

На правах рукописи



Белковский Александр Георгиевич

ИССЛЕДОВАНИЕ И РАЗРАБОТКА ПАРАМЕТРОВ ТЕХНОЛОГИИ
ВЫПЛАВКИ СТАЛИ С ПРИМЕНЕНИЕМ ДСП СРЕДНЕЙ ВМЕСТИМОСТИ
ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОИЗВОДСТВА
СОРТОВОЙ ЗАГОТОВКИ

специальность 05.16.02 — «Металлургия черных, цветных и редких металлов»

Автореферат диссертации на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Москва 2013 г.

Работа выполнена в Открытом акционерном обществе Акционерной холдинговой компании "Всероссийский научно-исследовательский и проектно-конструкторский институт металлургического машиностроения имени академика Целикова" (ОАО АХК «ВНИИМЕТМАШ»).

Научный руководитель: Кац Яков Львович, зам. начальника отдела в ОАО АХК «ВНИИМЕТМАШ», к.т.н.

Официальные оппоненты:

1. Падерин Сергей Никитьевич, помощник генерального директора ОАО "Металлургический завод "Электросталь", проф., д.т.н.;

2. Нехамин Сергей Маркович, генеральный директор ООО "НПФ КОМТЕРМ", к.т.н.

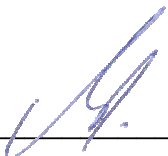
Ведущая организация: Федеральное государственное унитарное предприятие «Центральный научно-исследовательский институт черной металлургии им. И. П. Бардина», г. Москва.

Защита состоится _____ в _____ на заседании диссертационного совета Д.212.132.02 при Федеральном государственном автономном образовательном учреждении высшего профессионального образования «Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС» (НИТУ «МИСиС») по адресу: 119049 г. Москва, Ленинский просп., д. 6, ауд. 305.

С диссертацией можно ознакомиться в библиотеке НИТУ «МИСиС».

Автореферат разослан _____

Ученый секретарь
диссертационного совета,
доц., к.т.н.

 /Колтыгин А. В./

ОСНОВНЫЕ ПОЛОЖЕНИЯ

Актуальность работы. В период опытно-промышленной эксплуатации дуговой сталеплавильной печи вместимостью 30 т (ДСП-30) и агрегата ковш-печь (АКП-30) на ГУП «Литейно-прокатный завод», г. Ярцево (ЛПЗ), выявлены проблемы, которые осложняли вывод предприятия на проектную производительность:

- повышенный удельный расход электроэнергии в ДСП;
- увеличенная продолжительность цикла плавки в ДСП;
- ускоренное охлаждение металла в ковше;
- низкая серийность разливки стали на МНЛЗ;
- низкий выход годных заготовок на МНЛЗ.

Указанные проблемы связаны с тем, что на заводе применяют ДСП и АКП средней вместимости (от 6 до 50 т по классификации А. В. Егорова). Повышенная удельная поверхность металла в металлургических агрегатах средней вместимости, кроме всего прочего, приводит к увеличению удельных тепловых потерь по сравнению с агрегатами большой вместимости. Количество металлургических мини-заводов, построенных по аналогичной ЛПЗ идеологии, растет и в России, и в мире. Это говорит об актуальности перечисленных проблем и необходимости их решения.

Цель работы — исследование взаимосвязи конструкции ДСП и АКП средней вместимости с энергетическими и технологическими параметрами процессов выплавки и ковшовой обработки стали для повышения эффективности производства сортовой заготовки на металлургических мини-заводах.

Задачи работы:

1. Разработка математической модели процесса выплавки железоуглеродистого полупродукта в ДСП-30, позволяющей исследовать влияние размеров ванны и основных параметров технологии на характеристики полупродукта и показатели процесса;
2. Уточнение существующей методики расчета мощности перемешивания

металла в ДСП пузырями СО во время обезуглероживания для исследования влияния размеров ванны ДСП на мощность перемешивания металла при углеродном кипении;

3. Теоретическое обоснование рационального соотношения радиуса к глубине ванны для ДСП с высокой удельной мощностью;

4. Разработка практической методики расчета технологически обоснованного количества углеродсодержащих материалов для науглероживания металла в ДСП;

5. Разработка математической модели охлаждения металла в сталеразливочном ковше во время ковшовой обработки стали и, на ее основе, рационального температурного режима ковшовой обработки стали для условий ЛПЗ.

Научная новизна работы:

1. Установлены количественные отличия процессов массо- и теплопереноса в жидкой ванне ДСП средней и большой вместимости, заключающиеся в уменьшении удельной мощности углеродного перемешивания и увеличении удельной интенсивности теплообмена с окружающей средой при уменьшении вместимости печи;

2. Разработана детерминированная математическая модель процесса выплавки железоуглеродистого полупродукта в ДСП, которая позволяет моделировать динамику процесса и, в отличие от аналогов, учитывает влияние размеров ванны на показатели процесса;

3. Показано, что барботирование металла пузырями СО, выделяющимися при обезуглероживании металла, является наиболее мощным механизмом тепло- и массопереноса в ванне ДСП-30 при средней интенсивности кислородной продувки и в отсутствие специального оборудования для перемешивания металла;

4. Определен диапазон рациональных соотношений радиуса к глубине ванны ДСП с высокой удельной мощностью исходя из критериев максимизации мощности перемешивания металла и минимизации тепловых потерь.

Практическая значимость результатов работы:

1. Опробование на ЛПЗ разработанной практической методики расчета технологически обоснованного количества УСМ для науглероживания металла в ДСП, которая предусматривает расход УСМ 7,6 кг/т шихты из расчета на чистый углерод, показало, что ее применение позволяет уменьшить продолжительность плавки в ДСП-30 на 2,4–2,7 мин, что подтверждено Техническим заключением ЛПЗ;

2. Применение разработанного температурного режима ковшовой обработки стали Ст3 на ЛПЗ, предусматривающего повышение температуры металла перед выпуском из ДСП-30 с 1 635 до 1 650 °С, а после окончания обработки на АКП — с 1 610 до 1 635 °С, позволило повысить выход годных заготовок при непрерывной разливке стали до 99,5 % (на 3 % в абсолютном выражении), что подтверждено Техническим заключением ЛПЗ;

3. Алгоритм и элементы математического описания модели процесса выплавки железоуглеродистого полупродукта в ДСП, разработанные автором, могут быть использованы для расчета технико-экономических показателей плавки проектируемых ДСП с высокой удельной мощностью.

Апробация результатов работы. Результаты работы докладывались автором на 8-ми международных научно-технических конференциях, в том числе на XI (3–8 октября 2010 г., г. Нижний Тагил) и XII (22–26 октября 2012 г., г. Выкса) Международных конгрессах сталеплавателей. По результатам работы сделано 9 публикаций, 4 из которых в изданиях, рекомендованных ВАК; получен 1 патент.

Структура диссертационной работы. Работа состоит из введения, 4 глав, заключения, списка использованных источников (64 наименования); изложена на 168 стр. машинописного текста, содержит 25 табл., 44 рис. и 3 приложения.

СОДЕРЖАНИЕ РАБОТЫ

Во **введении** показана актуальность исследуемых проблем, представлены цель и задачи работы, ее научная новизна и практическая значимость, положения, выносимые на защиту, а также сведения об апробации результатов работы.

В **первой главе**, на основе анализа литературных данных, показано, что реакция обезуглероживания металла в ДСП носит слабоэкзотермический характер, что определяет роль дополнительного углерода, присаживаемого в ДСП в виде УСМ, как источника перемешивания металла (при его окислении) и предотвращения повышенного угара железа. Массу УСМ определяют, согласно рекомендациям Д. Я. Поволоцкого и др., исходя из того, что за время плавки должно окислиться не менее 0,5 % углерода от массы плавки. Однако известно, что отношение основных параметров электропечной установки (ЭПУ) — интенсивности кислородной продувки и мощности трансформатора, которые отвечают за достижение параметров качества полупродукта — содержание углерода и температуры, соответственно, — на всех печах разные. Следовательно, оптимальная масса УСМ в шихте ДСП должна определяться в зависимости от соотношения параметров ЭПУ.

Анализ термодинамики и кинетики процесса обезуглероживания металла в ДСП по литературным данным показал, что удаление углерода до концентраций менее 0,1 % при производстве углеродистых и низколегированных марок стали нецелесообразно, поскольку термодинамические и кинетические условия процесса ниже указанной концентрации в ДСП резко ухудшаются. Данное обстоятельство необходимо учитывать при разработке практической методики расчета расхода УСМ, что является одной из задач работы.

Теоретический расчет по методике, предложенной в работе С. Н. Падерина и В. В. Филиппова¹, показал, что критическая концентрация углерода (по С. И. Филиппову) в металле ДСП-30 ЛПЗ при интенсивности кисло-

¹ Падерин С. Н., Филиппов В. В. Теория и расчеты металлургических систем и процессов.— М.: МИСИС, 2001. — 334 с.: ил. — 700 экз.

родной продувки $0,7 \text{ м}^3/(\text{мин} \cdot \text{т})$ составляет около 1 %. Это позволяет утверждать, что ванна ДСП большую часть окислительного периода «кипит» за счет выделения пузырей CO — продукта реакции обезуглероживания, что также подтверждается натурными наблюдениями за ДСП-30 ЛПЗ.

Согласно литературным данным, углеродное кипение металла наряду с перемешиванием металла струей кислорода, нейтральным газом через донные пробки и электромагнитным перемешиванием (ЭМП), по-видимому, является одним из наиболее мощных способов перемешивания ванны. Так, перемешивание металла за счет естественной конвекции в ДСП крайне ограничено из-за нагрева сверху (скорость потоков не превышает $0,13 \text{ м/с}$), электромагнитогидродинамическое воздействие дуг приводит к примерно таким же скоростям движения металла, но на поверхности и вблизи дуг ($0,02\text{--}0,10 \text{ м/с}$). Интенсивность «искусственных» способов перемешивания металла (ЭМП и продувка нейтральными газами) зависит от характеристик используемых устройств, а мощности перемешивания металла за счет кинетической энергии струи кислорода и при углеродном кипении, по данным В. И. Явойского, сопоставимы (для кислородного конвертера с верхней продувкой — $5\text{--}10$ и $10\text{--}20 \text{ кВт/т}$, соответственно). Поэтому именно последние два механизма перемешивания необходимо рассмотреть в настоящей работе по отношению к ДСП.

Вместимость ванны ДСП и соотношение основных ее размеров (радиус на уровне металла к его глубине — r_m/h_m) оказывает существенное влияние как на тепло-, так и на массообменные процессы в металле, что необходимо учитывать при определении рациональных размеров подины ДСП. В литературе имеется теоретическое обоснование рациональных значений r_m/h_m , но оно основано на конструктивных параметрах. Несомненно, при определении рациональных значений r_m/h_m необходимо учитывать также технологические факторы, такие как интенсивность тепло- и массообмена, которые можно выразить через мощность перемешивания металла.

Приведен анализ различных подходов к определению коэффициентов распределения кислорода на окисление примесей металла в ДСП (использую-

щихся в отечественных «ОРАКУЛ», «ГИББС» и некоторых зарубежных моделях), что необходимо для разработки собственной модели процесса. Показано, что наиболее подходящим для целей настоящей работы является способ расчета коэффициентов распределения кислорода исходя из химического сродства элементов металла к нему по уравнению из работы В. И. Городецкого² в измененном виде:

$$\eta_o^i = \frac{\Delta G^i}{\sum_{i=1}^n \Delta G^i} = \frac{\ln \frac{K_p^i}{D^i}}{\sum_{i=1}^n \ln \frac{K_p^i}{D^i}}, \quad (1)$$

где η_o^i — коэффициент распределения кислорода на окисление примеси i ;
 ΔG^i — изменение энергии Гиббса при окислении элемента i , Дж/моль;
 K_p^i — константа равновесия реакции окисления элемента i ;
 D_i — функция исходного состояния реакции окисления элемента i .

Во **второй главе** выведено уравнение, описывающее подину ДСП-30 с эркерным выпуском из предположения, что поверхность подины в середине кампании представляет собой параболоид вращения с объемом, эквивалентным реальной подине. Погрешность уравнения при расчете площади поверхности ванны металла не превышает 4,2 %. Уравнение параболоида вращения:

$$H(x, y) = -\frac{h_3}{r_3^2} (x^2 + y^2) + h_3, \quad (2)$$

где $H(x, y)$ — глубина подины в точке (x, y) на поверхности, м;
 r_3 — эквивалентный радиус подины;
 h_3 — эквивалентная глубина подины.

Показано, как изменяется удельная площадь поверхности металла в параболических ваннах различных вместимости и соотношения r_m/h_m (см. рис. 1). Минимальная удельная площадь поверхности параболической подины достига-

² Исследование окисленности высоколегированных расплавов для прогнозирования окислительного процесса при производстве коррозионно-стойкой стали: дис. на соискание ученой степени канд. техн. наук: 05.16.02: защищена 26.05.11 / Городецкий Вячеслав Игоревич. – М., 2011. – 111 с.

ется при $r_m/h_m = 0,93$, а минимальная удельная поверхность металла в ней — при $r_m/h_m = 0,46$. Удельная мощность тепловых потерь пропорциональна удельной теплоотдающей поверхности металла. Следовательно, в ДСП-30 удельная мощность тепловых потерь в 1,4 раза выше, чем в типичной ДСП-100 (рис. 1).

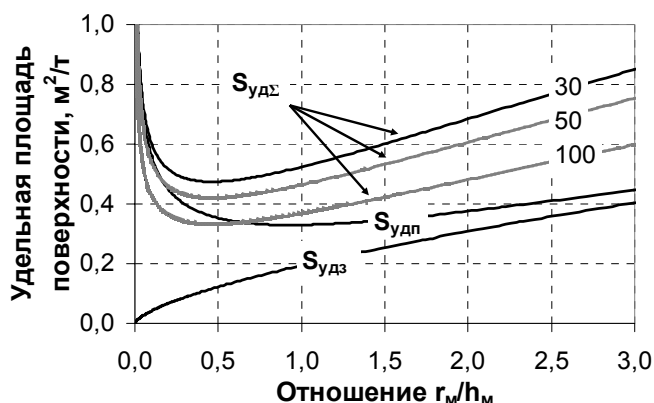


Рис. 1 — Зависимость удельной поверхности металла в ДСП различной емкости (цифры у кривых) от отношения r_m/h_m ($S_{удп}$, $S_{удз}$, $S_{уд\Sigma}$ — удельные площади поверхностей подины, зеркала и их суммы)

Разработана детерминированная математическая модель процесса выплавки железуглеродистого полупродукта в ДСП, которая позволяет моделировать динамику процесса и, в отличие от аналогов, учитывает влияние размеров подины на показатели процесса за счет использования уравнения (2). Модель применима для расчета параметров металла, шлака и газа, а также эксплуатационных показателей ДСП по данным прошедшей плавки при выплавке полупродукта из шихты, преимущественно состоящей из стального нелегированного лома, по одношлаковой технологии с применением кислорода, природного газа, порошковых и кусковых УСМ.

На ЛПЗ собирались следующие исходные данные для модели: температура корпуса печи — при помощи контрольных датчиков в подине и инфракрасного тепловизора SDS HotFind-DXT; температура и расход охлаждающей воды в стенах и своде — при помощи контрольных датчиков; хронометраж 22-х плавок; паспорта плавок. Модель реализована на языке программирования Visual Basic в стандартном листе MS Excel. Исходные данные вводятся в виде протокола плавки (рис. 2).

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	
2	3	Наименование операции	Оборудование ДСП			Масса материалов, кг								Скорость выпуска, кг/с	Энергоносители										
0 - закрыто; 1 - открыто			Болото		CaO	C (коксик)	C (порошок), кг	MgO	MP-MF	MP-FG	Электроэнергия		Фурма		Горелка										
Свод			Рабочее окно	Затвор выпускного отверстия							Шихта	температура, °C	масса, кг		Ток установки, кА	Расход активной э/э, МВт·ч	Усред. активная мощность, МВт	Усред. интенсивность O ₂ , м³/ч	Расход O ₂ , м³	Усред. интенсивность CH ₄ , м³/ч	Расход CH ₄ , м³	Усред. интенсивность O ₂ , м³/ч	Расход O ₂ , м³	Усред. интенсивность CH ₄ , м³/ч	Расход CH ₄ , м³
4	Время от начала плавки, мин																								
5	0,0	Начало плавки	0	1	0		1550	2500						0	0		0,0	0,0		0,0		0,0		0,0	
6	3,1	Завалка	1	1	0	20740								0	0		0,0	0,0		0,0		0,0		0,0	

Рис. 2 — Фрагмент экранной формы протокола плавки для ввода исходных данных в модель процесса выплавки железоуглеродистого полупродукта в ДСП-30 ЛПЗ

Приняты допущения: 1) параметры системы металл-шлак-газ постоянны в пределах шага вычисления dt ; 2) передача энергии в рабочем пространстве от всех источников к системе металл-шлак-газ происходит мгновенно; 3) потери тепла через водоохлаждаемые поверхности (стены и свод) печи происходят только с охлаждающей водой; 4) потери тепла через неводоохлаждаемые поверхности печи (нижняя часть стены и подина) происходят за счет конвекции и излучения при постоянной температуре. Футеровка подины находится в стационарном тепловом состоянии; 5) температуры металла, шлака и газа в любой момент плавки равны; 6) все фазы имеют равномерную по объему температуру, химический состав и другие свойства.

Кислород горелки и воздуха через коэффициент усвоения $CEfWSpO_2$, а кислород фурмы через коэффициент усвоения $CEfLO_2$ растворяется в металле:

$$CEfLO_2 \cdot O_{2г}^{фурма} + CEfWSpO_2 \cdot O_{2г}^{воздух, горелка} = 2(CEfLO_2 + CEfWSpO_2)[O]. \quad (3)$$

Растворенный кислород окисляет Fe и Mn, Si и C по обобщенной реакции:

$$m[A] + [O] = n(A_x O_y), \quad (4)$$

где A — компонент расплава или жидкое железо;
 m и n — стехиометрические коэффициенты.

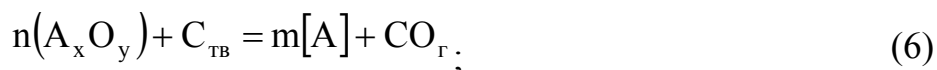
Коэффициенты распределения кислорода на окисление каждой примеси определены по уравнению (1). Функция исходного состояния реакции (4) равна:

$$D_{A_xO_y} = \frac{a_{A_xO_y}^n}{a_A^m a_O}, \quad (5)$$

где $a_{A_xO_y}$ — активность компонента шлака в исходном состоянии;
 a_A — активность компонента металла в исходном состоянии;
 a_O — активность кислорода, растворенного в металле.

Активности компонентов металла определены по параметрам взаимодействия первого порядка, а шлака — по теориям совершенных и регулярных ионных растворов. Принято, что растворенный в металле за время расчетного шага dt кислород расходуется на окисление примесей, если его активность достаточна для соблюдения условия $K_i > D_i$ хотя бы для одной из рассматриваемых реакций. Если все $K_i \leq D_i$, то с каждым расчетным шагом происходит накапливание кислорода в металле до тех пор, пока не будет выполняться первое условие. Неусвоенный металлом кислород расходуется на окисление электродов и природного газа. Неизрасходованный кислород, нагретый до температуры системы металл-шлак-газ, удаляется через газоход.

Аналогично решена задача с распределением углерода присаживаемых и вдуваемых УСМ. Углерод УСМ, присаживаемых с шихтой в бадьях полностью растворяется в металле. Реакции в общем виде:



$$C_{\text{ТВ}} = [C]; \quad (7)$$



Количество вещества компонента металла А на i -м шаге расчета:

$$\begin{aligned} n_A^i = n_A^{i-1} &+ \frac{m_{\text{ЛОМ}}^i [A]_{\text{ЛОМ}}}{100 \cdot \mu_A} + \frac{m_{\text{БОЛОТО}}^i [A]_{\text{БОЛОТО}}}{100 \cdot \mu_A} + \\ &+ n_{\text{ВОССТ.А}}^{i-1} \cdot dt - n_{\text{ОКИСЛ.А}}^{i-1} \cdot dt - \frac{rm_{\text{ВЫПУСК}}^{i-1} [A]^{i-1}}{100 \cdot \mu_A} \cdot dt, \end{aligned} \quad (9)$$

где n_A — количество компонента А в металле, моль;
 $m_{\text{ЛОМ}}$ — масса лома в завалке и подвалках, кг;
 $[A]_{\text{ЛОМ}}$ — концентрация элемента А в ломе, %;

μ_A — молярная масса элемента А, кг/моль;
 $m_{\text{болото}}$ — масса болота перед началом плавки, кг;
 $[A]_{\text{болото}}$ — концентрация элемента А в болоте, %;
 $n_{\text{восст.А}}$ — переход компонента А в металл по реакциям (6) и (7), моль/с;
 $n_{\text{окисл.А}}$ — переход компонента А в шлак по реакции (4), моль/с;
 $gm_{\text{выпуск}}$ — интенсивность выпуска металла из печи, кг/с;
 $[A]$ — концентрация компонента А в металле.

Количество вещества компонента шлака A_xO_y на i -м шаге расчета:

$$\begin{aligned}
 n_{A_xO_y}^i = n_{A_xO_y}^{i-1} + \frac{m_{\text{матер}}^i [A_xO_y]_{\text{матер}}}{100 \cdot \mu_{A_xO_y}} + \frac{m_{\text{шл.болото}}^i [A_xO_y]_{\text{болото}}}{100 \cdot \mu_{A_xO_y}} + \\
 + n_{\text{окисл.А}_x\text{O}_y}^{i-1} \cdot dt - n_{\text{восст.А}_x\text{O}_y}^{i-1} \cdot dt,
 \end{aligned} \quad (10)$$

где $n_{A_xO_y}$ — количество компонента A_xO_y в шлаке, моль;
 $m_{\text{матер}}$ — масса материалов, присаживаемых в печь, кг;
 $[A_xO_y]_{\text{матер}}$ — концентрация компонента A_xO_y в материале, %;
 $\mu_{A_xO_y}$ — молярная масса A_xO_y , кг/моль;
 $m_{\text{шл.болото}}$ — масса шлака болота перед началом плавки, кг;
 $[A_xO_y]_{\text{болото}}$ — концентрация компонента A_xO_y в шлаке болоте, %;
 $n_{\text{восст.А}_x\text{O}_y}$ — разложение компонента A_xO_y по реакции (6) или растворения по реакции (7), моль/с;
 $n_{\text{окисл.А}_x\text{O}_y}$ — образование компонента A_xO_y по реакции (4), моль/с.

Образующиеся во время плавки газы и неизрасходованные O_2 и CH_4 нагреваются до температуры системы металл-шлак и удаляются в газоход. Реакции между газами происходят в системе газоочистки, не влияя на тепловой баланс.

Уравнения теплового баланса:

$$E_{\text{пр}}^i = E_{\text{э/э}}^i + E_{\text{ф}}^i + E_{\text{г}}^i + E_{\text{экз}}^i, \quad (11)$$

где $E_{\text{пр}}$ — приход тепла в систему к шагу вычисления i , МДж;
 $E_{\text{э/э}}$ — расход активной электроэнергии к шагу i , МДж;
 $E_{\text{ф}}$ — физическое тепло материалов, загруженных к шагу i , МДж;
 $E_{\text{г}}$ — энергия от сжигания природного газа к шагу i , МДж;
 $E_{\text{экз}}$ — энергия экзотермических реакций к шагу i , МДж.

$$E_p^i = E_{\text{эп}}^i + E_{\text{ов}}^i + E_{\text{тп}}^i + E_{\text{ог}}^i + E_{\text{вм}}^i + E_{\text{энд}}^i, \quad (12)$$

где E_p — суммарный расход тепла к шагу i , МДж;

$E_{э/э}$ — энергия электрических потерь к шагу i , МДж;
 $E_{ов}$ — тепловые потери с охлаждающей водой к шагу i , МДж;
 $E_{тп}$ — энергия тепловых потерь к шагу i , МДж;
 $E_{ог}$ — физическое тепло отходящих газов к шагу i , МДж;
 $E_{вм}$ — физическое тепло выпущенного металла к шагу i , МДж;
 $E_{энд}$ — энергия эндотермических реакций к шагу i , МДж.

$$E^i = E_{пр}^i - E_p^i, \quad (13)$$

где E — энтальпия расплава (металла и шлака) на шаге вычисления i , МДж.

Температура металла на i -м шаге в зависимости от его энтальпии:

$$T^i = \begin{cases} \text{при } E_{Me}^i \leq (m_{Me}^i E_{лик} - m_{Me}^i \lambda_{ст}): & \frac{E^i + c_{ст}^{ТВ} m_{Me}^i T_{окр}}{c_{ст}^{ТВ} m_{Me}^i + c_{шл} m_{шл}^i + c_{MgO} m_{MgO}^i}; \\ \text{при } (m_{Me}^i E_{лик} - m_{Me}^i \lambda_{ст}) \leq E_{Me}^i \leq m_{Me}^i E_{лик}: & T_{лик}; \\ \text{при } E_{Me}^i > m_{Me}^i E_{лик}: & \frac{E^i - m_{Me}^i (E_{лик} - c_{ст}^{ж} T_{лик})}{c_{ст}^{ТВ} m_{Me}^i + c_{шл} m_{шл}^i + c_{MgO} m_{MgO}^i}. \end{cases}, \quad (14)$$

где T — температура металла на i -м шаге вычисления, К;
 E_{Me} — энтальпия металла на i -м шаге, МДж, которая определяется из уравнения $E_{Me}^i = E^i - T'(c_{шл} m_{шл}^i + c_{MgO} m_{MgO}^i)$;
 m_{Me} — масса металла на i -м шаге вычисления, кг;
 $E_{лик}$ — теплосодержание стали при температуре ликвидус, МДж/кг;
 $\lambda_{ст}$ — скрытая теплота плавления стали, МДж/кг;
 $c_{ст}^{ТВ}$ и $c_{ст}^{ж}$ — теплоемкости твердой и жидкой стали, МДж/(кг·К);
 $c_{шл}$ и c_{MgO} — теплоемкости шлака и магнезита, МДж/(кг·К);
 $T_{окр}$ — температура окружающей среды, К;
 $T_{лик}$ — температура ликвидус стали, К;
 T' — дополнительное значение температуры, которое на первой итерации расчета равно T^{i-1} , а на второй и последующих приравнивается к T^i для уточнения результатов (метод последовательных приближений).

Ошибка, связанная с неучтенными статьями теплового баланса, заложена в значении температуры. Идентификация модели позволяет нивелировать ее влияние. Для идентификации использовались три параметра (см. табл. 1): $CEfWSpO_2$, $CEfLO_2$ и интенсивность подсоса воздуха в рабочее пространство, которая позволяет учесть неучтенную энергию через физическое тепло воздуха.

Верификация модели по температуре, содержанию углерода и марганца показала, что она обладает точностью (см. рис. 3), достаточной для решения задач, поставленных перед настоящей работой, а именно исследования влияния размеров ванны ДСП и основных параметров технологии на характеристики полупродукта и показатели процесса. При этом принято: масса и состав шлака болота на всех плавках одинаковые; состав металла болота равен составу металла предыдущей плавки, масса рассчитана по выходу годного 92,5 %, полученного на балансовых плавках; температура системы перед началом плавки принята 1 550 °С; состав лома на всех плавках одинаковый.

Табл. 1 — Параметры модели, результаты расчета и фактические данные плавов № 131697–131704, проведенных в ДСП-30 ЛПЗ

Параметры модели				Результаты расчета			Фактические данные		
№ плавки	Подсос воздуха, м ³ /ч	CEfLO2	CEfWSpO2	T, °C	[C], %	[Mn], %	T, °C	[C], %	[Mn], %
131697	5 000	0,70	0,10	1 643,4	0,119	0,090	1 616	0,135	0,070
131698	5 000	0,70	0,10	1 673,2	0,072	0,049	1 613	0,071	0,062
131699	5 000	0,70	0,10	1 565,0	0,165	0,103	1 601	0,084	0,069
131700	5 000	0,70	0,10	1 557,5	0,215	0,123	1 592	0,092	0,063
131701	5 000	0,70	0,10	1 625,5	0,105	0,078	1 600	0,090	0,077
131702	5 000	0,70	0,10	1 604,3	0,114	0,096	1 590	0,067	0,075
131703	5 000	0,70	0,10	1 550,2	0,016	0,013	1 609	0,069	0,038
				1 621,6			1 630		
131704	5 000	0,70	0,10	1 550,5	0,011	0,017	1 585	0,054	0,053
				1 617,0			1 627		

Моделирование показало, что зависимости продолжительности работы под током (t_y) и расхода электроэнергии (W_y) от r_m/h_m имеют явно выраженный минимум при $r_m/h_m = 0,46$ для параболической подины, то есть при минимальной удельной поверхности металла в ней (рис. 4). Изменение отношения r_m/h_m также приводит к изменению площади водоохлаждаемых панелей печи, что было учтено за счет пропорционального изменения температуры охлаждающей воды.

Установлено наличие оптимального расхода УСМ, загружаемых для науглероживания металла в ДСП, при котором наблюдается наибольшая производительность и наименьший расход электроэнергии (см. рис. 5). Величина опти-

мального расхода УСМ зависит от соотношения основных характеристик ЭПУ — мощности трансформатора и интенсивности кислородной продувки и соответствует значению, при котором температура металла и содержание углерода в нем достигают целевых значений одновременно. В противном случае, рост эксплуатационных показателей плавки слева от экстремума обусловлен снижением расхода кислорода (уменьшением энергии химических реакций), а справа — увеличением массы шлака с ростом расхода кислорода (снижение доли мощности на нагрев металла) и увеличением продолжительности продувки.

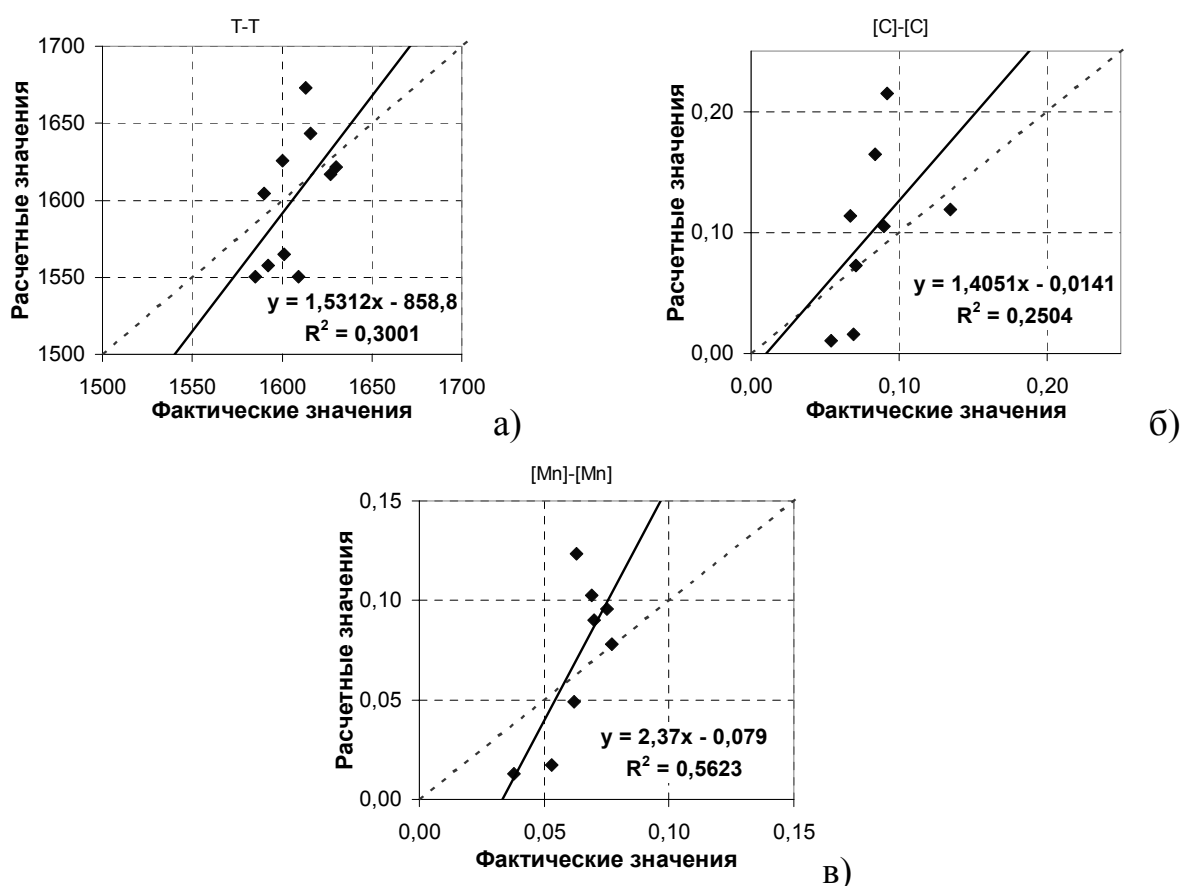


Рис. 3 — Сравнение экспериментальных и расчетных температуры (а), концентрации углерода (б) и марганца (в) перед выпуском (плавки № 131697–131704, — — аппроксимирующие прямые, --- — прямые идеального совпадения расчетных и фактических данных)

Моделирование базовой плавки при различном расходе УСМ предусматривало изменение технологии заключительного периода плавки. Если содержание углерода достигало целевого значения раньше, чем температура металла, то моделировался нагрев без кислородной продувки, а если позже, то кислородная

продувка в отсутствие электрического нагрева.

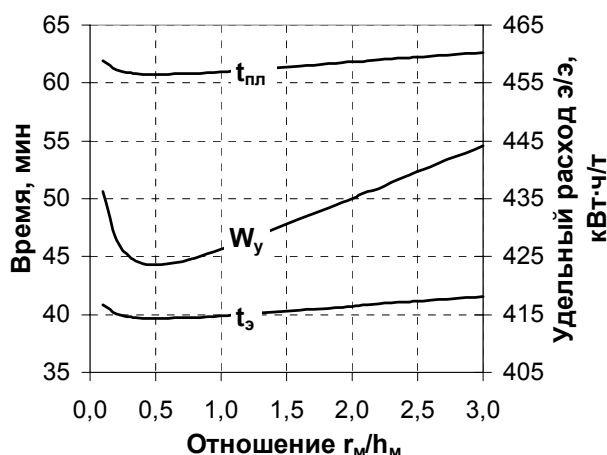


Рис. 4 — Расчетное влияние r_M/h_M на основные показатели плавки № 112722

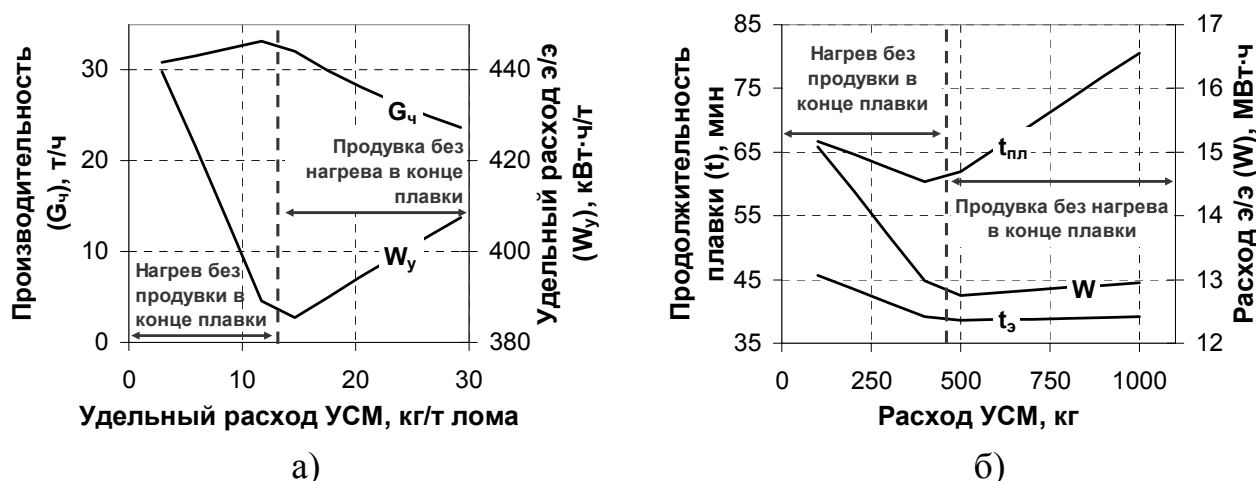


Рис. 5 — Расчетное влияние массы УСМ на основные показатели плавки: удельные (а) и абсолютные (б) (базовая плавка № 112722)

Наличие экстремумов на графиках рис. 5 позволило разработать практическую методику расчета технологически обоснованного расхода УСМ для науглероживания шихты ДСП. В основе запатентованной методики балансовое уравнение:

$$C_d = \tau_{O_2} \cdot V_{ок} + \frac{[C_{п/п}] \cdot (G_p + G_6) - [C_{п/п0}] \cdot G_{60} - [C_{ш}] \cdot G_p \cdot K_p}{100}, \quad (15)$$

где C_d — количество углерода, добавляемого в загрузочную корзину, кг;
 τ_{O_2} — продолжительность продувки, мин;
 $V_{ок}$ — средняя за плавку скорость окисления углерода, кг/мин;
 $[C_{п/п}]$ — требуемое содержание углерода в полупродукте, %;
 $[C_{п/п0}]$ — содержание углерода в металле предыдущей плавки, %;

$[C_{\text{ш}}]$ — содержание углерода в шихте ДСП, %;
 G_6, G_{60} — масса болота на этой и предыдущей плавках, кг;
 $G_{\text{п}}$ — масса плавки, кг;
 K_p — коэффициент расхода лома.

Согласно разработанной методике, при средних показателях плавки оптимальный расход УСМ в ДСП-30 должен быть 7,6 кг/т шихты из расчета на чистый углерод. Испытания методики показали результаты (рис. 6), полученные статистической обработкой более 850 плавков. Применение методики позволяет сократить продолжительность плавки в ДСП-30 на 2,4–2,7 мин, что подтверждено Техническим заключением ЛПЗ.



Рис. 6 — Изменение продолжительности плавки и работы под током в зависимости от расхода УСМ

В третьей главе усовершенствована методика расчета мощности перемешивания металла в ДСП при углеродном кипении, имеющаяся в работах В. И. Явойского и М. Я. Меджибожского. Уточнение достигнуто применением эквивалентного уравнения подины печи (2) и численного интегрирования следующего выражения по поверхности, ограниченной окружностью $x^2 + y^2 = r_m^2$:

$$L(x, y) = \frac{RT}{\mu_{\text{CO}}} \cdot \ln \frac{P_0 + H(x, y)g\rho_m}{P_0}, \quad (16)$$

где $L(x, y)$ — удельная работа, совершаемая пузырями при всплывании, в зависимости от координат зарождения (x, y) , Дж/кг;
 R — универсальная газовая постоянная, 8,313 Дж/(моль·К);
 T — средняя температура металла $(1\,773 + 1\,903)/2 = 1\,838$ К;
 μ_{CO} — молярная масса CO, равная 0,028 кг/моль;
 P_0 — давление атмосферы печи, принята $1,05 \cdot 10^5$ Па;
 g — ускорение свободного падения, 9,81 м/с²;
 ρ_m — плотность жидкой стали, 7 000 кг/м³.

Приняты допущения: 1) подина ДСП имеет форму параболоида вращения $H(x, y)$; 2) масса металла постоянна; 3) температура металла постоянна; 4) давление атмосферы рабочего пространства постоянно и равно 1 атм.; 5) пузыри CO образуются только на поверхности подины печи; 6) не учитывается влияние шлака и нерасплавившегося лома. Результаты расчета удельной мощности перемешивания при углеродном кипении в зависимости от r_m/h_m представлены на рис. 7.

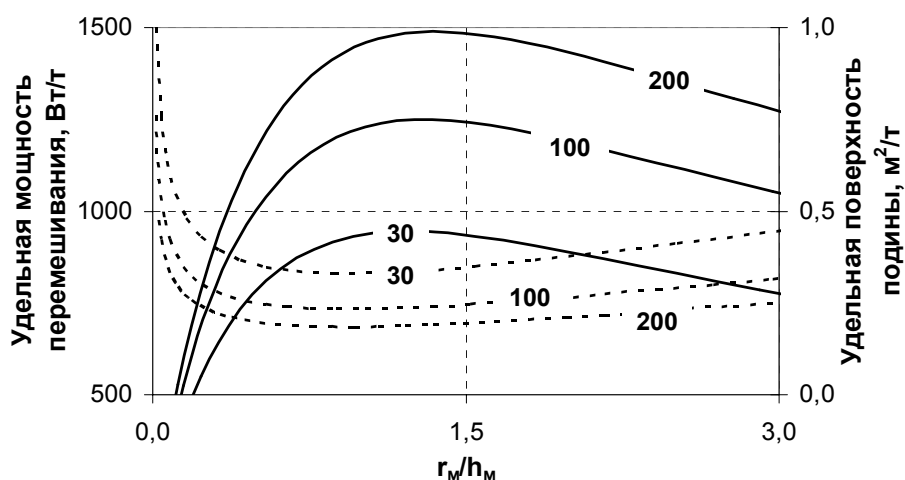


Рис. 7 — Зависимость удельной (на т металла) мощности перемешивания (—) и удельной поверхности подины (---), смачиваемой жидким металлом, для ДСП различной вместимости (цифры у кривых) от r_m/h_m

На основе расчета по усовершенствованной методике показано, что барботирование металла пузырями CO , выделяющимися при обезуглероживании металла, является наиболее мощным механизмом тепло- и массопереноса в ванне ДСП-30 при средней интенсивности кислородной продувки, что подтверждает предположение, высказанное в 1 главе. Для ДСП-30 максимально возможная теоретическая мощность перемешивания металла кислородной струей (около 0,6 кВт/т), рассчитанная по методике В. И. Явойского и соавторов³, в 1,5 раза меньше мощности перемешивания при углеродном кипении (около 0,9 кВт/т).

Анализ зависимостей на рис. 7 показал, что максимальная мощность пе-

³ Явойский В. И., Дорофеев Г. А., Повх И. Л. Теория продувки сталеплавильной ванны. — М.: Металлургия, 1974. — 496 с.: ил. — 2 000 экз.

ремешивания достигается при $r_m/h_m \approx 1,3$. Это позволяет определить диапазон рациональных соотношений радиуса к глубине ванны ДСП высокой удельной мощности исходя из критериев максимизации мощности перемешивания металла и минимизации тепловых потерь. На современных ДСП не следует уменьшать отношение радиуса к глубине ванны менее 1,3. Также не имеет смысла при проектировании печи выбирать $r_m/h_m = 1,3$, поскольку около этого значения справа на графике (рис. 7) имеется довольно пологая «площадка», позволяющая без особых потерь выбирать рациональное значение r_m/h_m в диапазоне от 1,3 до 2,2. Например, при $r_m/h_m = 2,2$ удельная мощность перемешивания ванны ДСП-30 на 9 % меньше, чем при $r_m/h_m = 1,3$. Таким образом, ванна современной ДСП, предназначенной для выплавки полупродукта, должна иметь соотношение размеров r_m/h_m в диапазоне 1,3–2,2, причем, чем меньше это значение, тем меньше, согласно результатам 2-й главы, расход электроэнергии и больше производительность. Необходимо отметить, что рациональность диапазона обусловлена только технологическими факторами: мощностью перемешивания металла и удельными тепловыми потерями. Конструктивные ограничения при выборе r_m/h_m (связанные с расположением электродов, загрузкой шихты, перегревом стеновых водоохлаждаемых панелей и др.) исчерпывающе описаны в работах Н. В. Огорокова и А. В. Егорова и не рассматривались в настоящей работе.

Сопоставление результатов 2 и 3 глав позволяет утверждать, что установлены существенные отличия процессов массо- и теплопереноса в жидкой ванне ДСП средней и большой вместимости, заключающиеся в уменьшении удельной мощности углеродного перемешивания и увеличении удельной интенсивности теплообмена с окружающей средой при уменьшении вместимости печи. Удельная мощность перемешивания в ДСП-30 (около 0,9 кВт/т) меньше аналогичной величины в типичной ДСП-100 (около 1,2 кВт/т) в 1,4 раза при одинаковых соотношении r_m/h_m и скорости обезуглероживания.

В четвертой главе разработана модель охлаждения стали в сталеразливочном ковше вместимостью 30 т, позволяющая рассчитывать температуру ме-

талла по ходу ковшовой обработки стали в ЭСПЦ ЛПЗ, которая отличается от аналогов тем, что учитывает потери тепла струей металла во время выпуска его из ДСП и разливки на МНЛЗ.

Приняты допущения: 1) футеровка сталеразливочного ковша во время выпуска металла из ДСП и транспортировки на АКП имеет нестационарное тепловое состояние; 2) площадь теплоотдающей поверхности ковша изменяется по мере наполнения металлом; 3) струя металла имеет цилиндрическую форму с радиусом основания равным радиусу выпускного отверстия; 4) после обработки стали на АКП футеровка ковша принимает стационарное тепловое состояние; 5) процесс разливки разделен на три этапа: заполнение промежуточного ковша до и после засыпки теплоизоляционного материала и разливка; 6) футеровка промежуточного ковша во время его заполнения и разливки имеет нестационарное тепловое состояние.

Уравнения нестационарной (17) и стационарной (18) теплопроводности для расчета теплового потока через футеровку ковша:

$$q_{\text{фут}}(\tau) = \lambda(T_{\text{мет}} - T_{\text{фут}}) / \sqrt{\pi \alpha \tau}, \quad (17)$$

где $q_{\text{фут}}$ — тепловой поток через футеровку, Вт/м²;

τ — время, с;

$T_{\text{мет}}$ и $T_{\text{фут}}$ — температуры металла и футеровки (средние), К;

λ — коэффициент теплопроводности футеровки ковша, Вт/(м·К);

α — коэффициент температуропроводности футеровки ковша, м²/с.

$$q_{\text{фут}} = \frac{(T_{\text{мет}} - T_{\text{ок}})}{\sum_{i=1}^n \delta_i / \lambda_i + 1/\alpha}. \quad (18)$$

где $T_{\text{ок}}$ — температура окружающей среды, 283 К (10 °С);

δ_i — толщина i -го слоя футеровки ковша, м;

λ_i — коэффициент теплопроводности i -го слоя футеровки, Вт/(м·К);

α — коэффициент теплоотдачи от внешней поверхности, Вт/(м²·К).

Длина открытой части струи металла на выпуске из ДСП принята постоянной, а закрытой (стенами ковша) — в зависимости от уровня металла в ковше:

$$h_{\text{закр.стр}}(\tau) = H - \frac{M(\tau)}{\rho S_{\text{зерк.}}}, \quad (19)$$

где H — глубина ковша, м;

$\frac{M(\tau)}{\rho S_{\text{зерк.}}}$ — высота металла в ковше в момент времени τ , м;

ρ — плотность жидкой стали, кг/м³;

$S_{\text{зерк.}}$ — средняя площадь зеркала металла в ковше, м².

Скорость истечения металла на выпуске из ДСП и при разливке на МНЛЗ⁴:

$$M(\tau) = M_0 - \frac{\rho \pi R_o^2}{2\pi^2 R_o^4} \cdot \left(2\pi R_o^2 \frac{M_0}{\rho} - \right. \\ \left. - \pi^2 R_o^2 \tau \mu r^2 \sqrt{2g \left(\frac{4M_0}{\pi R_o^2 \rho} + 2h \right)} + \tau^2 \mu^2 \pi^2 r^4 g \right), \quad (20)$$

где ρ — плотность жидкой стали, кг/м³;

μ — коэффициент гидродинамического сопротивления;

M_0 — начальная масса металла в печи, кг;

R_o — радиус на уровне откосов печи, м;

r — радиус выпускного отверстия, м;

h — длина выпускного отверстия, м;

g — ускорение свободного падения, м/с².

Балансовые уравнения для расчета тепловых потерь представлены в табл.

2. Модель обладает удовлетворительной точностью (табл. 3). Результаты расчетов для усредненного графика ковшовой обработки представлены на рис. 8.

Для обеспечения технологии непрерывной разливки стали температура расплава в промежуточном ковше в конце разливки должна быть на 30–50 °С выше температуры ликвидус разливаемой стали. Для Ст3 эта температура составляет 1 555 °С. По результатам эксплуатации, которые подтверждают расчетные данные, снижение температуры стали в ковше от ДСП до АКП и от АКП до МНЛЗ составляет 72 и 82 °С, соответственно (табл. 3). Таким образом, температура стали в ковше перед отправкой на разливку должна быть 1 635 °С,

⁴ Проектные показатели дуговой сталеплавильной печи производительностью 220 тыс. т жидкой стали в год для мини-завода / Кац Я.Л., Пасечник Н.В. // Электromеталлургия. — 2005. — № 1. — С. 2–6.

а температура выпуска полупродукта из ДСП, учитывая среднюю скорость нагрева на АКП (2 °С/мин), 1 650 °С.

Табл. 2 — Балансовые уравнения для расчета тепловых потерь металла на различных этапах ковшовой обработки (КО)

Этап КО	Формула
Выпуск из ДСП	$\Delta Q_{\text{вып}}(\tau) = (q_{\text{откр.стр}} f_{\text{откр.стр}} + q_{\text{зерк}} f_{\text{зерк}}) \tau + \int_0^{\tau} (q_{\text{фут}}(\tau) f_{\text{фут}}(\tau) + q_{\text{закр.стр}} f_{\text{закр.стр}}(\tau)) d\tau ; \quad (21)$
Присадка материалов	Учет физического и химического тепла силикомарганца (150 кг), ферросилиция (100–120 кг), кокса (40 кг), алюминия (12 кг), извести (100–200 кг);
Транспортировка ДСП-АКП	$\Delta Q_{\text{трансп}} = (q_{\text{шлак}} f_{\text{зерк}})(730 - 130) + \int_{130}^{730} q_{\text{фут}}(\tau) d\tau f_{\text{фут}}(130) ; \quad (22)$
Транспортировка АКП-МНЛЗ	Аналогично (22), но с учетом (18);
Разливка, сталеразливочный ковш	$\Delta Q_{\text{ск}}(\tau) = \int_0^{\tau} q_{\text{ст}} f_{\text{ст}}(\tau) d\tau + q_{\text{дн}} f_{\text{дн}} \tau + q_{\text{шл}} f_{\text{зерк}} \tau ; \quad (23)$
Разливка, промежуточный ковш (этап 1)	$\begin{aligned} \Delta Q_{\text{р1}}(\tau, T_{\text{ск}}) &= \Delta Q_{\text{ск}}(\tau) - \\ &- q_{\text{откр.стр}}(T_{\text{ск}}) f_{\text{откр.стр}} \tau - q_{\text{зерк}}(T_{\text{ск}}) f_{\text{зерк}} \tau - \\ &- \int_0^{\tau} (q_{\text{фут}}(\tau, T_{\text{ск}}) f_{\text{фут}}(\tau) + q_{\text{закр.стр}}(T_{\text{ск}}) f_{\text{закр.стр}}(\tau)) d\tau ; \end{aligned} \quad (24)$
Разливка, промежуточный ковш (этап 2)	$\begin{aligned} \Delta Q_{\text{р2}}(\tau, T_{\text{ск}}) &= \Delta Q_{\text{ск}}(\tau) - q_{\text{откр.стр}}(T_{\text{ск}}) f_{\text{откр.стр}} \tau - \\ &- \int_{420}^{\tau} (q_{\text{фут}}(\tau, T_{\text{ск}}) f_{\text{фут}}(\tau) + q_{\text{закр.стр}}(T_{\text{ск}}) f_{\text{закр.стр}}(\tau)) d\tau ; \end{aligned} \quad (25)$
Разливка, промежуточный ковш (этап 3)	$\begin{aligned} \Delta Q_{\text{р3}}(\tau, T_{\text{ск}}) &= \Delta Q_{\text{ск}}(900) - q_{\text{закр.стр}}(T_{\text{ск}}) f_{\text{закр.стр}}(900) \tau - \\ &- q_{\text{откр.стр}}(T_{\text{ск}}) f_{\text{откр.стр}} \tau - \int_{900}^{\tau} q_{\text{фут}}(\tau, T_{\text{ск}}) d\tau \cdot f_{\text{фут}}(900) ; \end{aligned} \quad (26)$

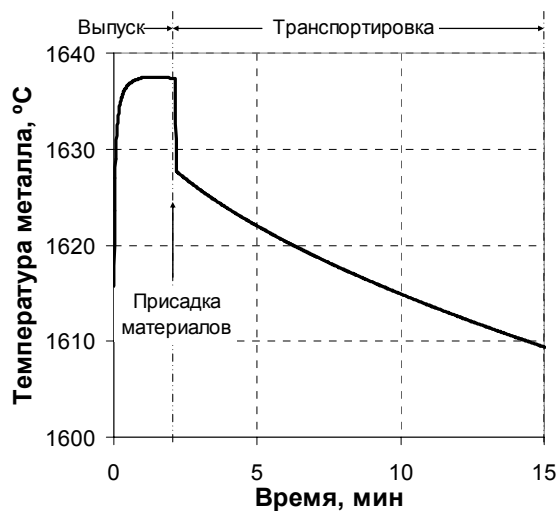
где ΔQ — изменение теплосодержания металла в ковше, Дж;
 q — тепловые потоки, Вт/м²;
 f — площади теплоотдающих поверхностей, м²;
индексы: «вып» — выпуск, «трансп» — транспортировка, «ск» — сталеразливочный ковш; «р» — разливка, «откр.стр» — открытая струя, «закр.стр» — закрытая струя, «зерк» — зеркало, «фут» — футеровка, «ст» — стена, «дн» — днище.

Применение разработанного температурного режима позволило повысить выход годных заготовок при непрерывной разливке стали до 99,5 % (рис. 9), за счет снижения количества «недоливов», что подтверждено Техническим заключением ЛПЗ, а разработанная модель может использоваться для корректи-

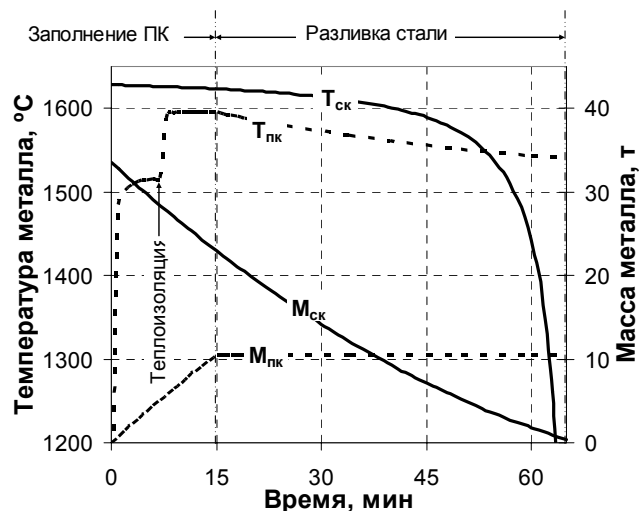
ровки температурного режима при смене марки стали.

Табл. 3 — Изменение температуры стали по ходу ковшовой обработки (КО)

Параметр	Этап КО	
	ДСП _(выпуск) -АКП _(первый замер)	АКП _(последний замер) -ПК _(последний замер)
Количество плавков	492	1 047
Производственные данные, °C	$72,4 \pm 3,0$	$81,9 \pm 0,8$
Модель, °C	77,8	85,7



а)



б)

Рис. 8 — Температура полупродукта во время выпуска и транспортировки ковша к АКП (а); температура стали и ее масса в стелеразливочном (СК) и промежуточном (ПК) ковшах во время разливки (б)

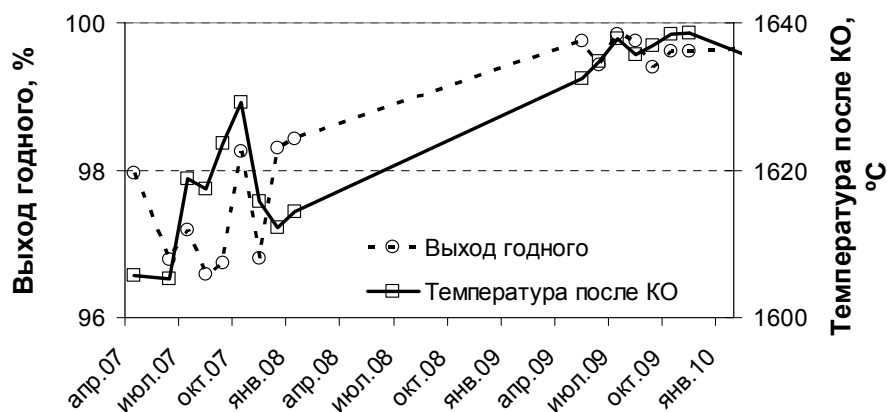


Рис. 9 — Изменение температурного режима внепечной обработки и выхода годного при непрерывной разливке на ГУП «ЛПЗ» за период с апреля 2007 по январь 2010 г.

В заключении приведены наиболее значимые результаты работы.

ВЫВОДЫ И РЕЗУЛЬТАТЫ РАБОТЫ

1. Установлено, что в ДСП средней вместимости (30 т) удельная мощность перемешивания металла в 1,4 раза меньше, а интенсивность теплообмена с окружающей средой в 1,4 раза больше, чем в ДСП большой вместимости (100 т);

2. Разработана математическая модель процесса выплавки железоуглеродистого полупродукта в ДСП-30, в качестве исходных данных использующая типовой протокол, построенный на основе хронометража и паспорта плавки и позволяющая исследовать влияние размеров подины и основных параметров технологии на характеристики полупродукта и показатели процесса. Влияние размеров подины ДСП на эксплуатационные характеристики определено за счет использования уравнения параболоида вращения, при помощи которого рассчитывается изменение тепловых потерь печи в зависимости от отношения r_m/h_m ;

3. Проверка адекватности модели процесса выплавки железоуглеродистого полупродукта с использованием производственных данных серии балансовых плавов на ДСП-30 ЛПЗ показала, что она обладает точностью, достаточной для решения задач, поставленных перед работой, а именно исследования влияния размеров ванны ДСП и основных параметров технологии на характеристики полупродукта и показатели процесса;

4. Наибольшая производительность и наименьший расход электроэнергии в ДСП достигаются при $r_m/h_m \approx 0,5$, исходя из чего, на ДСП с высокой удельной мощностью целесообразно снижать r_m/h_m . Уменьшение r_m/h_m в диапазоне от 3,0 до 0,5 приводит к линейному уменьшению удельного расхода электроэнергии с 444 до 424 кВт·ч/т и продолжительности работы под током с 41,6 до 39,7 мин (для условий ДСП-30 ЛПЗ);

5. Установлено наличие оптимального расхода УСМ, загружаемых для науглероживания металла в ДСП, при котором наблюдается наибольшая производительность и наименьший расход электроэнергии. Запатентованная методика расчета шихтовки плавки по углероду показала, что для ДСП-30 ЛПЗ оптимальный расход УСМ составляет 7,6 кг/т шихты (чистого углерода). Оптималь-

ный расход УСМ зависит от соотношения характеристик ЭПУ — мощности трансформатора и интенсивности кислородной продувки и равен значению, при котором температура металла и содержание углерода в нем достигают целевых значений одновременно;

6. Уточнена методика расчета мощности перемешивания металла в ДСП продуктами обезуглероживания. Это позволило установить, что она достигает наибольшего значения при отношении $r_m/h_m \approx 1,3$. Наиболее мощным механизмом перемешивания металла в ДСП является углеродное кипение, удельная мощность которого составляет около 0,9 кВт/т, что в 1,5 превышает удельную мощность перемешивания за счет кинетической энергии струи кислорода (около 0,6 кВт/т);

7. Определен диапазон рациональных значений r_m/h_m ДСП высокой удельной мощности — от 1,3 до 2,2. Выбор r_m/h_m в указанном диапазоне обеспечивает хорошее перемешивание металла продуктами обезуглероживания (не менее 90 % от максимально возможной мощности) и приемлемое значение удельной площади теплоотдающей поверхности;

8. Разработана модель охлаждения стали в сталеразливочном ковше вместимостью 30 т, позволяющая рассчитывать температуру металла по ходу ковшовой обработки стали в ЭСПЦ ЛПЗ. Температура металла перед выпуском из ДСП-30 должна быть не менее 1 650 °С, а после окончания обработки на АКП — не менее 1 635 °С (для Ст3). Применение разработанного температурного режима позволило повысить выход годных заготовок при непрерывной разливке стали до 99,5 % за счет снижения количества «недоливов», а разработанная модель может использоваться для корректировки температурного режима при смене марки стали.

СПИСОК ПУБЛИКАЦИЙ АВТОРА ПО ТЕМЕ ДИССЕРТАЦИИ

1. Влияние геометрических параметров ванны ДСП на основные показатели работы печи / Белковский А. Г., Кац Я. Л. // Электрометаллургия. – 2012. – № 11. – С. 17–20.
2. Оптимальное содержание углерода в шихте ДСП / Белковский А. Г., Кац Я. Л., Филиппов С. Ф. // Metallurg. – 2012. – № 11. – С. 31–37.
3. Будущее дуговых сталеплавильных печей – в специализации их конструкции / Белковский А. Г., Кац Я. Л., Сивак Б. А., Пасечник Н. В. // Черные металлы. – 2013. – № 3. – С. 14–19.
4. Математическая модель процесса охлаждения стали в ковше малой вместимости / Белковский А. Г., Кац Я. Л. // Metallurg. – 2009. – № 5. – С. 32–39.
5. Способ выплавки железоуглеродистого полупродукта в дуговой сталеплавильной печи: пат. 2449026 Рос. Федерация: МПК C21C 5/52, C21C 7/00 / Белковский А. Г., Кац Я. Л., Кияшко А. Н. и др.; заявитель и патентообладатель ОАО АХК «ВНИИМЕТМАШ». – № 2010142386/02; заявл. 18.10.10; опубл. 27.04.12, Бюл. № 12.
6. Моделирование процесса выплавки полупродукта в ДСП / Белковский А. Г., Кац Я. Л. // Черная металлургия: Бюллетень научно-технической и экономической информации. – 2011. – № 12. – С. 42–50.
7. Разработка параметров проектной технологии производства жидкой стали на заводе малой мощности. Расчет содержания углерода в шихте дуговой сталеплавильной печи / Белковский А. Г., Кац Я. Л. // Черная металлургия: Бюллетень научно-технической и экономической информации. – 2010. – № 1. – С. 42–48.
8. Mathematical Model of the Cooling of Steel in a Small Ladle / Belkovskii A. G., Kats Ya. L. // Metallurgist. – 2009. – vol. 53. – № 5–6. – С. 261–273. Англ.
9. Optimum content of carbon in the charge of an EAF / A. G. Belkovskii, S. F. Filippov, Ya. L. Kats // Metallurgist. – 2013. – № 11–12. – С. 810–817. Англ.