или на газе. При работе на газе происходит температурный рост кожуха воздухонагревателя по высоте, вследствие чего дымовой клапан, жестко связанный со штуцером воздухонагревателя, также перемещается в вертикальной плоскости. Из-за этого происходят растяжение болтов, соединяющих корпус клапана и основание, и, как следствие, пропуски воздуха через уплотнительный шнур между корпусом и седлом. По данным практики эксплуатации воздухонагревателей эти потери составляют 5÷20 %. Потери индивидуальны для каждого воздухонагревательного аппарата и изменяются в процессе их эксплуатации.

Единственными работами по обобщению всего комплекса воздуходувного хозяйства от воздуходувки до доменной печи явились публикации (1935-1944) инженера М.П. Беликова, в которых автор показал применявшиеся до него способы учета и предложил свою методику определения потерь дутья совмещением характеристики сети с характеристикой воздухо-

дувной машины. Следует отметить, что методы, показанные М.А. Беликовым, в той или иной модификации до сих пор применяются в доменных цехах некоторых металлургических производств. Однако определить абсолютные потери по этим способам практически невозможно; при их помощи можно получить только *относительные* величины, показывающие увеличение или уменьшение потерь относительно предыдущих наблюдений.

Использование $V_{x\partial}$ (без учета потерь дутья через дымовые клапаны) для технологических расчетов сопровождается заметными ошибками в определении параметров плавки. Так, например, для расчета теоретической температуры горения используется показатель D - расход природного газа в $\text{м}^3/\text{м}^3$ сухого дутья. Поэтому мастер, не располагая другой информацией кроме $V_{x\partial}$, при расчете D занижает ее величину:

$$D = \frac{V_{III}}{V_{x\partial}} < \frac{V_{I\dot{A}}}{V_{\ddot{a}i}}$$

Например, если $V_{2\partial} = 0.85 \cdot V_{x\partial}$, то величина D занижается в 1.176 раза. Ошибка в определении D влечет за собой ошибку при вычислении теоретической температуры горения (Δt_T , °C):

D , %	Δt_T , °C при $\Delta V_{x\partial}^{nom}$, %			
	0	5	10	15
5	0	14	30	48
10	0	28	60	93
15	0	42	90	140

Согласно данным ориентировочного расчета потери дутья в доменных цехах ОАО «Северсталь» (январь – апрель 1997 года) составляют 0 – 10 %, причем наибольшие они на ДП № 3. Разница между $C_{\phi}^{расч}$ и $C_{\phi}^{факт}$ изменяется от 0 до 37.4 кг/т чугуна. Следует отметить, что приведенные расчеты относятся к среднемесячным показателям, а текущие колебания потерь дутья, несомненно, более значительны.

Таким образом, применение данных о расходе холодного дутья, вырабатываемого воздуходувкой ($V_{x\partial}$), ввиду значительных потерь (~ 0÷10 %) на всем протяжении тракта от воздуходувных машин до фурм доменной печи из-за нарушения герметичности запорных клапанов и фланцевых соединений трубопроводов, значительно снижает информационную ценность технологических расчетов, сопровождающихся по этой причине заметными ошибками в определении параметров плавки. Откуда следует, что для создания системы прогноза теплового режима плавки и ее оперативного регулирования необходимо знать *фактический*

расход дутья в доменную печь, определяющий расход углерода кокса, сгорающего у фурм (C_{ϕ}).

Чтобы определить истинное количество дутья поступающего в доменную печь нами предлагается ввести дополнения в схему измерения расходов и температур воздушных потоков, что позволит располагать информацией:

- о расходе холодного дутья через смесительный воздуховод;
- о температуре холодного дутья в смесительном воздуховоде после измерительной шайбы;
- о температуре горячего дутья непосредственно перед смесительным устройством (по ходу дутья).

Баланс воздушных потоков и их энтальпий позволяет найти истинный расход дутья.

Материальный баланс потоков дутья:

$$V_{\bar{a}\bar{i}} = V_{\bar{a}\bar{a}} + V_{\bar{\delta}\bar{a}}^{\bar{n}\bar{i}}, \quad (1)$$

тепловой баланс потоков:

$$V_{\bar{a}\bar{i}} = V_{\bar{\delta}\bar{a}}^{\bar{n}\bar{i}} \cdot \frac{i_{\bar{a}\bar{a}} - i_{\bar{\delta}\bar{a}}}{i_{\bar{a}\bar{a}} - i_{\bar{a}\bar{i}}}, \quad (2)$$

Потери дутья по трассе подвода его к доменной печи составят, %:

$$\delta = 1 - \frac{V_{\bar{\delta}\bar{a}}^{\bar{n}\bar{i}}}{V_{\bar{\delta}\bar{a}}} \cdot \frac{i_{\bar{a}\bar{a}} - i_{\bar{\delta}\bar{a}}}{i_{\bar{a}\bar{a}} - i_{\bar{a}\bar{i}}} \quad (3)$$

где $i_{\bar{x}\bar{\delta}}$, $i_{\bar{x}\bar{\delta}}$, $i_{\bar{\delta}\bar{n}}$ – теплосодержание горячего и холодного дутья перед смесителем, а также теплосодержание дутья поступающего в печь.

Интерполируя $i_{\bar{x}\bar{\delta}}$ и $i_{\bar{\delta}\bar{n}}$ в диапазоне температур 900-1300°C и $i_{\bar{x}\bar{\delta}}$ в диапазоне 100-300°C, получаем зависимость (2) в виде:

$$V_{\bar{a}\bar{i}} = V_{\bar{\delta}\bar{a}}^{\bar{n}\bar{i}} \cdot \frac{t_{\bar{a}\bar{a}} - 0,85 \cdot t_{\bar{\delta}\bar{a}} - 94,60}{t_{\bar{a}\bar{a}} - t_{\bar{a}\bar{i}}}, \text{ м}^3/\text{мин} \quad (4)$$

Представляет интерес оценка погрешности определения потерь дутья ($V_{\bar{\delta}\bar{a}}^{\bar{n}\bar{i}}$) по предлагаемой формуле с учетом ошибок измерения параметров, входящих в нее.

Используя зависимость погрешности определения функции от погрешностей определения аргументов, получим следующее выражение для $\delta V_{\bar{\delta}\bar{a}}^{\bar{i}\bar{\delta}}$ ($V_{\bar{\delta}\bar{a}}^{\bar{i}\bar{\delta}} = V_{\bar{x}\bar{\delta}} - V_{\bar{\delta}\bar{n}}$):

$$\delta V_{\bar{\delta}\bar{a}}^{\bar{i}\bar{\delta}} = \delta V_{\bar{x}\bar{\delta}} + \delta V_{\bar{\delta}\bar{a}}^{\bar{n}\bar{i}} + \frac{t_{\bar{a}\bar{a}}}{t_{\bar{a}\bar{a}} - 0,85 \cdot t_{\bar{\delta}\bar{a}}} \cdot \delta t_{\bar{a}\bar{a}} + \frac{0,85 \cdot t_{\bar{\delta}\bar{a}}}{t_{\bar{a}\bar{a}} - 0,85 \cdot t_{\bar{\delta}\bar{a}}} \cdot \delta t_{\bar{\delta}\bar{a}} +$$

$$+ \frac{t_{\tilde{a}\tilde{a}}}{t_{\tilde{a}\tilde{a}} - t_{\tilde{a}\tilde{r}}} \cdot \delta t_{\tilde{a}\tilde{a}} + \frac{t_{\tilde{a}\tilde{r}}}{t_{\tilde{a}\tilde{a}} - t_{\tilde{a}\tilde{r}}} \cdot \delta t_{\tilde{a}\tilde{r}}$$

где $\delta V_{x\partial}$, $\delta V_{\tilde{o}\tilde{a}}^{\tilde{n}i}$, $\delta t_{2\partial}$, $\delta t_{x\partial}$, $\delta t_{\partial n}$ – класс точности датчиков измерения $V_{x\partial}$, $V_{\tilde{o}\tilde{a}}^{\tilde{n}i}$, $t_{2\partial}$, $t_{x\partial}$, $t_{\partial n}$ соответственно.

Из заводской технологической инструкции следует, что $\delta V_{x\partial} = \delta V_{\tilde{o}\tilde{a}}^{\tilde{n}i} = 1.0$ и $\delta t_{2\partial} = \delta t_{x\partial} = \delta t_{\partial n} = 0.5$. Исходя из этого, формула примет следующий вид:

$$\delta V_{\tilde{o}\tilde{a}}^{\tilde{i}\tilde{o}} = 2 + \frac{t_{\tilde{a}\tilde{a}} + 0.85 \cdot t_{\tilde{o}\tilde{a}}}{t_{\tilde{a}\tilde{a}} - 0.85 \cdot t_{\tilde{o}\tilde{a}}} \cdot 0.5 + \frac{t_{\tilde{a}\tilde{a}} + t_{\tilde{a}\tilde{r}}}{t_{\tilde{a}\tilde{a}} - t_{\tilde{a}\tilde{r}}} \cdot 0.5 \quad (5)$$

Оценка результатов испытаний, проведенных после частичной реконструкции системы контроля температур и расходов потоков дутья

Результатом реконструкции, проведенной в 1999 году на ДП № 1÷3, стала установка расходомера и датчика температуры на холодное дутье в смесительном воздуховоде. Эксперимент после их установки был организован таким образом, что после перевода очередного воздухонагревателя на дутье до открытия смесительного клапана была возможность зафиксировать температуру дутья, поступающего в доменную печь ($t_{\partial n0}$), после чего открывали смесительный клапан. Через смеситель пропускалось 230÷240 (I вариант) и 450÷500 (II вариант) м³ холодного дутья. После выхода температуры дутья на новый устойчивый уровень, смесительный клапан закрывался.

Несмотря на недостаточность данных для расчета потерь по предлагаемому способу, можно уже с бóльшей точностью оценить их величину. Это возможно одним из трех вариантов:

- принимая температуру горячего дутья перед смесителем ($t_{2\partial}$) равной температуре дутья поступающего в доменную печь ($t_{\partial n}$);
- принимая температуру горячего дутья перед смесителем ($t_{2\partial}$) равной $t_{\partial n} + 5^\circ\text{C}$;
- принимая температуру горячего дутья перед смесителем ($t_{2\partial}$) равной $t_{\partial n} + 5 + 3.5 \cdot \frac{V_{\tilde{o}\tilde{a}}^{\tilde{n}i}}{100}$.

Результаты расчетов по приведенному выше алгоритму показаны в табл. 1. Отмеченным выше допущениям соответствуют строки 9÷11.

Таблица 1

Расчет потерь дутья на ДП № 1 и № 2

№	Параметры	Доменная печь № 1			Доменная печь № 2			
		Воздухонагреватель						
		1	3	4	5	6	7	
1	Температура купола, °С	1280 (1290)	1190 (1200)	1305 (1310)	1300 (1310)	1320 (1320)	1340 (1340)	
2	Температура дутья при закрытом смесителе, $t_{\partial n 0}$, °С	1170 (1180)	1030 (1055)	1095 (1105)	1185 (1190)	1185 (1195)	1190 (1190)	
3	$(t_{куп} - t_{\partial n 0})$, °С	110 (110)	160 (145)	210 (205)	115 (120)	135 (125)	150 (150)	
4	Расход холодного дутья, $V_{хд}$, м ³ /мин	2250 (2180)	2200 (2100)	2250 (2130)	2080 (2150)	2150 (2075)	2090 (2150)	
5	Температура холодного дутья, $t_{хд}$	190 (190)	190 (190)	190 (190)	170 (170)	170 (170)	170 (170)	
6	Расход дутья через смеситель, $V_{\partial \ddot{a}}^{\ddot{n}i}$, м ³ /мин	243 (170)	230 (170)	240 (170)	240 (160)	230 (160)	230 (160)	
7	Температура дутья при открытом смесителе, $t_{\partial n}$, °С	1065 (975)	940 (840)	995 (880)	1070 (960)	1080 (955)	1080 (950)	
8	$(t_{куп} - t_{\partial n})$, °С	215 (315)	250 (360)	310 (430)	230 (350)	240 (365)	260 (390)	
9	Потери дутья* ($V_{\partial \ddot{a}}^{\ddot{n}i \partial}$) при условии ...	$t_{\partial 21} = t_{\partial n 0}$	135/6.0 (115/5.3)	222/10.1 (260/12.4)	237/10.5 (245/11.5)	107/5.1 (106/4.9)	79/3.7 (106/5.1)	102/4.9 (151/7.0)
10		$t_{\partial 22} = t_{\partial n 0} + 5$	220/9.8 (154/7.1)	314/14.3 (291/13.9)	321/14.3 (275/12.9)	179/8.6 (139/6.5)	162/7.6 (136/6.6)	179/8.6 (182/8.4)
11		$t_{\partial 23} = t_{\partial n 0} + 5 + 0.035 \cdot V_{\partial \ddot{a}}^{\ddot{n}i}$	348/15.5 (264/12.1)	444/20.2 (386/18.4)	448/19.9 (370/17.4)	288/13.8 (242/11.3)	282/13.1 (231/11.1)	289/13.8 (280/13.0)
12		Относительная погрешность расчета потерь дутья, %	$t_{\partial 20} = t_{\partial 21}$	13.3 (7.9)	13.6 (7.1)	13.1 (7.1)	12.4 (7.3)	13.4 (7.1)
		$t_{\partial 20} = t_{\partial 22}$	12.8 (7.8)	13.1 (7.0)	12.6 (7.0)	12.0 (7.2)	13.0 (7.0)	12.5 (7.0)
		$t_{\partial 20} = t_{\partial 23}$	12.1 (7.4)	12.3 (6.7)	11.9 (6.7)	11.5 (6.9)	12.3 (6.8)	11.9 (6.7)

* В числителе - м³/мин, в знаменателе - %, первое значение - $V_{\partial \ddot{a}}^{\ddot{n}i} = 230 \div 240$ м³/мин, в скобках - $V_{\partial \ddot{a}}^{\ddot{n}i} = 450 \div 500$ м³/мин

Полученные данные позволяют говорить о том, что потери на ДП № 2 меньше, чем на ДП № 1. Если во втором варианте на ДП № 2 они не превышают 7.0 % ($V_{\delta\dot{a}}^{\ddot{o}} = 151 \text{ м}^3/\text{мин}$), то на печи № 1 они достигают 12.4 % ($V_{\delta\dot{a}}^{\ddot{o}} = 260 \text{ м}^3/\text{мин}$).

Третья глава посвящена разработке алгоритма управления тепловым режимом доменной плавки, позволяющего задействовать в схеме управления два самостоятельных источника информации (состав колошникового газа и истинный расход дутья) с возможностью сравнения полученных ими расчетных сигналов и в случае их совпадения давать команду в АСУ тепловым режимом плавки для соответствующей корректировки рудной нагрузки в загружаемых в печь подачах.

За основной объект регулирования теплового состояния печи принят приход тепла от неполного горения углерода кокса и добавки в нижней ступени теплообмена печи. Такой выбор обусловлен тем, что при прочих равных условиях его величина однозначно определяет тепловое состояние печи и разница между эталонным и текущим приведенным значением дает возможность соответственно корректировать рудную нагрузку в загружаемых в печь подачах.

1. Счетчик опущенных в печь подач фиксирует их количество n_τ (шт.) за период времени τ ($\tau = 1 - 2$ часа) и по каждой серии подач (от одной перешихтовки до другой, а между ними по мере поступления информации о составе загружаемых материалов) рассчитывается выход чугуна из i -го компонента шихты и далее определяется теоретический выход чугуна из i -й подачи (e_i);

2. Производительность печи за период времени τ определяется по количеству проплавленных подач и выходу чугуна из них с учетом времени их нахождения в печи (между уровнем засыпи и горизонтом фурм), т:

$$\dot{I}_\tau = \sum_1^{\dot{I}} e_i \cdot n_{\tau_i} \quad (6)$$

Имея дополнительную информацию о температурах холодного и «горячего» дутья, а также о расходе дутья на смеситель с помощью программы решается алгоритм (4) и по рассчитанному расходу дутья и его составу (ω , φ) рассчитывается показатель C_ϕ :

$$C_\phi = V_{\delta\dot{a}} \cdot (2 \cdot \omega + \varphi - D) \cdot \frac{\tau}{\dot{I}} \cdot \frac{12}{22.4}, \quad (7)$$

где $V_{\delta\dot{a}}$ - минутный расход дутья, $\text{м}^3/\text{мин}$;

D – расход природного газа, м³/ м³;

Π – производительность печи, т чугуна/период регулирования.

По эталонному составу чугуна рассчитывается количество углерода кокса, необходимого для восстановления элементов чугуна $C_{de,y\ddot{e}}^0$ (кг/т чугуна).

Информация о количественном составе подачи с учетом динамических характеристик по каналу рудная нагрузка – содержание кремния в чугуне позволяет определить $C_{d_{Fe}}$ (кг/т чугуна):

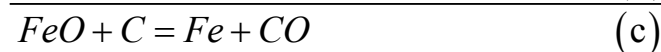
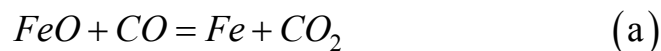
$$C_{d_{Fe}} = K_{(-\tau)} \cdot C_K - C_\phi - C_{de}^0 - 10 \cdot [C], \quad (8)$$

где $K_{(-\tau)}$ обозначает, что расход кокса берется с учетом времени запаздывания его прихода в горн (5-6 часов).

И, наконец, степень прямого восстановления железа (канал расхода дутья):

$$r_{d_1} = \frac{56}{12} \cdot \frac{C_{d_{Fe}}}{10 \cdot [Fe]} \quad (9)$$

В основу расчета r_d по второму каналу контроля положено предложение Л.Грюнера о возможности учета прямого восстановления вюстита в печи по количеству CO_2 , прореагировавшего с углеродом кокса, согласно схеме двухзвенного механизма реакции прямого восстановления по ле-Плею:



откуда по количеству CO_2 , превратившегося в CO по реакции (b), находится степень прямого восстановления железа по Павлову:

$$r_d = \frac{56}{22.4} \cdot \frac{V_{(CO_2)_d}}{10 \cdot [Fe]} \cdot 100\%, \quad (10)$$

где $V_{(CO_2)_d}$ - количество диоксида углерода, которое превращается в оксид углерода по реакции (b), м³/т чугуна;

$[Fe]$ - содержание железа в чугуне, %.

$V_{(CO_2)_d}$ рассчитывается по разности между количеством диоксида углерода, которое образовалось бы при 100%-ном косвенном восстановлении железа и высших окислов марганца ($V_{(CO_2)_i}$) и за счет диссоциации карбонатов, и фактическим количеством CO_2 в колошниковом газе:

$$V_{(CO_2)_d} = V_{(CO_2)_i} + 0.224 \cdot f - V_{\text{га}} \cdot \frac{\tilde{N}I_2}{100}, \text{ м}^3/\text{т} \cdot \text{ч} \quad (11)$$

где $V_{\text{га}}$ - выход колошникового газа;

f - расход флюса;

CO_2 - содержание CO_2 в колошниковом газе.

Расчет $V_{(CO_2)_i}$ выполняется по разности количества кислорода вносимого всеми шихтовыми материалами и кислорода отнятого в процессе косвенного восстановления железа водородом (V'_{O_2}):

$$V_{(CO_2)_i} = 2(V_{O_2} - V'_{O_2}), \text{ м}^3/\text{т} \cdot \text{ч} \quad (12)$$

Приход кислорода с оксидами железа определяется по формуле:

$$V_{O_2} = 10 \cdot [Fe] \cdot (\alpha \cdot A + \beta \cdot O), \text{ м}^3/\text{т} \cdot \text{ч}; \quad (13)$$

где α - объем кислорода, связанного в оксидах железа на 1 кг железа в агломерате;

β - объем кислорода, связанного в оксидах железа на 1 кг окатышей;

A - доля железа агломерата в рудной части шихты;

O - доля железа окатышей и сырой железной руды в рудной части;

Отказ от нахождения балансовым методом количества водорода, принявшего участие в косвенном восстановлении железа ($V_{H_2_i}$), принципиально изменяет схему расчета, устраняя, таким образом, значительные погрешности, вносимые ошибками учета баланса водорода в печах. Определенное на печах ОАО «Северсталь» расчетное отношение $\xi = \eta_{H_2} / \eta_{CO}$, показало его незначительное изменение в пределах от 0.95 до 1 в связи с чем представляется более целесообразным использование в расчетах r_d показателя $\xi \sim 1.0$:

$$r_{d_2} = \frac{0.25}{[Fe]} \cdot \left[20 \cdot [Fe] \cdot (\alpha \cdot A + \beta \cdot O) - 0.01 \cdot V_{\text{га}} \cdot \left(\frac{H_2 \cdot \xi \cdot \eta_{CO}}{1 - \xi \cdot \eta_{CO}} + CO_2 \right) \right] \cdot 100\% \quad (14)$$

Таким образом, первый канал контроля связан с газоанализаторами и дает расчетные значения r_{d1} , второй канал, непосредственно измеряя расход дутья, дает ту же информацию (r_{d2}). Если реакция систем по нагреву печи из обоих источников совпадает ($r_{d1} = r_{d2}$), то корректировка рудной нагрузки производится следующим образом:

1. Зная интегральный расход дутья за период регулирования ($W_{\bar{a}}^{\tau}$, м³), определяем приход тепла от неполного горения углерода кокса и добавки в нижней ступени теплообмена (НСТ) печи, Q_{τ} , МДж:

$$Q_{\tau} = \bar{q}_{C\phi} \cdot \tilde{N}_{\phi\tau} = [(1-z) \cdot (w_C + i_C + v_{\bar{a}} \cdot i_{\bar{a}}) - v_{\bar{A}} \cdot i_{\bar{A}}] \cdot \frac{W_{\bar{a}}^{\tau} \cdot 10^{-3}}{v_{\bar{a}}}, \quad (15)$$

где: z – потери тепла в НСТ в долях от прихода тепла в зоне горения;

i_C – теплосодержание углерода кокса при входе кокса в НСТ ($t_i = 900$ °С);

$v_{\bar{a}}$ – расход сухого дутья на 1 кг C_{ϕ} : $v_{\bar{a}} = 1.8667 / (2 \cdot \omega + \phi - D)$, м³/кг C_{ϕ} ;

D – расход природного газа, м³/м³ сух. дутья: $D = W_{i\bar{A}} \cdot \tau / W_{\bar{a}}^{\tau} \cdot (1 - \phi)$;

$W_{i\bar{A}}$ – расход природного газа, м³/ед. времени;

$i_{\bar{a}}$ – энтальпия горячего дутья, за вычетом теплоты разложения выносимых им водяных паров и теплоты пиролиза метана, кДж/м³:

$$i_{\bar{a}} = c_0 \cdot t_{\bar{a}} - \phi \cdot (10800 - c_{H_2O} \cdot t_{\bar{a}}) - D \cdot (3650 - c_{CH_4} \cdot t_s);$$

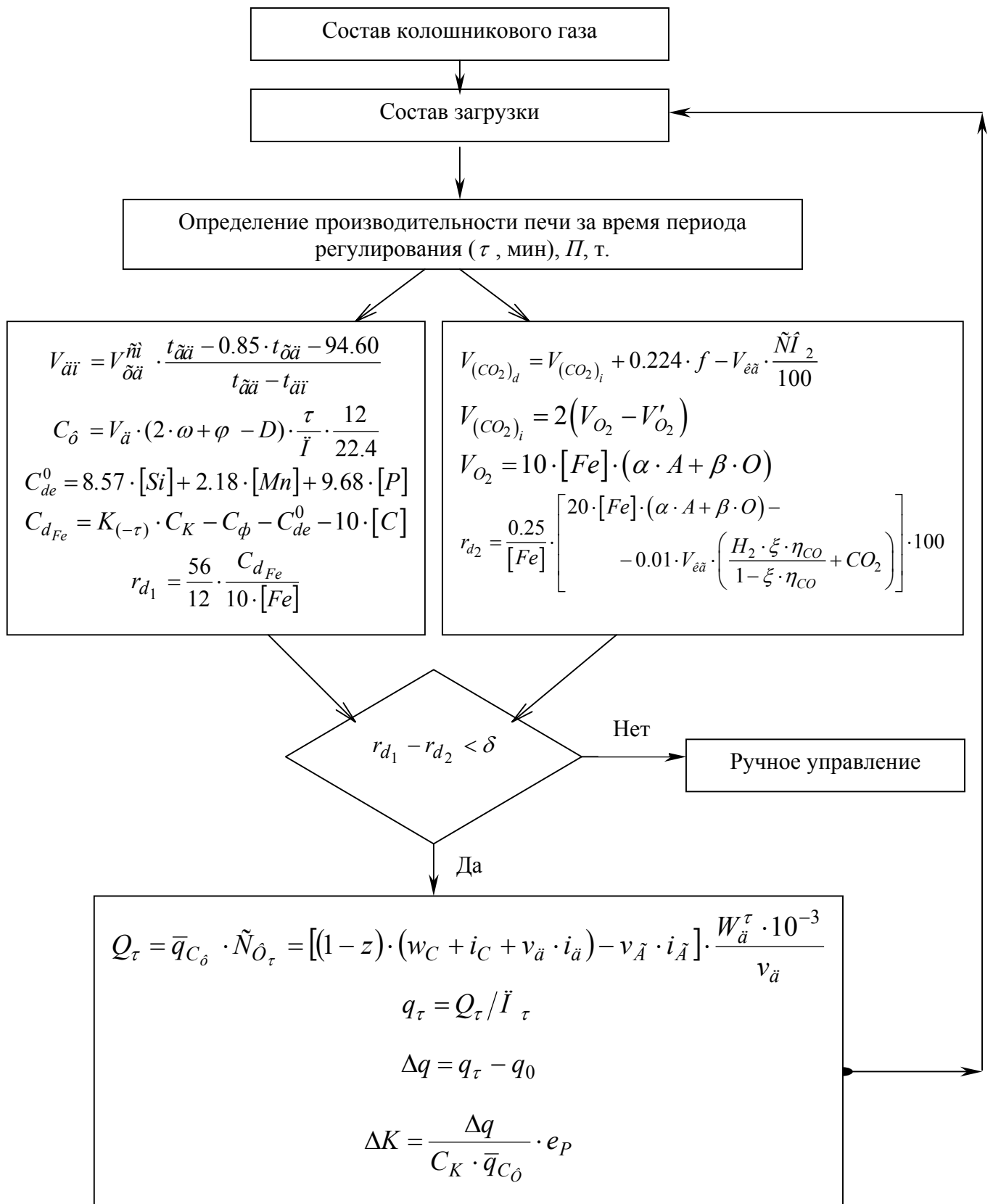
$v_{\bar{A}}$ – выход фурменных газов: $v_{\bar{A}} = v_{\bar{a}} \cdot (1 + \omega + 2 \cdot \phi + 2 \cdot D)$, м³/кг C_{ϕ} ;

$i_{\bar{A}}$ – энтальпия покидающих НСТ газов, кДж/м³;

$\bar{q}_{C\phi}$ – теплоотдача в НСТ сгорающего на фурмах углерода кокса, кДж/кг C_{ϕ} .

2. Сравниваем полученный приход тепла в расчете на 1 т чугуна ($q_{\tau} = Q_{\tau} / \dot{I}_{\tau}$) с его стандартной величиной q_0 : $\Delta q = q_{\tau} - q_0$ и производим корректировку рудной нагрузки в подачу:

$$\Delta K = \frac{\Delta q}{C_K \cdot \bar{q}_{C\phi}} \cdot e_P \quad (16)$$



Блок-схема алгоритма управления тепловым режимом

Чаще всего корректировка рудной нагрузки в подачу производится изменением массы кокса при постоянной массе рудного компонента. В этом случае масса кокса уменьшается на величину ΔK при ее положительном значении и наоборот – увеличивается при $\Delta K < 0$. Следует отметить, что регулирование осуществляется не по абсолютной величине, а по ее отклонению во времени. При расхождении показателя ($r_d \rightarrow C_\phi \rightarrow V_d$) по двум схемам регулирования необходимо обнаружить сбой в одной из схем, а регулирование нагрева печи производить «вручную», используя опыт и интуицию мастера печи.

Кроме того, имея оперативные данные о количестве потерь дутья, можно корректировать общий расход природного газа по условию поддержания заданного отношения расходов газа к дутью (D , м³ ПГ/м³ дутья). Это позволит увеличить средний удельный расход природного газа и соответственно понизить расход кокса, еще на старте (до ввода АСУ тепловым режимом плавки) устранить колебания нагрева печи, вызванные изменением температурного режима плавки и удельного расхода топливной добавки.

Для условий ОАО «Северсталь» (учитывая колебания расхода дутья в интервале 0÷5 %) такая экономия может составить (ΔK , кг/т чугуна):

D , % м ³ ПГ/м ³ сух. дутья	Изменение расхода дутья в связи с колебаниями газопроницаемости шихты, %			
	0	1	3	5
5	0	0.4	1.3	2.2
10	0	0.8	2.6	4.4
15	0	1.26	3.9	6.6

Во четвертой главе рассмотрены вопросы равновесного восстановления кремния в системе чугун – шлак – газ, по методу проф. Андропова (ПДК) проведен расчет влияния концентрации кремния в чугуне на относительный расход кокса, уточняющий существующие сегодня нормативы; сделана оценка экономической эффективности возможного снижения концентрации кремния в чугуне в результате стабилизации теплового режима.

Учитывая тенденции в современной технологии выплавки передельных чугунов, можно считать, что уровень концентрации кремния в чугуне тем ниже, чем выше уровень технологической культуры производства. Поскольку прямых экспериментальных исследований равновесных процессов в системе чугун – шлак – газ нет, в расчете использовалось следующее выражение для константы равновесия реакции $(SiO_2) + 2 [C] = [Si] + 2 CO$:

$$\lg K_p = -\frac{31950}{T} - 0.35 \cdot 10^{-3} \cdot T - 1.34 \cdot 10^5 \cdot T^{-2} + 18.45 \quad (17)$$

Учитывая соотношение K_p для известного и измененного по концентрации кремния состава чугуна по выражению

$$K'_p = \frac{K_p \cdot [Si]^i \cdot 10^{0.024 \cdot \Delta[Si]}}{[Si]}, \quad (18)$$

определяем температуру чугуна. Далее, приняв во внимание изменение состава и теплосодержания чугуна, расхода природного газа и других параметров плавки, по методу ПДК получили данные о влиянии концентрации кремния в чугуне на относительный расход кокса (табл. 2):

Таблица 2

[Si], %	0,47	0,42	0,37	0,32	0,27
K_p	0,129	0,116	0,102	0,089	0,075
$t_e, ^\circ\text{C}$	1436	1432	1426	1421	1414
[C], %	4,92	4,935	4,95	4,965	4,98
[Fe], %	94,115	94,15	94,185	94,22	94,255
U , кг/кг чугуна	0,289	0,291	0,293	0,295	0,297
ПГ, моль/моль Fe	0.3188	0.3186	0.3185	0.3184	0.3182
$r_{d_{\min}}$	0.245	0.247	0.249	0.250	0.252
K_{\min} , кг/кг чугуна	0,3507	0,3498	0,3488	0,3479	0,3468
$t_T, ^\circ\text{C}$	1898.7	1896.3	1893.3	1890.5	1887.1
$\frac{\Delta K}{\Delta [Si]}, \text{ кг/0,1 [Si]}_e$	1.8		2.0		

Полученные данные, заметно отличающиеся от норм, принятых в заводских инструкциях, и использованы для расчета эффективности внедрения предлагаемой системы на ОАО «Северсталь».

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ И ВЫВОДЫ

1. Выполненный аналитический обзор ранее разработанных алгоритмов прогнозирования теплового режима плавки показал, что все они базировались на единой информационной основе, использующей анализ состава колошниковых газов. Практическая непригодность использования их в АСУ тепловым режимом доменной плавки объясняется невозможностью получения надежной информации о количестве водорода, израсходованного в реакциях косвенного восстановления железа в связи с широким использованием в составе комбинированного дутья углеводородных топливных доба-

вок. Только жесткая привязка η_{H_2} к η_{CO} позволяет существенно понизить погрешности в определении r_d и рекомендовать этот традиционный канал прогноза теплового режима плавки в качестве дополнительного в АСУ ТП.

2. Разработана и смонтирована на доменных печах ОАО «Северсталь» система контроля расходов холодного дутья и баланса энтальпий всех дутьевых потоков, позволяющая определять истинный расход горячего дутья в горн печей.
3. Разработан алгоритм управления тепловым режимом доменной плавки, использующий в схеме управления два самостоятельных источника информации (состав колошниковога газа и истинный расход дутья) с возможностью сравнения полученных ими расчетных сигналов и позволяющий прогнозировать тепловое состояние печи и рассчитывать управляющие воздействия на основе дебаланса прихода тепла в печь с учетом времени нахождения материалов в печи.
4. Информация об истинном расходе горячего дутья в горн печей позволяет снизить удельный расход кокса еще на старте, т.е. до пуска в эксплуатацию системы регулирования теплового режима доменной плавки за счет повышения отношения расходов природного газа к дутью без риска понизить теоретическую температуру горения ниже ее критической величины.

Основные положения диссертации отражены в следующих работах:

1. Лычев А.В., Белов Ю.А. Совершенствование системы контроля теплового режима плавки по изменению прямого восстановления. // VI Всероссийская конференция по проблемам науки и высшей школы / Фундаментальные исследования в технических университетах - СПб: Изд-во СПбГТУ, 2002 г., с. 165-166.
2. Лычев А.В., Андронов В.Н., Белов Ю.А. Методика расчета степени прямого восстановления железа. // VII Международный конгресс специалистов доменного производства, Москва - Череповец, сентябрь 2002 г., с. 202-203
3. Лычев А.В., Андронов В.Н. Алгоритм контроля теплового режима доменной плавки по изменению степени прямого восстановления. XXXI неделя науки СПбГПУ. Мат. межвуз. научн. конф. Часть V. – СПб, СПбГПУ, 2002 г., с. 36-37
4. Белов Ю.А., Андронов В.Н., Лычев А.В. Расчет показателей доменной плавки по усовершенствованному методу ПДК. // VII Международный конгресс специалистов доменного производства, Москва - Череповец, сентябрь 2002 г., с. 198-201
5. Белов Ю.А., Лычев А.В. Скрытые резервы технологии доменной плавки с вдуванием в горн пылеугольного топлива. // VI Всероссийская конференция по проблемам науки и высшей школы / Фундаментальные исследования в технических университетах - СПб: Изд-во СПбГТУ, 2002 г., с. 145-147.
6. Андронов В.Н., Белов Ю.А., Лычев А.В. Оценка расхода кокса методом ПДК с учетом центральной коксовой отдушины в столбе шихты. // Сталь, № 8, 2003 г, с. 10-15.
7. Андронов В.Н., Белов Ю.А., Лычев А.В. К вопросу о реакционной способности кокса. // Черные металлы, № 2, 2004 г., с. 12-17