

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ РФ

ИЗВЕСТИЯ

ВЫСШИХ УЧЕБНЫХ ЗАВЕДЕНИЙ

ЧЕРНАЯ МЕТАЛЛУРГИЯ

3

Издается с января 1958 г. ежемесячно

2014

Главный редактор: Ю.С. ЮСФИН

Заместитель главного редактора: Е.В. ПРОТОПОПОВ

Ответственный секретарь: А.Г. ГЛЕБОВ

Заместитель ответственного секретаря: Н.П. ОЛЕНДАРЕНКО

Члены редакционной коллегии:

М.В. АСТАХОВ
Г.В. АШИХМИН
В.Д. БЕЛОВ
Е.П. ВОЛЫНКИНА
С.М. ГОРБАТЮК
ГУОИ ТАНГ (Китай)
К.В. ГРИГОРОВИЧ, редактор раздела
«Ресурсосбережение в черной металлургии»
В.Е. ГРОМОВ
А.В. ДУБ, редактор раздела
«Инжиниринг в черной металлургии»
Р. КАВАЛЛА
В.М. КОЛОКОЛЬЦЕВ
К.Л. КОСЫРЕВ, редактор раздела
«Металлургические технологии»
В.В. КУРНОСОВ
С.С. ЛАЗУТКИН

Л.П. МЫШЛЯЕВ, редактор раздела
«Информационные технологии и
автоматизация в черной металлургии»
С.А. НИКУЛИН
Г.С. ПОДГОРОДЕЦКИЙ
Л.А. ПОЛУЛЯХ
И.Ю. ПЫШМИНЦЕВ, редактор раздела
«Высокопрочные стали для энергетики»
Л.М. СИМОНЯН, редактор раздела
«Рациональное природопользование в черной
металлургии»
С.В. СОЛОДОВ
Н.А. СПИРИН
М.В. ТЕМЛЯНЦЕВ
М.Р. ФИЛОНОВ, редактор раздела
«Материаловедение и нанотехнологии»
М.О. ШПАЙДЕЛЬ (Швейцария)
А.Б. ЮРЬЕВ

Учредители:



Национальный исследовательский
технологический университет «МИСиС»



Сибирский государственный
индустриальный университет

Настоящий номер журнала подготовлен к печати
Национальным исследовательским технологическим университетом «МИСиС»

Адреса редакции:

119049, Москва, Ленинский пр-т, д. 4
Национальный исследовательский
технологический университет «МИСиС»,
Тел./факс: (499) 236-14-27
E-mail: ferrous@misys.ru
www.fermet.misis.ru

654007, Новокузнецк, 7,
Кемеровской обл., ул. Кирова, д. 42
Сибирский государственный
индустриальный университет,
Тел.: (3843) 74-86-28
E-mail: redjizvz@sibsiu.ru

Журнал «Известия ВУЗов. Черная металлургия» по решению ВАК входит в «Перечень ведущих рецензируемых научных журналов и изданий, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание ученой степени доктора и кандидата наук»

Founders:

National Research Technological University "MISIS"
Siberian State Industrial University

Chief editor: Yusfin Yu.S.

Deputy chief editor: Protopopov E.V.

Responsible secretary: Glebov A.G.

Deputy responsible secretary: Oledarenko N.P.

Editorial board:

Astakhov M.V., Ashihmin G.V., Belov V.D., Volynkina E.P., Gorbatyuk S.M.,
GUOI TANG (China), Grigorovich K.V., Gromov V.E., Dub A.V., Kavalla R.,
Kolokoltsev V.M., Kosirev K.L., Kurnosov V.V., Lazutkin S.S., Myshlyaev L.P.,
Nikulin S.A., Podgorodetskiy G.S., Polulyakh L.A., Pyshmintsev I.Yu.,
Simonyan L.M., Solodov S.V., Spirin N.A., Temlyantsev M.V., Filonov M.R.,
Speidel M.(Switzerland), Yur'ev A.B.

Editorial addresses:

119049, Moscow, Leninsky Pros., 4
National Research Technological University "MISIS"
Tel./fax: +7 (499) 236-14-27
E-mail: ferrous@misys.ru
www.fermet.misis.ru

654007, Novokuznetsk, Kirova Str., 42
Siberian State Industrial University,
Tel.: +7 (3843) 74-86-28
E-mail: redjizvz@sibsiu.ru

Publisher:

Publishing House National Research
Technological University "MISIS"

ИЗУЧЕНИЕ ПРОЦЕССА ПЫЛЕОБРАЗОВАНИЯ ПРИ ДУГОВОМ НАГРЕВЕ МЕТАЛЛОВ

Н.Ш. Исакова, студент

Л.М. Симонян, д.т.н., профессор

А.А. Хилько, ассистент

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС» (Москва, Россия)

Аннотация. Изучена интенсивность испарения железа в зависимости от силы тока и времени воздействия дугового разряда на металл в лабораторной печи. Определены эффективные значения температуры расплава и температура поверхности расплава в активной зоне под дугой при различных скоростях испарения. Проведен оценочный расчет удельного пылеобразования в дуговой печи постоянного тока. Экспериментальные расчетные данные относятся к испарению жидкого железа, тогда как на пылеобразование под воздействием дуг существенно влияет процесс плавления шихты, состав металла, наличие шлака и др. Полученные данные согласуются с промышленными значениями удельного пылеобразования при принятых допущениях.

Ключевые слова: интенсивность испарения, воздействие дуги, активная зона, пылеобразование, скорость испарения, дуговая печь постоянного тока.

E-MAIL: aakhilko01@gmail.ru

Электросталеплавному способу принадлежит ведущая роль в производстве качественной и высоколегированной стали. Несмотря на положительные экологические показатели процесса электроплавки, существует ряд проблем, требующих изучения. Одна из них заключается в том, что в результате интенсификации процесса плавки путем повышения мощности трансформаторов и использования инжекционных технологий удельное пыле- и газообразование в современных дуговых печах, по сравнению с традиционными, увеличивается в 1,5 – 2 раза. В результате на печах с производительностью 80 – 150 т/ч выход годного снижается до 88 – 85 % [1].

Одним из основных источников образования пыли при выплавке стали в электропечи являются высокотемпературные процессы, протекающие под воздействием электрических дуг на шихту (ванну). В работе [2] показано, что с увеличением температуры поверхности ванны в зоне контакта с дугой увеличивается количество полезного тепла, расходуемого на нагрев, но в то же время увеличивается интенсивность испарения. Это связано с тем, что только часть теплового потока от дуг усваивается всей шихтой, имеющей более низкую теплопроводность, чем жидкий металл. Остальная же часть этого тепла идет на расплавление и локальный перегрев металла до температуры 3000 °С и испарения [3]. Температура поверхности жидкой ванны под дугой также достаточно высокая на протяжении всей плавки и может достигать температуры кипения металла. За счет этого одним из основных механизмов пылеобразования при электродуговой плавке является

испарение железа (как основного составляющего шихты) и других элементов из ванны.

Интенсивность испарения металла зависит от типа и вместимости печи, величины вводимой мощности, периода плавки и др. В работе [4] рассмотрены процессы пылеобразования в дуговых печах переменного и постоянного тока и сделан вывод о том, что в печах постоянного тока интенсивность пылеобразования в 6 – 8 раз ниже, чем в печах переменного тока. Объясняется это тем, что при прямой полярности (анод – ванна) происходит интенсивное перемешивание металла за счет электромагнитных сил, что способствует отводу тепла из-под дуг и препятствует локальному перегреву в зоне анодного пятна. Соответственно, интенсивность испарения металла снижается.

Несмотря на возросший в последнее время интерес к вопросу пылеобразования при электроплавке, отсутствует приемлемая методика количественной оценки интенсивности образования пыли в зависимости от технологических параметров, что не позволяет ранжировать факторы воздействия и сосредоточить усилия по снижению его интенсивности в наиболее значимых направлениях. Кроме того, количественные показатели удельного пылеобразования в зависимости от различных факторов по разным источникам отличаются [2, 3]. На взгляд авторов, одним из значимых факторов при электроплавке является процесс испарения металла при локальном перегреве поверхности расплава под дугами. Поэтому весьма актуально исследование процесса пылеобразования непосредственно при воздействии на металл электрических дуг.

В работе изучена интенсивность испарения в зависимости от силы тока и времени воздействия дугового разряда на металл в лабораторных условиях. Особенностью проведенных экспериментов является то, что дуга полностью покрывала поверхность образцов, поэтому полученные в опытах результаты относятся непосредственно к зоне дугового разряда.

Объектом исследования служили образцы технического железа ($C = 0,01\%$). Для изучения процесса испарения под воздействием дуги использовали лабораторную плазменно-дуговую печь постоянного тока в дуговом режиме. Плазматрон с выносным графитовым катодом диаметром 6 мм установлен в верхней части корпуса печи соосно с тиглем.

Исследуемый образец железа (2–3 г), обмотанный проволокой, помещали в графитовый тигель с внутренним диаметром 12 мм и высотой 8 мм и устанавливали на водоохлаждаемую медную подложку (анод), обеспечивая контакт с катодом. Межэлектродное расстояние составляло 7 мм. Камеру герметизировали, откачивали воздух, заполняли аргоном, включали систему водоохлаждения, регулятор тока, установив необходимое значение силы тока от 167 до 200 А. Рабочее напряжение составляло 23–27 В, расход аргона – 2 л/мин, давление в камере печи – 0,1 МПа, продолжительность дугового нагрева – от 1 до 2,5 мин. За процессом плавки наблюдали через два смотровых окошка. Количество испарившегося железа определяли по разности массы образца до и после плавки, скорость испарения – по отношению убыли массы образца к продолжительности плавки.

Таблица 1

Результаты первой серии экспериментов,
 $I = 177\text{ А}; U = 27\text{ В}$

Показатель	Образец			
	1	2	3	4
Масса металла m , г	2,90	2,55	2,32	1,77
Время плавки t , с	60	90	120	150
Изменение массы Δm , г	0,12	0,16	0,27	0,57
Скорость испарения, $\Delta m/t$, г/с	0,0020	0,0018	0,0022	0,0038

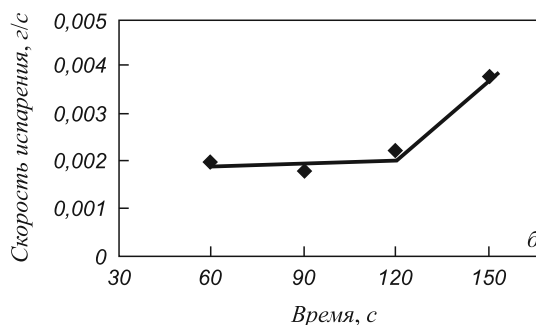
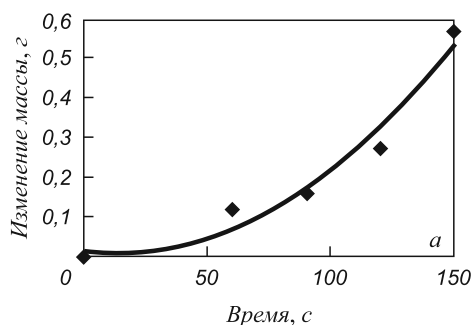


Рис. 1. Зависимости изменения массы испарившегося железа (а) и скорости испарения (б) от времени

Были проведены две серии опытов. В первой серии изучали интенсивность пылеобразования в зависимости от времени плавки при постоянной силе тока 177 А. На основе этих экспериментов определяли удельную скорость испарения и температуру поверхности расплава.

Результаты экспериментов представлены в табл. 1 и на рис. 1.

На рис. 1, а представлена зависимость Δm от t . Постоянство скорости испарения в начальный период плавки ($t < 120$ с, рис. 1, б) указывает на то, что температура в этом интервале практически неизменна.

Оценим удельную скорость испарения железа

$$w = \frac{\Delta m}{tS}, \quad (1)$$

где неизвестной величиной является площадь испаряющейся поверхности S .

Обычно активной зоной испарения является зона анодного пятна, где интенсивность испарения существенно выше, чем за его пределами. Размер анодного пятна зависит от силы тока и интенсивности теплоотвода и может быть определен из соотношения $j = I/S_{\text{ан}} = (2 - 10) \cdot 10^6 \text{ А/м}^2$, где j – плотность тока [5]. При силе тока 177 А диаметр анодного пятна, исходя из этого соотношения, может принимать значения от 4,8 до 10,6 мм. В первом приближении можно принять, что диаметр анодного пятна, т.е. активной зоны испарения, соизмерим с диаметром катода, что справедливо для дуг с низкими значениями силы тока [6].

При равенстве диаметров анодного пятна диаметру катода (рис. 2)

$$S_{\text{ан}} = \frac{\pi d_{\text{эл}}^2}{4} = \frac{3,14 \cdot (6 \cdot 10^{-3})^2}{4} = 2,83 \cdot 10^{-5} \text{ м}^2, \quad (2)$$

где $d_{\text{эл}} = d_{\text{ан}} = 6 \text{ мм}$ ($6 \cdot 10^{-3} \text{ м}$).

Соответственно удельная скорость испарения в зоне анодного пятна будет равна

$$w_1 = \frac{\Delta m_1}{\Delta t S_{\text{ан}}} = \frac{0,12 \cdot 10^{-3}}{60 \cdot 2,83 \cdot 10^{-5}} = 0,071 \text{ кг/м}^2 \cdot \text{с}. \quad (3)$$

Значения удельных скоростей испарения остальных образцов получены аналогично.

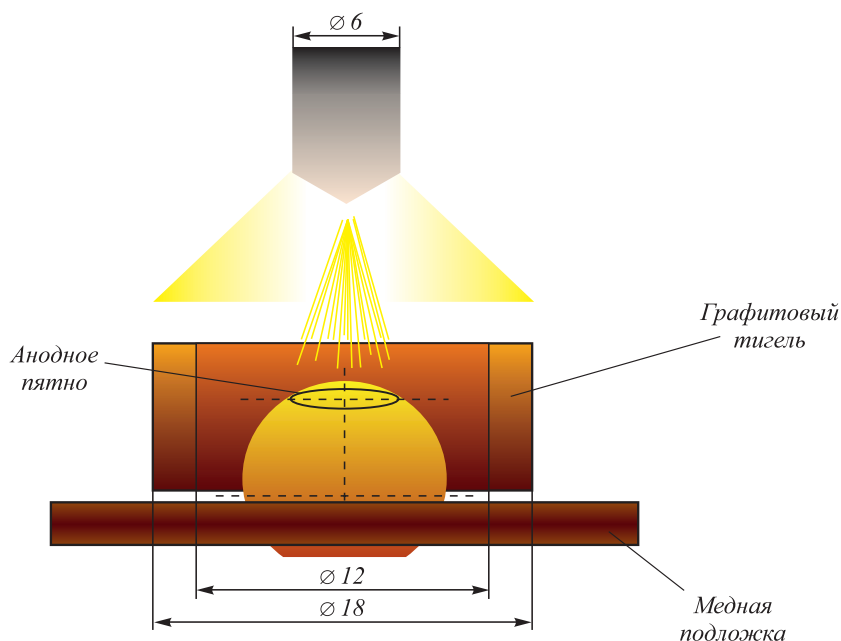


Рис. 2. Схема расположения капли при дуговом нагреве

Если предположить, что испарение происходит не только в зоне анодного пятна, а по всей поверхности образца, то удельная скорость испарения будет ниже. Расчетные значения поверхности образцов $S_{\text{пов}}$ и удельных скоростей испарения $w_{\text{пов}}$ приведены в табл. 2. Зависимости $w_{\text{ан}}$ и $w_{\text{пов}}$ от времени плавки приведены на рис. 3.

Из рис. 3 видно, что в рассматриваемых условиях интенсивность испарения из зоны анодного пятна в 1,5 раза выше, чем средняя по поверхности образца. Удельная скорость испарения расплава железа практически постоянна в интервале до 120 с и возрастает с 0,07 до 0,13 кг/(м²·с) при увеличении продолжительности процесса от 120 до 150 с. Это возрастание связано, как было указано выше, с повышением температуры металла при увеличении времени обработки, которое, в свою очередь, вызвано разогревом медной подложки и уменьшением скорости теплоотвода от графитового тигля.

Из уравнения (1) видно, что величина w существенно зависит от площади активной зоны испарения, т.е. от величины анодного пятна. В данной серии экспериментов величина анодного пятна была постоянна, поскольку $I = \text{const}$.

По экспериментальным данным скорости испарения расплава железа была рассчитана температура поверхности расплава и температура анодного пятна по методике, представленной в работе [7] с использованием уравнения Ленгмюра:

$$w = \alpha p^0 \sqrt{\frac{A}{2\pi RT}}, \quad (4)$$

где α – коэффициент Ленгмюра; p^0 – давление насыщенного пара элемента, Па; A – атомная масса элемента, кг; R – универсальная газовая постоянная, 8,314 Дж/(К·моль); T – температура, К.

Таблица 2

Результаты расчета скорости испарения, $I = 177 \text{ А}$; $U = 27 \text{ В}$; $S_{\text{ан}} = 28,3 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2$

Показатель	Образец			
	1	2	3	4
Масса металла m , г	2,90	2,55	2,32	1,77
Изменение массы Δm , г	0,12	0,16	0,27	0,57
Время плавки t , с	60	90	120	150
Площадь поверхности образца, $S_{\text{пов}} \cdot 10^{-6}$, м ²	49,0	45,0	42,0	36,0
Отношение площади анодного пятна к площади поверхности образца, $S_{\text{ан}}/S_{\text{пов}}$	0,58	0,63	0,67	0,79
Удельная скорость испарения с поверхности анодного пятна $w_{\text{ан}}$, кг/(м ² ·с)	0,071	0,063	0,079	0,134
Удельная скорость испарения, $w_{\text{пов}}$, кг/(м ² ·с)	0,041	0,040	0,052	0,107

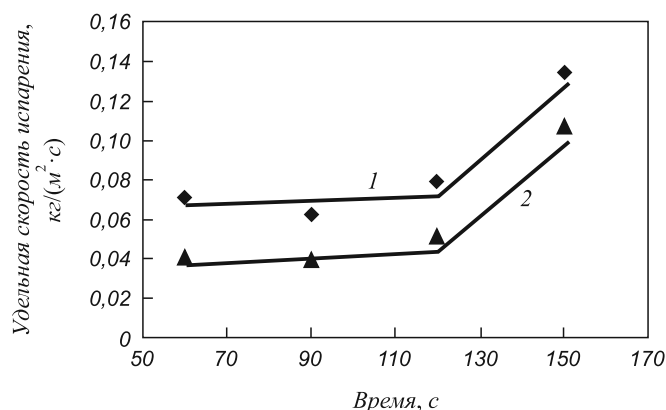


Рис. 3. Зависимость удельной скорости испарения от времени: 1 – поверхность анодного пятна; 2 – поверхность образца

Следует отметить, несмотря на то, что уравнение Ленгмюра выведено для условий, близких к вакууму, в данном случае оно также применимо, поскольку в рассматриваемых условиях, т.е. при обдуве расплава газом, процесс лимитируется актом испарения и нет диффузионных ограничений.

Все параметры в уравнении (4) известны, кроме коэффициента Ленгмюра α и температуры. Давление насыщенного пара железа равно [8]

$$\lg p_{\text{Fe}}^0 = 9,57 - \frac{20\,630}{T}. \quad (5)$$

Прологарифмировав уравнение (4) и подставив выражение (2), получим

$$\lg w = \lg \alpha + \left(9,57 - \frac{20\,630}{T} \right) + \frac{1}{2} \lg \frac{A}{2\pi RT}, \quad (6)$$

содержащее две неизвестные величины, α и T .

Подставляя экспериментальные значения w в уравнение (6), решаем систему уравнений для трех значений α и методом итераций находим величину T .

Результаты расчета представлены в табл. 3 и на рис. 4.

Значения температур при $\alpha = 1$ отвечают экспериментальным данным [9, 10], полученным ранее в аналогичных условиях плавки. Значение коэффициента Ленгмюра α , равное 1, свидетельствует о том, что в условиях плазменно-дугового нагрева в атмосфере ар-

гона за счет постоянного отдува газа от поверхности расплава нет препятствий для испарения с поверхности [11]. График зависимости скорости испарения от температуры поверхности расплава с экспериментальными точками приведен на рис. 4.

Полученные результаты свидетельствуют о том, что при дуговом нагреве железа в лабораторной печи при $I = 177$ А ($j = 6,26$ А/мм²) температура анодного пятна расплава принимает значения 2725 – 2851 К, а удельная скорость испарения 0,071 – 0,134 кг/(м²·с), эффективная температура поверхности расплава изменяется в интервале от 2655 до 2814 К, а удельная скорость испарения от 0,041 до 0,107 кг/(м²·с).

Как известно, температура анодного пятна зависит от плотности тока, а плотность тока определяется как отношение силы тока к площади анодного пятна. Обычно в режиме свободно горящей дуги плотность тока практически не зависит от силы тока, поскольку с увеличением силы тока диаметр и площадь сечения столба также, как и размеры активных пятен, увеличиваются. В сварочных дугах эта зависимость в ряде случаев имеет степенной характер, поэтому с увеличением силы тока разряда плотность тока может уменьшаться. [6]. В данном случае дуга обдувалась аргоном, поэтому ее заметного расширения не происходило. Поскольку при этом площадь анодного пятна практически не менялась, то плотность тока увеличивалась прямо пропорционально силе тока.

Поэтому во второй серии экспериментов изучали процесс испарения железа в зависимости от силы тока.

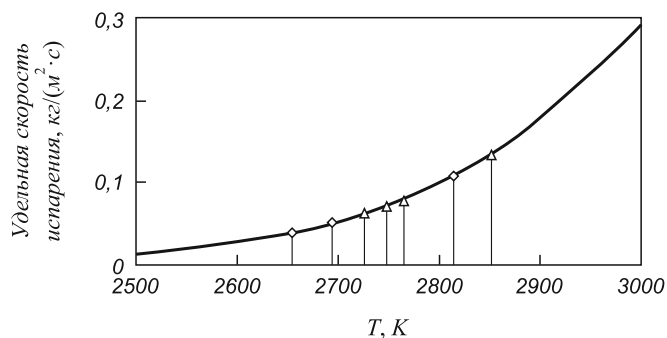


Рис. 4. Зависимость скорости испарения железа от температуры расплава при $\alpha = 1$: Δ – в анодном пятне; $\diamond$ – с поверхности образца

Таблица 3

Результаты расчета температуры анодного пятна и поверхности образца при трех значениях α

t , с	$w_{\text{ан}}$, кг/(м²·с)	$T_{\text{ан}}$, К			$w_{\text{пов}}$, кг/(м²·с)	$T_{\text{пов}}$, К		
		$\alpha = 1$	$\alpha = 0,5$	$\alpha = 0,2$		$\alpha = 1$	$\alpha = 0,5$	$\alpha = 0,2$
60	0,071	2748	2865	3040	0,041	2655	2766	2929
90	0,063	2725	2845	3011	0,040	2654	2764	2927
120	0,079	2765	2880	3059	0,052	2695	2809	2975
150	0,134	2851	2980	3170	0,107	2814	2939	3120

На основе этих экспериментов была получена зависимость температуры поверхности расплава от силы тока.

Значения силы тока изменяли от 167 до 200 А, продолжительность плавки была постоянной и составляла 120 с. Результаты экспериментов представлены в табл. 4.

В данной серии экспериментов интенсивность испарения выше, чем в первой серии при одинаковых значениях силы тока. Это связано с тем, что скорость теплоотвода от тигля была ниже, в результате чего эффективная температура металла выше.

Результаты расчета температуры анодного пятна в зависимости от силы тока приведены в табл. 5

Из рис. 5 видно, что при увеличении силы тока удельная скорость испарения также увеличивается. Это связано с повышением температуры зоны испарения – анодного пятна.

Как отмечалось выше, в режиме свободно горящей дуги, характерной для промышленных печей, плотность тока практически не зависит от силы тока, поскольку с увеличением силы тока диаметр и площадь сечения столба так же, как и размеры анодного пятна, увеличиваются. Для этих условий количество испарившегося вещества m , кг при дуговом нагреве можно определить из соотношения [7]:

$$\Delta m = kI^n t, \quad (7)$$

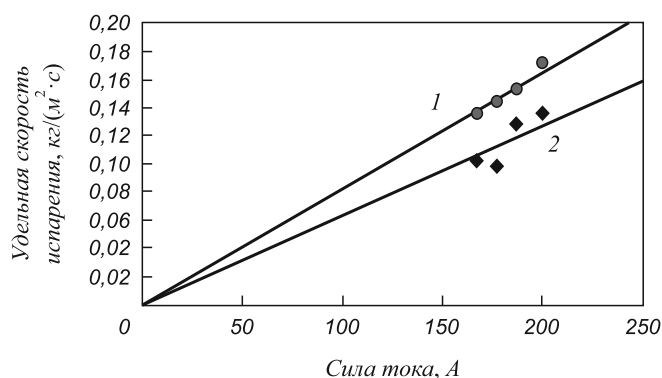


Рис. 5. Зависимость удельной скорости испарения от силы тока:
1 – поверхность анодного пятна; 2 – поверхность образца

где I – сила тока, А; t – длительность плавки, ч; k и n – эмпирические коэффициенты, зависящие от условий плавки.

Величины k и n можно определить графически, прологарифмировав уравнение (7)

$$\ln(\Delta m/t) = \ln k + n \ln I \quad (8)$$

и построив зависимость $\ln(\Delta m/t)$ от $\ln(I)$.

Если подставить данные, полученные авторами во второй серии экспериментов в выражение (8), то полу-

Таблица 4

Результаты экспериментов при изменении силы тока, $t = 120$ с; $S_{\text{ан}} = 28,26 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2$

Показатель	Образец			
	5	6	7	8
Сила тока I , А	167	177	187	200
Плотность тока j , А/мм ²	5,91	6,26	6,62	7,08
Масса металла m , г	1,94	2,28	1,65	1,77
Изменение массы Δm , г	0,46	0,49	0,52	0,58
Площадь поверхности образца, $S_{\text{пов}} \cdot 10^{-6}$, м ²	38,0	42,0	34,0	36,0
Отношение площади анодного пятна к площади поверхности образца, $S_{\text{ан}}/S_{\text{пов}}$	0,74	0,67	0,83	0,79
Удельная скорость испарения с поверхности анодного пятна, $w_{\text{ан}}$, кг/(м ² ·с)	0,136	0,144	0,153	0,171
Удельная скорость испарения, $w_{\text{пов}}$, кг/(м ² ·с)	0,102	0,097	0,128	0,136

Таблица 5

Результаты расчета эффективной температуры и температуры анодного пятна расплава в экспериментах второй серии

I , А	$w_{\text{ан}}$, кг/(м ² ·с)	$T_{\text{ан}}$, К			$w_{\text{пов}}$, кг/(м ² ·с)	$T_{\text{пов}}$, К		
		$\alpha = 1$	$\alpha = 0,5$	$\alpha = 0,2$		$\alpha = 1$	$\alpha = 0,5$	$\alpha = 0,2$
167	0,136	2855	2985	3175	0,102	2806	2929	3110
177	0,144	2866	2995	3185	0,097	2798	2921	3101
187	0,153	2878	3004	3198	0,128	2845	2973	3160
200	0,171	2898	3030	3225	0,136	2856	2985	3174

чим линейное уравнение $y = 1,33x - 10,8$ (рис. 6), где $\ln k = -10,8$ ($k = 2,04 \cdot 10^{-5}$ кг/(А^н·ч)), $n = \frac{\ln(\Delta m/t)}{\ln I} = 1,33$.

Полученную зависимость $m = 2,04 \cdot 10^{-5} \cdot I^{1,33} t$ использовали для оценки интенсивности испарения в зоне анодного пятна на промышленных дуговых сталеплавильных печах постоянного тока. Например, для дуговых печей постоянного тока (ДППТ) диаметр электрода – 600 мм, сила тока – 98,7 кА [12], скорость испарения металла (железа) $\Delta m/t = 2,04 \cdot 10^{-5} \cdot 98700^{1,33} = 89,55$ кг/ч, а при средней продолжительности плавки 0,7 ч и вместимости печи 100 т – 0,63 кг/т. Результаты аналогичного расчета удельного пылеобразования для печей постоянного тока различной вместимости представлены в табл. 6.

Для сравнения полученных результатов с литературными данными необходимо учесть, что в атмосфере печи железо окисляется и пыль состоит не из чистого металла, а из его оксидов. Тогда, если полученные данные для испарения железа пересчитать на оксид FeO, получим: $\Delta m/t = 2,04 \cdot 10^{-5} \cdot 98700^{1,33} \cdot (56 + 16)/56 = 115$ кг/ч, а удельное пылеобразование составит 0,8 кг/т стали. Для высших оксидов железа эта величина будет соответственно больше.

Известно, что в дуговых сталеплавильных печах (ДСП) только под воздействием дуг образуется пыли от 6 до 8 кг/т стали [1]. По данным работы [4], образование пыли в ДППТ в 6 – 8 раз меньше, чем в ДСП,

что составляет около 1 – 1,5 кг/т стали. Это по порядку величины согласуется с результатами авторов, хотя в них не учтено испарение других компонентов, присутствующих в стали. Полученные результаты оценочны, поскольку погрешность в определении площади активной зоны испарения (анодного пятна) велика. В то же время, они не противоречат литературным данным.

Следует отметить, что экспериментальные расчетные данные относятся к испарению жидкого железа, тогда как на пылеобразование под воздействием дуг существенно влияет процесс плавления шихты, состав металла, наличие шлака и др.

Выводы. На основе проведенных экспериментов в лабораторной печи постоянного тока была выявлена зависимость интенсивности испарения железа от времени воздействия дуги на металл и силы тока. Отмечено, что увеличение данных параметров способствует росту эффективной температуры металла и температуры поверхности активной зоны расплава. Данные температуры были рассчитаны методом итераций и отвечают экспериментальным данным, полученным ранее. В результате исследования был произведен оценочный расчет удельного пылеобразования в дуговой печи постоянного тока разной вместимости. Полученные данные согласуются с промышленными значениями удельного пылеобразования при принятых допущениях.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Симонян Л.М., Семин А.Е. Техно-экологические аспекты плавки в ДСП: Курс лекций. – М.: Изд. Дом МИСиС, 2011. – 155с.
2. Пятаченко О.Г., Пономаренко А.Г., Корзун Е.Л. Металлургия и обработка металлов: Матер. научно-техн. конф. студентов физико-металлург. фак. ДонНТУ. – Донецк, 2005. Вып. 8. С. 42 – 44.
3. Еланский Г.Н., Шиширов М.В., Сосонкин О.М. и др. Исследование угара железа в дуговых электропечах и изменения физических свойств стали при внепечной обработке: Тр. научных чтений «Физикохимия металлических расплавов». – М. 2007. Ноябрь.
4. Малиновский В.С., Ярных Л.В. Дуговые печи постоянного тока нового поколения – новый путь эффективной реконструкции металлургического машиностроения России: Тр. VI конгресса сталеплавильщиков. 2001. С. 213 – 220.
5. Симонян Л.М. Взаимодействие металлических расплавов с активной газовой фазой пограничной области разряда при плазменном нагреве: Автореф. дис. ... доктора техн. наук. – М.: МИСиС, 1999. – 52 с.
6. Солодский С.А., Брунов О.Г., Ильященко Д.П. Источники питания для дуговой сварки: Учеб. пособие. – Томск: Изд-во Томского политехнического университета, 2012. – 165 с.
7. Симонян Л.М., Хилько А.А. Пылеобразование при выплавке стали (электросталеплавильное производство) Изд-во Lambert Academic Publishing, ISBN 978-3-8465-4256-9. 2011. – 99 с.
8. Несмеянов А.Н. Давление пара химических элементов. – М.: Изд-во АН СССР, 1961. – 396 с.
9. Симонян Л.М., Семин А.Е., Кочетов А.И. Металлургия спецсталей: Курс лекций. – М.: Учеба, 2007. – 180 с.

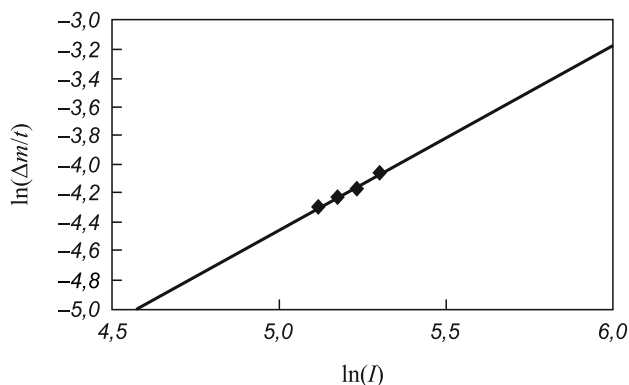


Рис. 6. Зависимость $\ln(\Delta m/t)$ от $\ln(I)$

Таблица 6

Результаты расчета удельного образования пыли в различных ДППТ

Вместимость, т	Сила тока, кА	Скорость испарения, кг/ч	Удельное пылеобразование Fe/FeO, кг/т
15	24,5	14,04	0,66/0,8
30	43,4	30,0	0,70/0,9
60	67,9	54,5	0,63/0,8
100	98,7	89,6	0,63/0,8

10. Симонян Л.М. // Физика и химия обработки материалов, 2000. № 3. С. 91 – 92.
11. Simonyan L.M., Khilko A.A. Dust formation in Electric Arc Furnace // 5th International Congress on the Science and Technology of Steelmaking 2012. Dresden. Oct. 1 – 3.
12. Егоров А.В., Моржин А.Ф. Дуговые сталеплавильные печи постоянного тока. – М.: Ин-т «Черметинформация», 1992 Вып. 2. – 23 с.

© 2014 г. АН.ИИ. Исакова, Л.М. Симонян, А.А. Хилько
Поступила 4 декабря 2013 г.

THE RESEARCH OF DUST FORMATION DURING THE ARC HEATING OF METALS

N.S. Isakova, Student

A.A. Hil'ko, Assistant

L.M. Simonjan, Dr.Eng., Professor

National University of Science and Technology "MISIS" (Moscow, Russia)

E-MAIL: aakhilko01@gmail.com

Abstract. The intensity of iron evaporation was studied depending on the current strength and time of arc effect on metal in a laboratory furnace. The effective melting temperatures and temperatures of the liquid metal surface in the arc core have been calculated at different evaporation rates. The study includes the estimate calculation of the specific dust formation in a DC arc furnace. The experimental calculated data are related to evaporation of liquid iron, whereas melting process, the composition of metal, the presence of slag make the significant influence on dust formation under the arc effect. These data are consistent with industry values of specific dust formation at accepted assumptions.

Keywords: intensity of evaporation, arc's effect, the core, dust formation, evaporation rate, DC arc furnace.

REFERENCES

1. Simonjan L.M., Semin A.E. *Tekhniko-jeologicheskie aspekty plavki v DSP: kurs lekcij* (Technical and environmental aspects of melting in the EAF: lectures). Moscow: Izd. Dom MISiS, 2011. 155 p.
2. Pjatachenko O.G., Ponomarenko A.G., Korzun E.L. *Ocenka vlijanija moshhnosti pechnogo transformatora na poteri metalla s ugarom pri plavke v sverhmoshhnyh DSP* (Assessing the furnace transformer impact of metal loss with waste during melting in heavy EAF) *Metallurgija i obrabotka metallov: materialy nauch.-tehn. konf. studentov fiziko-metallurg. fak. DonNTU*. (Metallurgy & Metalworking: scientific and engineering materials of students' conf. of physical metallurgical faculty DNTU) Issue 8. Doneck, 2005. pp. 42 – 44.
3. Elanskij G.N., Shishimirov M.V., Sosonkin O.M., Filippov K.S., Sazonov A.P. *Issledovanie ugara zheleza v dugovyh elektropetchah i izmenenija fizicheskikh svojstv stali pri vnepechnoj obrabotke*. (Research of burn iron electric arc and changes in the physical properties of the steel in ladle treatment). *Tr. nauchnyh chtenij "Fizikohimija metallicheskih rasplavov"* (Proceedings of the Scientific Conference "Physical chemistry of metal melts"), Moscow, 2007.
4. Malinovskij V.S., Jarnyh L.V. *Dugovye pechi postojannogo toka novogo pokolenija – novyj put' jeffektivnoj rekonstrukcii metallurgicheskogo mashinostroenija Rossii/ Trudy 6-go kongressa staleplavil'shnikov*. (DC arc furnace of a new generation – a new way of effective reconstruction of metallurgical machinery in Russia. Proceedings of the 6th Congress of Steelmakers). 2001. pp. 213 – 220.
5. *Vzaimodejstvie metallicheskih rasplavov s aktivnoj gazovoj fazoj pogranichnoj oblasti razrjada pri plazmennom nagreve*. Dokt., Diss. Avtoreferat (Interaction of molten metal with an active gas phase boundary region of the plasma discharge at heating: abstract dis. Doctor of Tech. Sci.) Moscow, 1999. 52 p.
6. Solodskij S.A., Brunov O.G., Il'jashhenko D.P. *Istochniki pitanija dlja dugovoj svarki: uchebnoe posobie* (Power sources for arc welding: a tutorial) Tomsk: Izd-vo Tomskogo politehnicheskogo universiteta, 2012. 165 p.
7. Simonjan L.M., Hil'ko A.A. *Pyleobrazovanie pri vyplavke stali (jelektrostaleplavil'noe proizvodstvo)* (Dusting for steelmaking (electric furnace steelmaking)) Iz-vo «Lambert Academic Publishing», ISBN 978-3-8465-4256-9 2011g., 99 p.
8. Nesmejanov A.N. *Davlenie para himicheskikh jelementov* (The vapor pressure of the chemical elements). Moscow: Izd-vo AN SSSR. 1961.
9. Simonjan L.M., Semin A.E., Kochetov A.I. *Metallurgija specstalej. Kurs lekcij*. (Metallurgy of special steels. Course of lectures). M.: Ucheba, 2007. 180 p.
10. Simonjan L.M. *Fizika i himija obrabotki materialov*, 2000, № 3. pp. 91 – 92.
11. Simonyan L.M., Khilko A.A. Dust formation in Electric Arc Furnace – 5th International Congress on the Science and Technology of Steelmaking. Dresden, 2012 Oct. 1 – 3.
12. Egorov A.V., Morzhin A.F. *Dugovye staleplavil'nye pechi postojannogo toka* (Electric arc furnaces DC). Moscow: In-t «Chermetinformacija», 1992.

Received 4 December 2013

МОДЕЛЬ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ РАСТЯГИВАЮЩИХ И СЖИМАЮЩИХ НАПРЯЖЕНИЙ В МЕТАЛЛЕ ВОКРУГ КАЛЬЦИЙСОДЕРЖАЩИХ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ВКЛЮЧЕНИЙ В ВОДНЫХ СРЕДАХ

Г.И. Котельников¹, к.т.н., доцент

Д.А. Мовенко¹, аспирант

А.В. Павлов¹, д.т.н., профессор

С.А. Мотренко², технический директор

¹ Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС» (Москва, Россия)

² ООО «РегионПАК»

Аннотация. Исследован и развит механизм формирования очага взаимодействия коррозионно-активных включений с металлом в водной среде, заключающийся в увеличении объема включений в результате их гидратации и образовании соответствующих зон растяжения и сжатия. На основе механизма разработана модель распределения механических напряжений вокруг гидратирующих включений.

Ключевые слова: КАНВ, водные растворы, коррозия металла, математическая модель.

E-MAIL: gikotelnikov@yandex.ru

Качество низколегированной трубной стали может быть повышено за счет снижения содержания неметаллических включений и управления их составом. Исследованиями последних лет [1 – 5] установлено, что отдельные типы включений могут в несколько раз ускорять коррозионное разрушение промышленных труб. Они получили название коррозионноактивных неметаллических включений (КАНВ). Феномен КАНВ известен достаточно давно, однако мнения о природе этих включений, механизме их влияния на процессы коррозии стали, методах снижения их количества за счет оптимизации выпечной обработки, способах предотвращения образования этих включений остаются весьма противоречивыми. В то же время без решения этих во-

просов невозможно обеспечить необходимый уровень качества стали для труб ответственного назначения.

Механизм активации КАНВ подразумевает их взаимодействие с водой с последующим образованием продуктов реакции – гидратов [6]. Кальций входит в состав всех типов КАНВ и именно его соединения, зачастую, гидратируют. Объем включения при этом увеличивается и создается давление на металлическую матрицу.

На рис. 1 представлена схема очага КАНВ с обозначением его элементов, где «темная зона» отвечает растягивающим напряжениям в металле вокруг КАНВ. Расчетами по формулам (4), (5) показано, что на внешней границе «темной зоны» величина напряжения отвечает примерно 100 МПа, что соответствует пределу

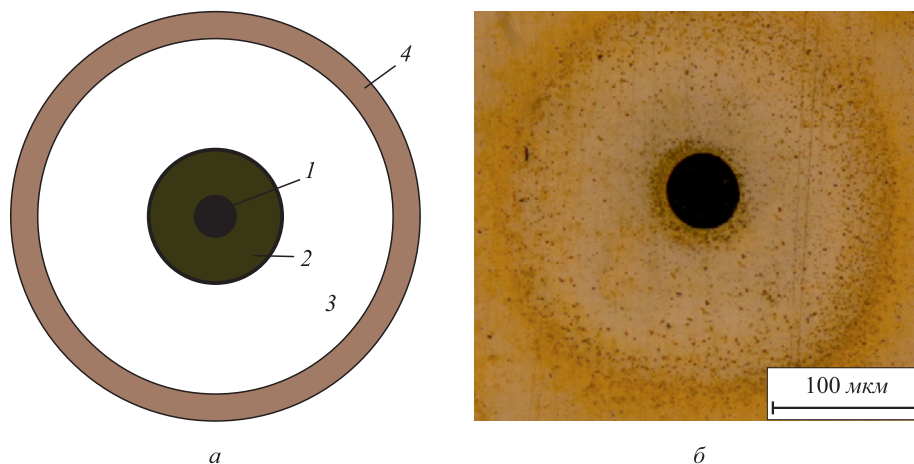


Рис. 1. Схема очага КАНВ на шлифе после травления (а): 1 – КАНВ; 2 – «темная зона»; 3 – область сжатия металла; 4 – ореол КАНВ. Снимок КАНВ, полученный на оптическом микроскопе в светлом поле (б)

текучести отожженного металла [7]. Граница очага КАНВ (ореол) характеризует равновесие между растягивающими напряжениями от КАНВ и сопротивлением металла этим воздействиям. По расчетам, величина начального напряжения, необходимого для начала сдвиговой деформации, τ металла на границе очага КАНВ, равна 1 – 2 МПа [8]. Металл между «темной зоной» и границей очага КАНВ находится в сжатом состоянии и поэтому подвержен коррозии в меньшей степени [9], что и видно на оптическом микроскопе.

КАНВ – сложная многофазная структура, содержащая некоторую долю оксида кальция. Термодинамическими расчетами показано, что при взаимодействии СаО с водой образуются гидраты:



В модели принято допущение, что в составе КАНВ именно СаО взаимодействует с водой и, таким образом, вызывает увеличение объема всего включения, создавая растягивающие напряжения в окружающем металле.

Получим выражение для оценки величины растягивающих напряжений в металле вокруг КАНВ в процессе их гидратации. В первом приближении примем, что КАНВ состоит только из СаО. Молярная масса СаО составляет 56, молярная масса Са(ОН)₂ – 74. Плотность СаО равна 3,35 г/см³, плотность Са(ОН)₂ – 2,21 г/см³. Выразим массу КАНВ, m_n , до взаимодействия с водой:

$$m_n = \rho_n \frac{4}{3} \pi R_n^3,$$

где ρ_n – начальная плотность КАНВ, т.е. плотность СаО; R_n – начальный радиус КАНВ (до взаимодействия с водой).

После взаимодействия с водой масса КАНВ, m_k , составит:

$$m_k = \rho_k \frac{4}{3} \pi R_k^3,$$

где ρ_k – конечная плотность КАНВ после гидратации, т.е. плотность Са(ОН)₂; R_k – конечный радиус КАНВ (после взаимодействия с водой).

Массы КАНВ до и после гидратации связаны соотношением:

$$m_k = m_n \frac{74}{56}$$

$$\text{или } \rho_k \frac{4}{3} \pi R_k^3 = \rho_n \frac{4}{3} \pi R_n^3 \frac{74}{56}.$$

Выразим радиус КАНВ до взаимодействия с водой:

$$R_n^3 = \frac{\rho_k}{\rho_n} R_k^3 \frac{56}{74}.$$

Получим изменение объема КАНВ ΔV в результате его гидратации:

$$\Delta V = V_k - V_n = \frac{4}{3} \pi R_k^3 - \frac{4}{3} \pi R_n^3$$

или

$$\Delta V = \frac{4}{3} \pi R_k^3 \left(1 - \frac{\rho_k}{\rho_n} \frac{56}{74} \right), \quad (2)$$

где V_n и V_k – начальный и конечный объем КАНВ.

Если задать расстояние r_0 от центра КАНВ до произвольной точки металла перед гидратацией включения, то можно определить, на каком расстоянии r_1 эта точка окажется после гидратации:

$$V_0 = \frac{4}{3} \pi r_0^3; \quad V_1 = \frac{4}{3} \pi r_1^3 = \frac{4}{3} \pi r_0^3 + \Delta V \alpha, \quad (3)$$

где V_0 и V_1 – начальный и конечный объем металла; α – степень гидратации КАНВ.

Величина α может меняться от 0 до 1; α зависит от доли СаО в КАНВ и учитывает присутствие в составе КАНВ других соединений, не относящихся к коррозионноактивным (например, Al₂O₃, SiO₂).

Тогда из выражений (2) и (3) получим:

$$r_1 = \sqrt[3]{r_0^3 + \alpha R_k^3 \left(1 - \frac{\rho_k}{\rho_n} \frac{56}{74} \right)}. \quad (4)$$

Величину напряжений σ можно оценить по закону Гука:

$$\sigma = E \frac{\Delta l}{l},$$

где E – модуль Юнга (для стали $E = 2,06 \cdot 10^5$ МПа); $\Delta l/l$ – относительная деформация плоских слоев металла вокруг КАНВ.

Выразим σ через r_0 и r_1 :

$$\sigma = E \frac{l_1 - l_0}{l_0} = E \frac{2\pi r_1 - 2\pi r_0}{2\pi r_0} = E \left(\frac{r_1}{r_0} - 1 \right).$$

Отсюда получим выражение для r_0 :

$$r_0 = \frac{r_1}{\sigma/E + 1}. \quad (5)$$

Таким образом, зная диаметр КАНВ после гидратации, можно рассчитать диаметры «темной зоны» и ореола КАНВ. Подставим (5) в (4) и получим соответствующее выражение для расчета этих диаметров:

$$d = D_k \left(\frac{\alpha \left(1 - \frac{\rho_k}{\rho_n} \frac{M_n}{M_k} \right)}{1 - \frac{1}{\left(\frac{\sigma}{E_{ст}} + 1 \right)^3}} \right)^{0,33}, \quad (6)$$

где d – диаметр «темной зоны» (или ореола) КАНВ в зависимости от принимаемой величины σ , характерной для внешней границы указанных зон: 100 МПа для «темной зоны», 1 – 2 МПа для ореола; D_k – диаметр кратера, образующегося на месте КАНВ в результате его гидратации.

В работе [10] приводятся уравнения, по которым можно рассчитать упругие напряжения σ_R в матрице вокруг неметаллических включений, возникающие вследствие различия коэффициентов термического расширения металла α_2 и неметаллического включения α_1 :

$$\sigma_R = \frac{p}{(1-d^3)} \left[\frac{R_1^3}{R^3} - d^3 \right]; \quad (7)$$

$$p = \frac{(\alpha_2 - \alpha_1)T}{\left\{ \frac{0,5(1+v_2) + (1-2v_2)d^3}{E_2(1-d^3)} + \frac{(1-2v_1)}{E_1} \right\}}, \quad (8)$$

где p – давление вокруг включения; v_1 и v_2 – коэффициенты Пуассона включения и матрицы, соответственно; T – изменение температуры при охлаждении металла; R_1 – радиус включения; R_2 – расстояние от центра включения до границы рассматриваемого диапазона; $d^3 = \frac{R_1^3}{R_2^3}$ – объемная доля включений; R – расстояние от центра включения; E_1 и E_2 – модуль Юнга для включения и стали, соответственно.

Данный механизм действует в том случае, если коэффициент термического расширения включения меньше, чем у стали. К таким включениям относят алюминаты кальция, глинозем, шпинели, нитриды и силикаты [10].

На рис. 2 приведены результаты расчета напряжения металла σ , вызываемого разницей коэффициентов термического расширения [10] и гидратацией КАНВ ($\alpha = 0,1 - 1,0$) в некоторой точке матрицы, удаленной на расстояние r от включения. Расчет по модели [10] проводили для алюминатов кальция $\text{CaO} \cdot 2\text{Al}_2\text{O}_3$ и использовали следующие данные: $\alpha_1 = 5 \cdot 10^{-6} \text{ } 1/^\circ\text{C}$; $\alpha_2 = 1,25 \cdot 10^{-5} \text{ } 1/^\circ\text{C}$; $v_1 = 0,234$; $v_2 = 0,290$; $T = 1505 \text{ } ^\circ\text{C}$; $E_1 = 1,13 \cdot 10^{11} \text{ Па}$; $E_2 = 2,08 \cdot 10^{11} \text{ Па}$. Изменение температуры рассчитано от температуры солидус $1525 \text{ } ^\circ\text{C}$ до $20 \text{ } ^\circ\text{C}$.

Из рис. 2 видно, что механизм гидратации может в значительной степени увеличивать напряжение в металле вокруг кальцийсодержащих включений.

В рамках экспериментального исследования проведены плавки технически чистого железа (см. таблицу) в лабораторной вакуумной печи сопротивления. Металл расплавляли в атмосфере аргона, вакуумировали и раскисляли алюминием и кальцием. После расплавления кратковременно откачивали давление для дегазации образца. Всплывающие при этом пузыри азота интенсивно перемешивали расплав, приводя к его усреднению по составу. Использовали тигли из BeO , обладающие высокой термодинамической устойчивостью. Полученный слиток охлаждали с печью в атмосфере аргона. В процессе подготовки шлифов для охлаждения металла использовали ацетон с тем, чтобы избежать преждевременной гидратации КАНВ. Гидратацию КАНВ изучали на оптическом микроскопе. На поверхность шлифа наносили различные травители: 0,9 %-ный водный раствор NaCl ; 0,3 %-ный водный раствор KCl ; деионизированная вода (чистота – 99,99999 %). Проведены измерения диаметров КАНВ до и после гидратации. Полученные экспериментальные данные использованы для проверки

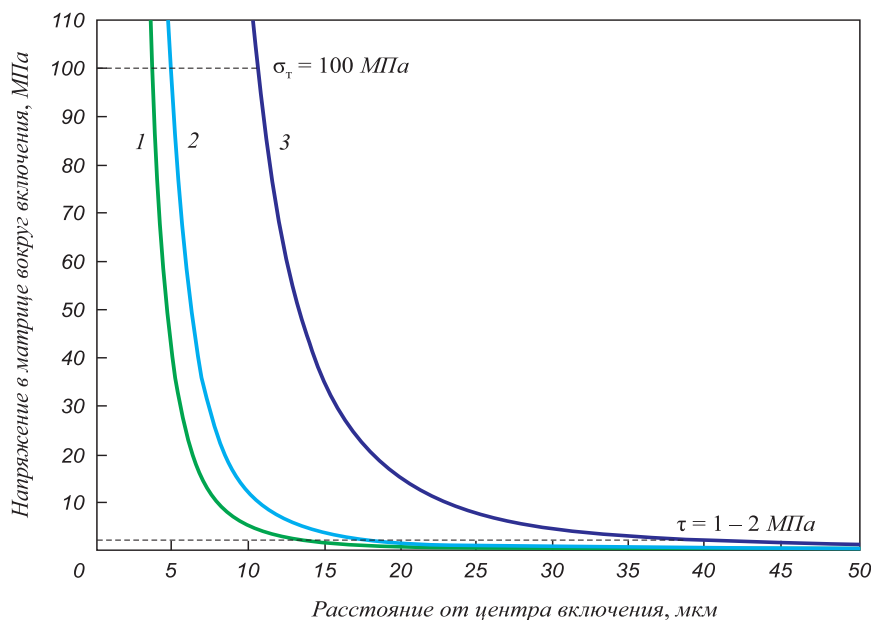


Рис. 2. Расчетная оценка величины напряжения в некоторой точке в литом отожженном металле в зависимости от расстояния от центра КАНВ до этой точки:

1 – расчет по данным работы [10]; 2 – расчет по модели гидратации КАНВ ($\alpha = 0,1$); 3 – расчет по модели гидратации КАНВ ($\alpha = 1$); σ_τ – предел текучести; τ – напряжение, необходимое для начала сдвиговой деформации

**Химический состав технически чистого железа,
использованного в экспериментальных плавках, %**

C	Si	Mn	Al	S	P	N	Fe
0,045	0,43	0,34	≤ 0,0004	0,003	0,004	0,026	остальное

адекватности разработанной модели очага взаимодействия КАНВ с металлом (рис. 3 – 5).

Из рис. 3 видно, что величины диаметра темной зоны и ореола КАНВ, измеренные по результатам металлографического исследования, достаточно хорошо согласуются с расчетными.

На рис. 4 приведена расчетная зависимость диаметров «темной зоны» и ореола КАНВ от диаметра кратера КАНВ. Видно, что экспериментальные данные хорошо согласуются с результатами расчета.

Представляется весьма затруднительным определение диаметра КАНВ до взаимодействия с водой. Визуально можно только примерно оценить его по снимку кратера

КАНВ, полученному на сканирующем микроскопе. В расчетах учитывается степень гидратации КАНВ α , которую можно оценить по доле оксида кальция. Для расчета величины α приняли равной 0,1. Это отвечает средней массовой доле CaO в КАНВ полученного в эксперименте металла. На рис. 5 показана зависимость диаметра КАНВ до гидратации, D_n , от диаметра КАНВ после взаимодействия с водой (диаметр кратера). Расчет выполнен по уравнению, полученному из выражения (4):

$$D_n = D_k \left(1 - \alpha \left(1 - \frac{\rho_k}{\rho_n} \frac{M_n}{M_k} \right) \right)^{1/3}. \quad (9)$$

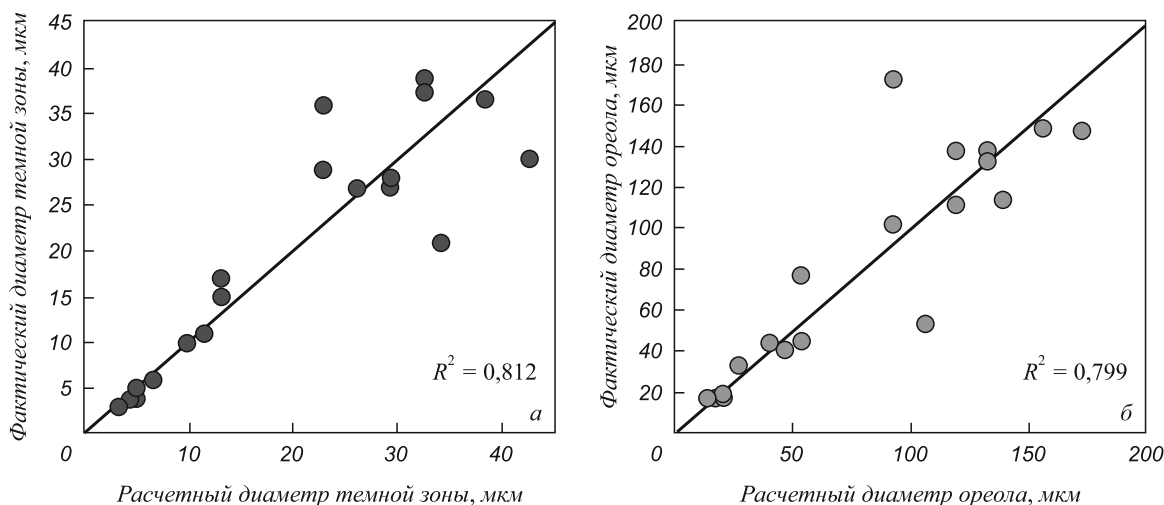


Рис. 3. Проверка адекватности модели по расчетным и фактическим значениям диаметра «темной зоны» (а) и диаметра ореола КАНВ (б): прямая – расчет по уравнению (6); точки – эксперимент

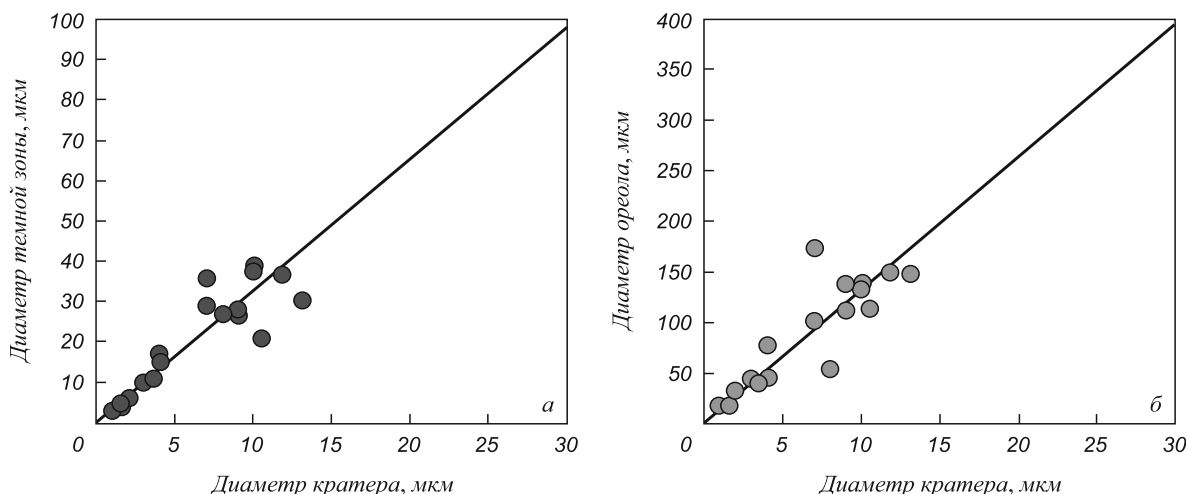


Рис. 4. Зависимость диаметров «темной зоны» (а) и ореола КАНВ (б) от диаметра кратера, образующегося на месте КАНВ в результате его гидратации: прямая – расчет по уравнению (6); точки – эксперимент

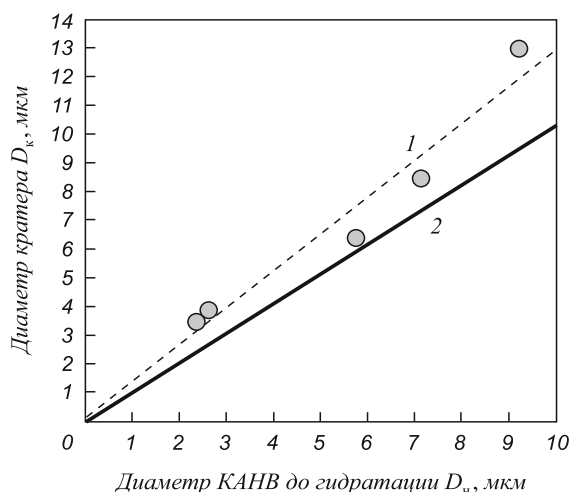


Рис. 5. Зависимость диаметра кратера КАНВ после гидратации от диаметра включения до взаимодействия с водой:
1 – статистическая обработка экспериментальных данных;
2 – расчет; точки – эксперимент

Ввиду того, что точность экспериментального определения диаметра КАНВ до гидратации невысока, можно заключить, что расчет в целом отвечает экспериментальным данным.

На рис. 6 представлены изображения КАНВ после гидратации, а также структура «темной зоны» при раз-

личном увеличении, полученные на сканирующем микроскопе SEM Quanta 650. Видно, что в этой области металл подвержен существенному механическому разрушению, вызванному давлением гидратирующего КАНВ. На рис. 2 показано, что расчетное напряжение металла в «темной зоне» превышает предел текучести стали.

При металлографическом исследовании шлифа на предмет загрязненности КАНВ могут возникать противоречивые явления. Так, одни неметаллические включения после травления в водосодержащем растворе имеют характерный вид («темная зона» и ореол), другие, такого же состава при тех же условиях, не определяются визуально как КАНВ. Причиной этому может быть глубина погружения неметаллического включения в металл. Если КАНВ погружено в металл на незначительную глубину, то при взаимодействии с водой включение увеличится в объеме и может беспрепятственно покинуть металл. В этом случае поле напряжений вокруг КАНВ не образуется, и, соответственно, ни «темной зоны», ни ореола не наблюдается. Если КАНВ погружено в металл на значительную глубину, оно также увеличивается в объеме в процессе гидратации, но вследствие отсутствия возможности покинуть металл будет создавать растягивающие напряжения на окружающую матрицу и на шлифе проявится характерный вид КАНВ. Схема описанного явления представлена на рис. 7.

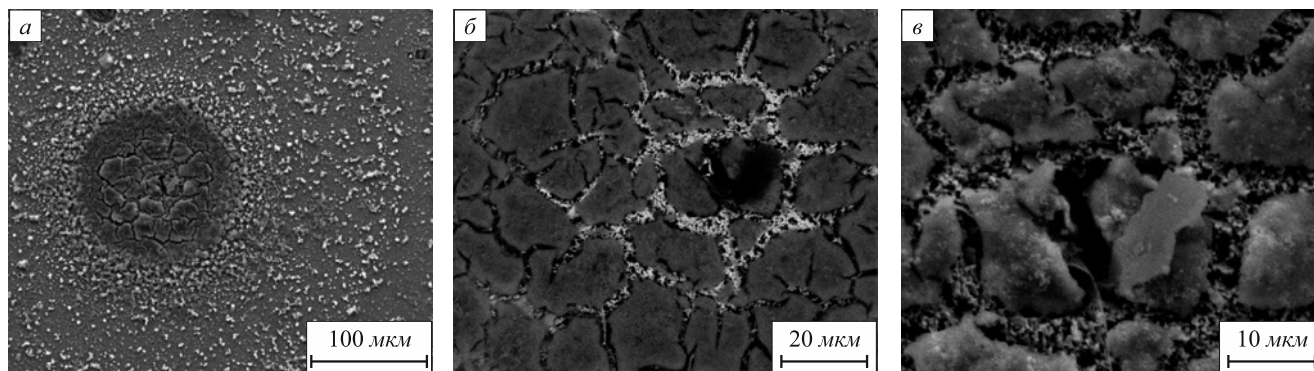


Рис. 6. Изображения внешнего вида КАНВ после взаимодействия с водным раствором при различном увеличении, полученные на сканирующем микроскопе SEM Quanta 650

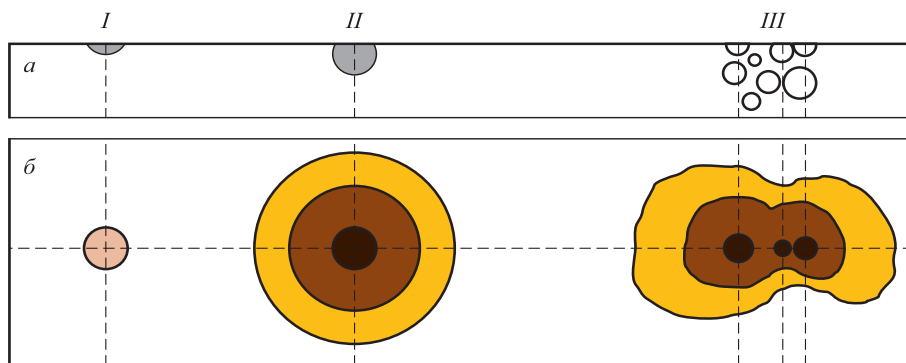


Рис. 7. Схема КАНВ после гидратации («темная зона», ореол) в зависимости от глубины его погружения в металл:
I – глубина небольшая, КАНВ визуально не определяется; II – глубина значительная, КАНВ визуально определяется; III – скопление включений, КАНВ визуально определяется; а – разрез шлифа; б – вид шлифа сверху на оптическом микроскопе

На рис. 8 представлены снимки шлифа после травления КАНВ различными водными растворами, полученные на оптическом и сканирующем микроскопах, которые подтверждают представленную выше схему.

С целью уточнения механизма взаимодействия в системе «КАНВ–травитель–металл» произведена видеосъемка травления шлифов лабораторных плавок различными водными растворами (0,3 %-ный водный раствор KCl, 0,9 %-ный водный раствор NaCl и деио-

низированная вода) на оптическом микроскопе NIKON Eclipse LV100. На рис. 9 приведена кинограмма взаимодействия алюминатов кальция с 0,3 %-ным водным раствором KCl. Кадры 1 – 12 сняты с интервалом 30 с. Начало съемки – через 20 с после нанесения капли раствора на поверхность шлифа. Отмечено, что КАНВ проявлялись при использовании всех вышеперечисленных травителей, что подтверждает механизм воздействия КАНВ на металл, заключающийся в гидратации

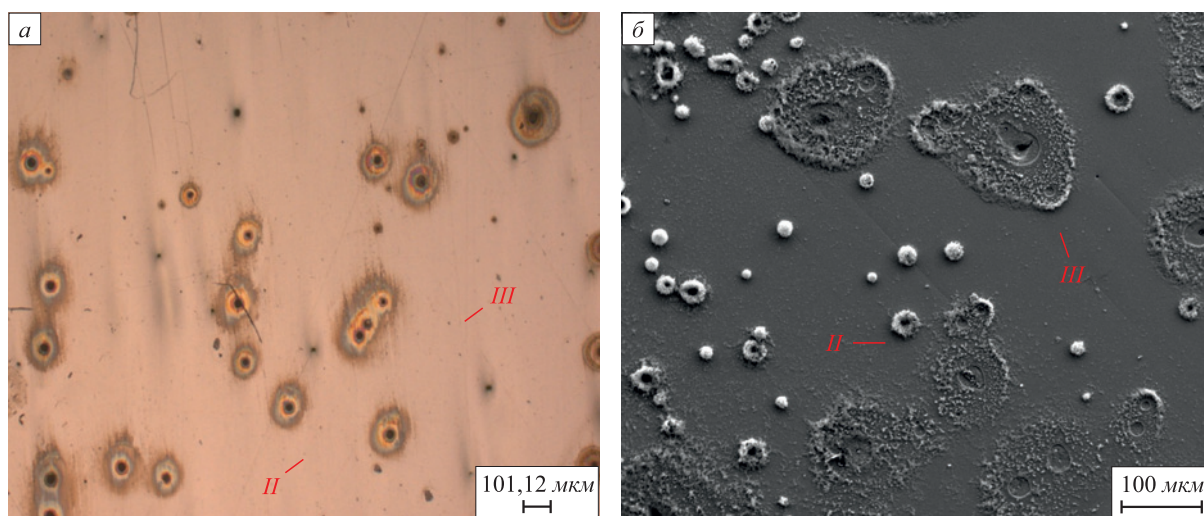


Рис. 8. Внешний вид поверхности металла после травления КАНВ водным раствором, полученный на оптическом (а) и сканирующем (б) микроскопе в режиме вторичных электронов. Варианты II, III отвечают схеме на рис. 6. Вариант I металлографически не фиксируется

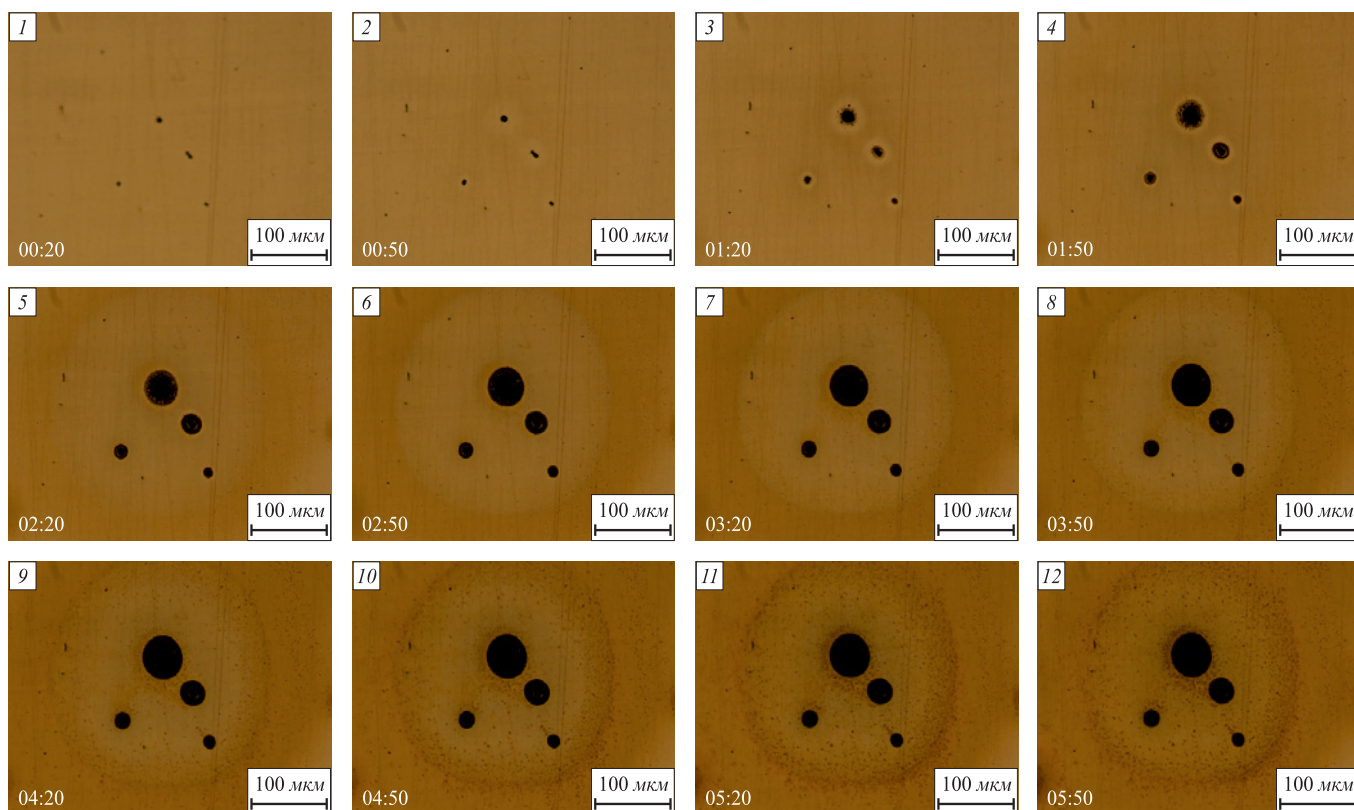


Рис. 9. Кинограмма взаимодействия включений алюминатов кальция с 0,3 %-ным водным раствором KCl. В нижнем левом углу указано время съемки в формате мин:с

включений. Из рис. 9 видно стремительное увеличение размера «темной зоны» и постепенное проявление ореола вокруг каждого КАНВ. В то же время все четыре КАНВ формируют общий ореол. Видно, что ведущую роль в этом процессе играет наиболее крупное КАНВ.

Выводы. Развита механизм формирования очага взаимодействия КАНВ с металлом в водной среде, заключающийся в увеличении объема КАНВ в результате их гидратации и образовании соответствующих зон растяжения и сжатия металла. Уточнены понятия «темной зоны» и ореола КАНВ, отражающие сложную картину распределения напряжений вокруг них. Разработана математическая модель, позволяющая оценить размеры «темной зоны» и ореола КАНВ в зависимости от диаметра включения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Реформатская И.И., Родионова И.Г., Бейлин Ю.А. и др. // Защита металлов. 2004. Т. 40. № 5. С. 498 – 503.
2. Родионова И.Г., Бакланова О.Н., Филиппов Г.А. и др. / Коррозионно-активные неметаллические включения в

- углеродистых и низколегированных сталях: Сб. тр. научно-практич. семинара. – М.: Metallurgizdat, 2005. С. 7 – 14.
3. Зайцев А.И., Могутнов Б.М., Шахпазов Е.Х. Физическая химия металлургических шлаков. – М.: Интерконтакт Наука, 2008. – 352 с.
4. Зайцев А.И., Родионова И.Г., Семернин Г.В. и др. // Металлург. № 2. 2011. С. 50 – 55.
5. Григорович К.В., Шибеева Т.В., Арсенкин А.М. // Металлы. 2011. № 5. С. 164 – 170.
6. Зайцев А.И., Родионова И.Г., Мальцев В.В. и др. / Коррозионно-активные неметаллические включения в углеродистых и низколегированных сталях: Сб. тр. научно-практич. семинара. – М.: Metallurgizdat, 2005. С. 37 – 51.
7. Гуляев А.П. Металловедение: Учеб. для вузов. – М.: Металлургия, 1986. – 544 с.
8. Штремель М.А. Прочность сплавов. Ч. II. Деформация: Учеб. для вузов. – М.: МИСИС, 1997. – 527 с.
9. Жук Н.П. Курс теории коррозии и защиты металлов. – М.: Металлургия, 1976. – 472 с.
10. Brooksbank D., Andrews K.W. // Journal of the Iron and Steel Institute. 1972. April. P. 246 – 255.

© 2014 г. Г.И. Котельников, Д.А. Мовенко,
А.В. Павлов, С.А. Мотренко
Поступила 14 января 2014 г.

THE MODEL OF DISTRIBUTION OF TENSILE AND COMPRESSIVE STRESSES IN METAL AROUND CALCIUM-CONTAINING NON-METALLIC INCLUSIONS IN WATER MEDIA

G.I. Kotelnikov¹, Cand. Eng., Assist. Professor
D.A. Movenko¹, Postgraduate
A.V. Pavlov¹, Dr.Eng., Professor
S.A. Motrenko², Technical Director

¹ National University of Science and Technology “MISiS” (Moscow, Russia)

² “RegionPAK” Ltd.

E-MAIL: gikotelnikov@yandex.ru

Abstract. The mechanism of interaction between corrosion-active non-metallic inclusions (CANI) and metal in water media was developed. This mechanism consists in CANI volume increase, as a result of hydration, and tension and compression areas formation. On the basis of this mechanism the model of distribution of mechanical stresses around hydrating inclusions was developed.

Keywords: CANI, water solutions, corrosion of metal, mathematical model.

REFERENCES

1. Reformatskaja I.I., Rodionova I.G., Bejlin Ju.A. etc. *Zashhita metallov*. 2004. Vol. 40. № 5. pp. 498 – 503.
2. Rodionova I.G., Baklanova O.N., Fillipov G.A. etc. *Rol' nemetallicheskih vkljuchenij v uskorenii processov lokal'noj korrozii neftepromyslovых truboprovodov i drugih vidov metalloprodukcii i oborudovanija iz uglerodistyh i nizkolegированных stalej* (Role of nonmetallic inclusions in accelerating the processes of localized corrosion of oilfield pipelines and other metal products and

equipment from carbon and low-alloy steels). Moscow: Metallurgizdat. 2005. pp. 7 – 14.

3. Zajcev A.I., Mogutnov B.M., Shahpazov E.H. *Fizicheskaja himija metallurgicheskikh shlakov* (Physical chemistry of metallurgical slags). Moscow: Interkontakt Nauka. 2008. 352 p.
4. Zajcev A.I., Rodionova I.G., Semernin G.V. etc. *Metallogra.* 2011. № 2. pp. 50 – 55.
5. Grigorovich K.V., Shibaeva T.V., Arsenkin A.M. *Metallogra.* 2011. № 5. pp. 164 – 170.
6. Zajcev A.I., Rodionova I.G., Mal'cev V.V. etc. *Priroda i mehanizmy obrazovanija v stali korrozionno-aktivnyh nemetallicheskih vkljuchenij. Puti obespechenija chistoty stali po jetim vkljuchenijam. Korrozionno-aktivnye nemetallicheskie vkljuchenija v uglerodistyh i nizkolegированных staljah*. (The nature and mechanisms of formation of the steel corrosion-active nonmetallic inclusions. Ways to ensure the purity of steel on these inclusions. Corrosive non-metallic inclusions in carbon and low alloy steels). Moscow: Metallurgizdat. 2005. pp. 37 – 51.
7. Guljaev A.P. *Metallovedenie. Uchebnik dlja vuzov* (Metallography. Textbook for high schools). Moscow: Metallurgija. 1986. 544 p.
8. Shtremel' M.A. *Prochnost' spлавov. Chast' II. Deformacija. Uchebnik dlja vuzov* (Strength alloys. Part II. Deformation. Textbook for high schools). Moscow: MISiS. 1997. 527 p.
9. Zhuk N.P. *Kurs teorii korrozii i zashhity metallov* (Course in the theory of corrosion and protection of metals). Moscow: Metallurgija. 1976. 472 p.
10. Brooksbank D. and Andrews K.W. Stress fields around inclusions and their relation to mechanical properties. *Journal of the Iron and Steel Institute*. April 1972. pp. 246 – 255.

Received 14 January 2014

УДК 669.184.244

ИССЛЕДОВАНИЕ УСЛОВИЙ ВСПЛЫТИЯ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ВКЛЮЧЕНИЙ ПРИ ПРОДУВКЕ АРГОНОМ ЖИДКОЙ ВАННЫ ПРОМЕЖУТОЧНОГО КОВША МНЛЗ. СООБЩЕНИЕ 3

А.Н. Смирнов¹, д.т.н., профессор кафедры «Металлургия стали»

В.Г. Ефимова², к.т.н., кафедра «Физическая химия»

А.В. Кравченко¹, аспирант кафедры «Металлургия стали»

К.Е. Писмареv³, к.т.н., главный инженер

¹ Донецкий национальный технический университет (Донецк, Украина)

² Киевский политехнический институт (Киев, Украина)

³ Алчевский металлургический комбинат (Алчевск, Украина)

Аннотация. Выполненные ранее исследования на физической модели, а также аналитические оценки были использованы при создании оригинального продувочного блока и проведения промышленных испытаний в условиях слябовой МНЛЗ Алчевского металлургического комбината. Особенностью конструкции продувочного блока является его геометрическая форма в виде кольца, охватывающего стакан-дозатор. При этом вдувание газа осуществляется через калиброванные отверстия, выполненные в специальных огнеупорных трубках. В результате проведенных испытаний установлено, что рафинирующий эффект достигается при расходе газа на уровне 10 – 12 л/мин.

Ключевые слова: неметаллические включения, промежуточный ковш, продувка аргоном, пузырьки, фурма, моделирование.

E-MAIL: kravchenko@mail.ru

Образование неметаллических включений, происходящее в ходе внепечной обработки и непрерывной разливки стали, непосредственно связано с поведением кислорода, находящегося в металле, шлаке и футеровке сталеразливочного и промежуточного ковшей, а также с эмульгированием частиц шлака при принудительном перемешивании и технологических переливах металла [1, 2].

Благоприятные условия для всплытия и удаления неметаллических включений создаются во время пребывания стали в промежуточном ковше машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ). Современный промежуточный ковш, как правило, оснащен специальными приспособлениями, обеспечивающими всплытие и отделение неметаллических включений в результате правильной организации потоков движения металла, его фильтрации и продувки инертным газом [3, 4]. Вместе с тем, выбор рациональной конструкции элементов промежуточного ковша и оптимальных параметров продувки зависит от определенной совокупности критериев и технологических параметров, что обуславливает необходимость проведения исследований применительно к конкретной МНЛЗ и параметрам литья.

Известно, что неметаллические включения могут иметь размеры от нескольких сотен до нескольких микрон. Они являются как продуктами раскисления и вторичного окисления стали, так и результатом захвата частиц шлака и огнеупоров при перемешивании металла в ходе внепечной обработки и технологических переливов. Безусловно, именно крупные неметаллические включения оказывают наибольшее влияние на

возникновение дефектов в готовой продукции. Однако их количество в стали не так велико (несколько сотен или тысяч на 1 кг стали), что затрудняет их обнаружение в отобранных образцах. Мелкие включения имеют более высокую концентрацию (например, 10^6 – 10^7 шт. на 1 кг стали и более). Однако по распределению этих включений в отобранных образцах нельзя судить о характере распределения крупных включений, которые не всегда попадают в исследуемое поле. Проблематика моделирования поведения неметаллических включений в жидкой ванне промежуточного ковша также требует учета плотности неметаллических включений, их конфигурации, уровня их смачиваемости жидкой сталью и др. Постановка задачи и ее решение в виде математической модели на таком уровне в настоящее время не представляются возможными. Поэтому на практике стремятся обеспечить рафинирующую продувку стали аргоном в промежуточном ковше путем рационального размещения продувочных узлов и оптимизации параметров продувки.

Металлургическая практика применения продувочных устройств в промежуточных ковшах подтверждает, что при некоторых условиях количество неметаллических включений в расплавленной стали уменьшается при определенных условиях ее обработки [5 – 7]. Между тем, вопросы организации рациональных режимов продувки металла аргоном в промежуточном ковше требуют определенной оптимизации процессов движения конвективных потоков с целью наиболее полного использования энергии вдуваемого газа для конкретных условий обработки, а также предотвращения втя-

гивания в перемешивание частиц покровного шлака. На практике процесс продувки стали аргоном является чрезвычайно сложным физико-химическим процессом и проявляется в самых разнообразных системах. При этом эффективность рафинирующей продувки зависит от определенной совокупности факторов, включающих интенсивность продувки, место расположения продувочных узлов, диаметр вдуваемых пузырьков и др.

Согласно многочисленным исследованиям турбулентность, вызванная интенсивным вдуванием аргона в жидкую ванну промежуточного ковша, приводит как к слипанию мелких частиц, так и к разрушению крупных агломератов [8 – 10]. С учетом того факта, что при интенсивном перемешивании металла и шлака (в местах выхода аргона) может происходить захват шлаковых включений в металл, интенсивность вдувания аргона в жидкую ванну промежуточного ковша должна быть ограничена некоторым пороговым значением, которое может быть определено при проведении промышленных экспериментов. Проведенные исследования показали, что в обобщенном виде механизм рафинирования стали представляет собой прикрепление частиц неметаллической фазы к всплывающему пузырю, который вовлекает с собой некоторое количество металла в шлаковую фазу. Этот металл, вместе с прикрепленными включениями, всплывает до границы раздела фаз металл–атмосфера, где пузырь разрушается. Далее агрегат металл–включения проходит через шлаковую фазу и переходит в металл. В этот момент все неметаллические включения, находящиеся в жидкой линии тока металла, по закону распределения переходят в шлаковую фазу.

Целью проведения промышленных испытаний являлось определение оптимального расхода газа при продувке металла через кольцевую фурму с целью создания наиболее эффективных рафинирующих условий в 60-т промежуточном ковше двухручьевого МНЛЗ в условиях конвертерного цеха Алчевского металлургического комбината (АМК). Конструкция футеровки промежуточного ковша включает в себя теплоизоляционный слой, расположенный между стальным кожухом и сло-

ем высокоглиноземистого бетона, который работает, по меньшей мере, 800 – 1000 плавов. Рабочий слой футеровки (на основе магнезита) наносится методом холодного торкретирования. Дозирование стали и ее подача в кристаллизатор осуществляется с помощью системы огнеупоров «стопор-моноблок»–«стакан-дозатор»–«погружной стакан». Замена погружного стакана (при возникновении необходимости) осуществляется с помощью устройства для быстрой замены, которое расположено под днищем промежуточного ковша и предполагает подачу аргона в стакан-дозатор.

На практике размеры пузырьков аргона зависят от размеров отверстий огнеупора, через который вдувается инертный газ. Поэтому важным фактором для промышленной реализации метода продувки металла инертным газом в промежуточном ковше является применение пористых огнеупорных блоков с очень мелкими порами. Между тем, к эксплуатационным свойствам и прочности таких блоков предъявляются достаточно жесткие требования, поскольку они работают в крайне тяжелых условиях, сопряженных с длительным контактом с жидким металлом, теплосменами, механическим воздействием вследствие контакта с конвективными потоками и др. Помимо этого, продувочные блоки должны обеспечивать стабильную газопроницаемость в течение длительного периода эксплуатации (нескольких десятков часов) и возможность оперативной корректировки величины расхода газа при продувке.

В металлургической практике для продувки стали в промежуточном ковше используются специальные пористые блоки, изготовленные на основе магнезита или корунда. Существенным недостатком таких пористых элементов является значительное колебание размеров отверстий, что соответственно обуславливает образование пузырьков различных размеров. Эффективность продувки через пористые блоки в значительной степени зависит от реального соотношения крупных и мелких пор, поскольку через крупные поры может проходить большая часть вдуваемого аргона. На рис. 1 представлен внешний вид фрагмента пористого блока и

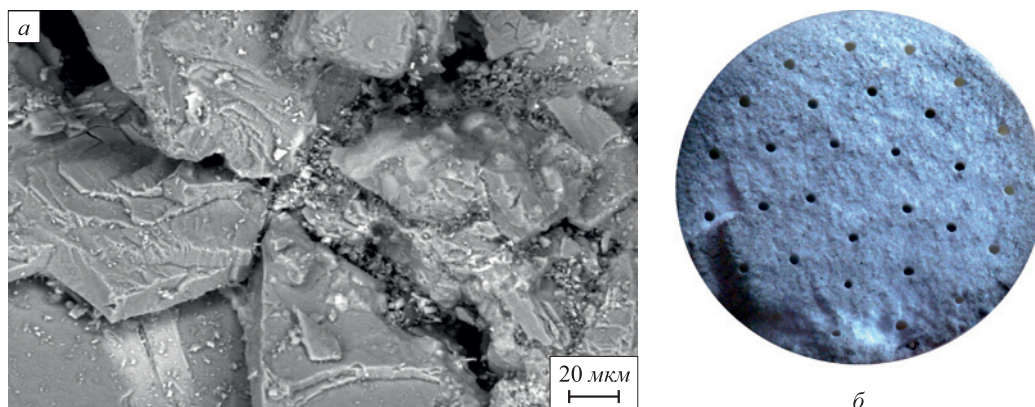


Рис. 1. Внешний вид пористого продувочного блока:
а – микроструктура, $\times 500$; б – торец керамической трубки с регламентированными продувочными каналами (диаметр трубки 10 мм, диаметр продувочных отверстий 0,14 – 0,16 мм)

керамического элемента с регламентируемым диаметром отверстий, который использовался в конструкции продувочного блока в настоящих исследованиях.

В данной работе разработана оригинальная конструкция продувочной фурмы, изготовленной в виде кольца. При этом в тело кольца, выполненного из жаропрочного бетона, устанавливались керамические элементы (трубки), в которых выполнены каналы (диаметр 0,14 – 0,16 мм) для подачи аргона. Расстояние между керамическими продувочными трубками выбиралось таким образом, чтобы восходящие газожидкостные потоки перекрывались между собой на высоте 0,30 – 0,40 от высоты налива металла в промежуточном ковше (рис. 2). В технологическом плане применение продувочных элементов с малым диаметром отверстий позволяет диспергировать пузырьки газа и обеспечить продувку в пузырьковом режиме, не вовлекая в перемешивание покровный шлак.

Выбор схемы расположения и геометрических параметров продувочного блока в днище промежуточного ковша осуществлялся в соответствии с результатами физического моделирования. Конструкция кольцевой продувочной фурмы предусматривала ее установку вместо гнездового блока, фиксирующего стакан-дозатор (рис. 3). Установка продувочной фурмы в днище промежуточного ковша (рис. 4), соизмеряемая по сложности со штатными операциями его футеровки, и подвод аргона не вызывали дополнительных монтажных трудностей.

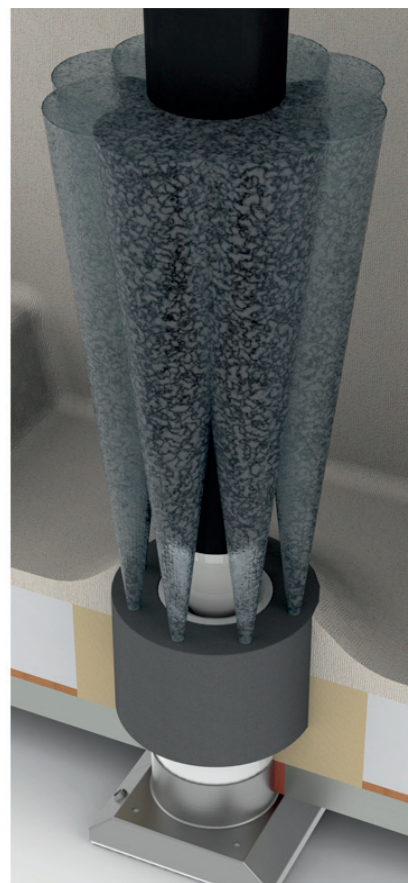


Рис. 2. Расположение продувочных трубок в гнездовом блоке на основе результатов физического моделирования

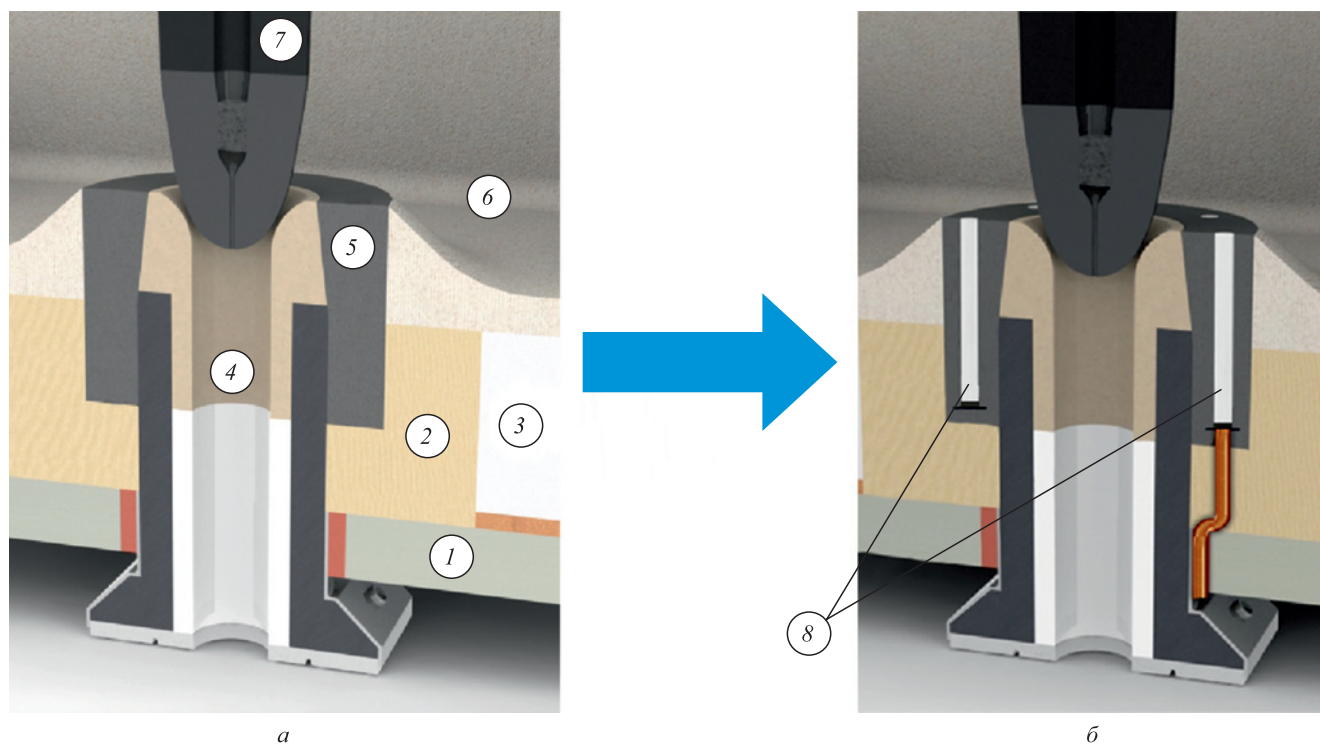


Рис. 3. Схематическое изображение трансформации разливочного узла промежуточного ковша (а) с установкой продувочных элементов в виде кольцевого блока (б):

1 – кожух промежуточного ковша; 2 – набивная масса; 3 – арматурный слой; 4 – стакан-дозатор; 5 – гнездовой блок; 6 – рабочий слой; 7 – стопор-моноблок; 8 – продувочные элементы



Рис. 4. Порядок монтажа и фиксации кольцевого продувочного блока в днище промежуточного ковша слябовой МНЛЗ АМК

Всего было разлито четыре серии по 6 – 8 плавов в каждой серии, что составило примерно 8,5 тыс. т слывов. В процессе исследований разливалась сталь марки BVA (0,14 – 0,17 % C; 0,7 – 1,0 % Mn; 0,15 – 0,35 % Si; <0,015 % S; <0,020 % P; 0,020 – 0,04 % Al) на слывы сечением 200×1245 мм. Сталь предварительно обрабатывалась на установке ковш-печь (в том числе продувалась аргоном) и затем подвергалась вакуумной обработке на установке VD/VOD.

Продувочные блоки устанавливались на один из ручьев, а второй ручей (без кольцевой продувки) использовался как сравнительный. Как показали испытания и визуальные наблюдения, продувка через кольцевой блок обеспечивала стабильный процесс перемешивания металла в промежуточном ковше в течение всего периода эксплуатации и возможность оперативной корректировки величины расхода газа при продувке в диапазоне от 6 до 16 л/мин. При этом поверхность покровного шлака, расположенного около стопора, практически не подвергалась возмущениям и разрушениям, а выход аргона в атмосферу происходил через отверстия и трещины, образовавшиеся в слое шлака. Вдувание аргона через кольцевой продувочный блок не оказывало существенного влияния на процесс работы стопора и не приводило к его дополнительным вибрациям и колебаниям. Осмотр поверхности стопоров после окончания разливки позволил установить, что характер износа тела стопоров в верхней их части (в том

числе шлаковый пояс) не отличается для стопора, работавшего с кольцевым продувочным блоком, и для сравнительного стопора.

Контроль работы продувочных блоков осуществлялся во временные отрезки, соответствующие замене сталеразливочного ковша. Так, при падении уровня металла в промежуточном ковше на 250 – 300 мм наблюдалось интенсивное бурление и разбрызгивание шлака в области выхода пузырьков аргона в атмосферу.

В целом продувочные блоки обеспечивали стабильную газопроницаемость в течение всего периода эксплуатации и возможность оперативной корректировки величины расхода газа при продувке в диапазоне от 6 до 16 л/мин. Износ материала продувочного блока по высоте составлял 10 – 15 мм после разливки шести плавов, т. е. прохождения примерно 900 т стали через разливочный узел.

Для оценки влияния продувки аргоном на температуру стали осуществлялся замер ее температуры непосредственно в кристаллизаторах МНЛЗ. Всего было выполнено 46 замеров. Установлено, что сталь, попадающая в кристаллизатор с продувкой аргоном, в среднем имеет температуру на 2,0 – 2,5° ниже, чем в кристаллизаторе без продувки. Максимальные отклонения по ручьям составили 5°.

Полученные слывы оценивались визуально на наличие поверхностных дефектов и после этого прокатывались на листы толщиной 12 мм. Кроме того, качество

литого металла оценивалось по серным отпечаткам и после глубокого травления поперечных темплетов слябов, которые отбирались в соответствии с предусмотренным регламентом. Химический состав стали в отобранных образцах из опытных и сравнительных слябов практически не отличался.

Сравнительная оценка химического состава и характера распределения неметаллических включений в образцах из листового проката опытных (с применением продувки аргоном) и сравнительных (без продувки аргоном в промежуточном ковше) слябов осуществлялась по трем стандартам: ГОСТ 1778, ASTM EN 45-05, DIN 50602.

Установлено, что в опытном и сравнительном металле встречаются преимущественно тонкие сульфидные включения до 0,5 балла, точечные оксидные включения до 0,5 балла и силикатные включения как глобулярной, так и строчечной формы до 4 балла (рис. 5). В образцах из опытных слябов количество оксидов и сульфидов несколько меньше, чем в сравнительном. На всех нетравленных микрошлифах встречаются неметаллические включения в виде скоплений (конгломератов) мелких включений округлой и неправильной геометрической формы (рис. 5, в). Максимальные размеры крупных включений для сравнительного металла достигают 90 – 100 мкм, а для опытного – 50 – 60 мкм.

Дополнительно следует отметить, что в образцах из опытных и сравнительных слябов наблюдается вы-

сокий балл недеформирующихся крупных силикатов (рис. 5, з), что указывает на высокую загрязненность стали этими включениями. На микрошлифах всех плавок крупные силикатные включения округлой формы располагаются близко к поверхности (на глубине 0,08 – 0,73 мм), а некоторые даже выходят на поверхность. Количество и размеры силикатов в теле слябов заметно уменьшаются. Это позволяет предположить, что наличие крупных силикатов следует связывать с работой шлакообразующей смеси и развитием волнообразных процессов в кристаллизаторе.

В образцах из слябов, отлитых с продувкой аргоном через кольцевую фурму, количество крупных неметаллических включений (размер более 50 мкм) уменьшается в среднем на 40 – 80 %. При этом меньшие значения уменьшения количества включений характерны для слябов, отлитых после замены сталеразливочного ковша. Для включений меньшего размера (20 – 45 мкм) уменьшение их количества в опытных слябах составляет 14 – 26 %. При этом отмечено, что с увеличением скорости разливки разница между количеством неметаллических включений в образцах из опытного и сравнительного слябов возрастает.

Анализируя причины образования крупных неметаллических включений в отобранных пробах из опытного и сравнительного металла и изменение их количества при продувке аргоном следует, прежде всего, принять во внимание тот факт, что они имеют преимущественно округлую форму и представляют собой окси-

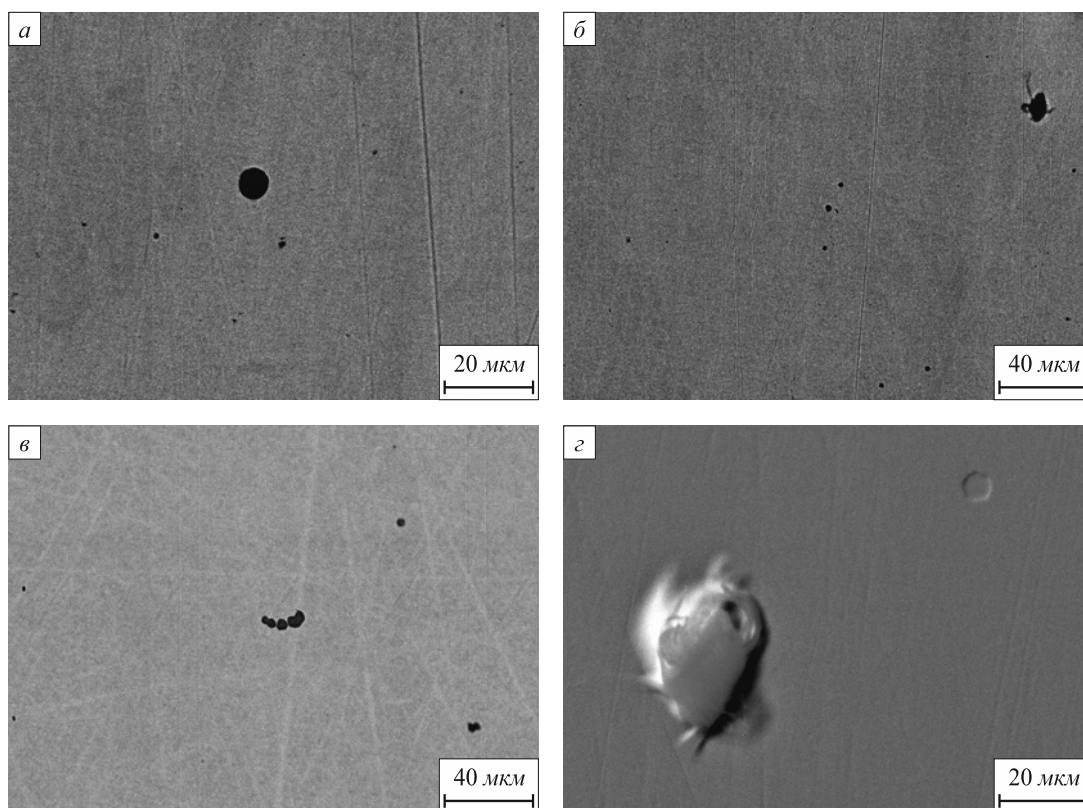


Рис. 5. Характерные типы неметаллических включений, обнаруженных в исследуемых образцах из опытного и сравнительного металла

сульфидные конгломераты, включающие такие элементы как кремний, алюминий, кальций, сера, кислород и др. Соответственно при попадании этих включений в восходящий поток газометаллической смеси они вовлекаются в движение и захватываются металлом, прилегающим к пузырькам газа. Таким образом значительная часть неметаллических включений транспортируется в область покровного шлака. При этом восходящие пузырьки газа препятствуют проникновению включений в столб металла, который вытекает через стакан-дозатор в кристаллизатор МНЛЗ.

Минимальное количество одиночных крупных неметаллических включений достигается при продувке стали аргоном через кольцевую фурму с расходом 10 – 12 л/мин. При более высоких расходах аргона (например, 15 – 16 л/мин) отмечено увеличение количества крупных неметаллических включений (40 – 50 мкм и более) округлой формы (рис. 5, а, б). Можно предположить, что эти включения захватываются конвективными потоками стали в области выхода пузырьков аргона на поверхность металла в промежуточном ковше. Этот факт следует рассматривать как свидетельство того, что процесс вдувания аргона в промежуточный ковш должен быть оптимизирован в части расхода газа и диаметра пузырьков.

Выводы. В условиях двухручьевых слябовых МНЛЗ АМК выполнены промышленные испытания технологии продувки стали аргоном в промежуточном ковше через кольцевую фурму, расположенную в области установки стакана-дозатора. Продувочные блоки обеспечивали стабильную газопроницаемость в течение всего периода эксплуатации, а также возможность оперативной корректировки величины расхода газа при продувке в диапазоне от 6 до 16 л/мин. После разливки шести плавов износ материала продувочного блока составил 10 – 15 мм.

Установлено, что применение кольцевой фурмы и вдувание аргона в пузырьковом режиме обеспечивает определенный рафинирующий эффект в части удаления крупных неметаллических включений. Так, сравнительная оценка химического состава и характера

распределения неметаллических включений в образцах из листового проката опытных (с применением продувки аргоном) и сравнительных (без продувки аргоном в промежуточном ковше) слябов показала, наиболее чистыми по неметаллическим включениям являются образцы стали из прокатанного на лист сляба, который продували с расходом 10 – 12 л/мин.

В ходе количественных оценок показано, что в образцах из слябов, отлитых с продувкой аргоном через кольцевую фурму, количество включений размером более 50 мкм снижается на 40 – 80 %, а включений размером 25 – 45 мм – на 14 – 26 % соответственно. При этом увеличение скорости разливки увеличивает разницу между количеством неметаллических включений в образцах из опытного и сравнительного слябов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Явойский В.И., Рубенчик Ю.И., Оженко А.П. Неметаллические включения и свойства стали – М.: Металлургия, 1980. – 176 с.
2. Губенко С.И., Парусов В.В., Деревянченко И.В. Неметаллические включения в стали – Днепропетровск: АРТ-ПРЕСС, 2005. – 536 с.
3. Смирнов А.Н., Куберский С.В., Штепан Е.В. Непрерывная разливка стали – Донецк: Цифровая типография, 2011. – 482 с.
4. Rogler J. Modeling of inclusion removal in a tundish by gas bubbling: Dissert. ... doctor of philosophy electrical engineering – Canada: Ryerson University, 2004. – 54 p.
5. Смирнов А.Н., Ефимова В.Г., Кравченко А.В., Писмарева К.Е. // Наукові праці ДонНТУ. Серія Металургія. 2011. Вип. 13 (194). С. 80 – 92.
6. Ефимова В.Г., Ноговицин А.В., Кравченко А.В. // Процессы литья. 2013. № 2. С. 60 – 67.
7. Смирнов А.Н., Сафонов В.М., Проскуренок Д.В., Писмарева К.Е. // Электromеталлургия. 2009. № 7. С. 17 – 22.
8. Reiter G., Schwerdfeger K. // ISIJ International. 1992. Vol. 32. No. 1. P. 50 – 56.
9. Han Z., Holappa L. // ISIJ International. 2003. Vol. 43. No. 3. P. 293 – 297.
10. Zhang L., Thomas B. // XXIV National Steelmaking Symposium. 2003. 26 – 28 November. P. 138 – 183.

© 2014 г. А.Н. Смирнов, В.Г. Ефимова,
А.В. Кравченко, К.Е. Писмарева
Поступила 7 августа 2013 г.

STUDY CONDITIONS OF NON-METALLIC INCLUSIONS FLOTATION DURING ARGON INJECTION OF LIQUID BATH TUNDISH CCM. REPORT 3

A.N. Smirnov¹, Dr.Eng., Professor of the Chair “Steel Metallurgy”

V.G. Efimova², Cand.Eng., the Chair of “Physical Chemistry”

A.V. Kravchenko¹, Graduate student of the Chair “Steel Metallurgy”

K.E. Pismarev³, Cand.Eng., Chief Engineer

¹ National Technical University of Donetsk (Donetsk, Ukraine)

² Kiev Polytechnic Institute (Kiev, Ukraine)

³ PJSC “Alchevsk Metallurgical Plant” (Alchevsk, Lugansk region, Ukraine)

E-MAIL: smirnov@telenet.dn.ua

Abstract. The research results were used to create the original purging block for industrial tests on slab caster PJSC “Alchevsky Iron and Steel Works”. Design feature of the purge block is its geometrical form as a ring covering the tundish nozzle. This injection argon through calibrated holes made in special refractory tubes. As a result of tests, that maximum refining effect is achieved at a flow rate of 10 – 12 l/min.

Keywords: non-metallic inclusions, tundish, argon blowing, bubble, purging plug, modeling.

REFERENCES

1. Javojskij V.I. *Nemetallicheskie vključenija i svojstva stali* (Nonmetallic inclusions and properties of steel). Moscow: Metallurgija, 1980. 176 p.
2. Gubenko S.I. *Nemetallicheskie vključenija v stali* (Nonmetallic inclusions of steel). Dnepropetrovsk: ART-PRESS, 2005. 536 p.
3. Smirnov A.N. *Nepreryvnaja razlivka stali* (Continuous casting). Doneck: Cifrovaja tipografija, 2011. 482 p.
4. Rogler J. Modeling of inclusion removal in a tundish by gas bubbling: Doctor of Philosophy Electrical Engineering diss. Canada: Ryerson University, 2004. 54 p.
5. Smirnov A.N., Efimova V.G., Kravchenko A.V., Pismarev K.E. *Naukovi praci DonNTU. Serija: Metalurgija*. 2011. Issue 13 (194). pp. 80 – 92.
6. Efimova V.G., Nogoviciu A.V., Kravchenko A.V. *Processy lit'ja*. 2013. № 2. pp. 60 – 67.
7. Smirnov A.N., Safonov V.M., Proskurenko D.V., Pismarev K.E. *Jelektrometallurgija*. 2009. № 7. pp. 17 – 22.
8. Reiter G., Schwerdfeger K. *ISIJ International*. 1992. Vol. 32. No. 1. pp. 50 – 56.
9. Han Z., Holappa L. *ISIJ International*. 2003. Vol. 43. No. 3. pp. 293 – 297.
10. Zhang L., Thomas B. XXIV National Steelmaking Symposium. 26-28 November. pp. 138 – 183.

Received 7 August 2013

УДК 621.746.047:669.054.2

РАЗРАБОТКА ЭЛЕМЕНТОВ ПРИЕМНОЙ КАМЕРЫ ПРОМЕЖУТОЧНОГО КОВША СЛЯБОВОЙ МНЛЗ

К.Н. Вдовин¹, д.т.н., профессор кафедры «Электromеталлургия и литейное производство»

Е.А. Мельничук¹, аспирант кафедры «Металлургия черных металлов»

А.В. Нефедов², к.п.н., заведующий кафедрой «Оборудование металлургических предприятий»

В.В. Точилкин², д.т.н., профессор кафедры «Оборудование металлургических предприятий»

¹ Магнитогорский государственный технический университет (Магнитогорск, Россия)

² Национальный исследовательский технологический университет «МИСИС»,
Новотроицкий филиал (Новотроицк, Россия)

Аннотация. Рассмотрена компоновка элементов приемной камеры промежуточного ковша слябовой одноручевой машины непрерывного литья заготовок, оснащенной специальным металлоприемником и перегородкой, установленной на границе приемной камеры. Металлоприемник и перегородка оснащены переливными отверстиями, расположенными симметрично относительно продольной оси промежуточного ковша. Показано влияние новой компоновки системы распределения потоков стали и конструкций ее элементов на параметры потока металла в промежуточном ковше и удаление неметаллических включений.

Ключевые слова: машина непрерывного литья заготовок, промежуточный ковш, металлоприемник, потоки металла, математическое моделирование.

E-MAIL: cosnovotr@rambler.ru

Промежуточный ковш (ПК) машины непрерывного литья заготовок (МНЛЗ) обеспечивает дозирование и рафинирование стали. Совершенствование элементов ПК оказывает влияние на повышение качества разливаемой стали на МНЛЗ. На рис. 1 представлен ПК одноручевой слябовой МНЛЗ [1].

В металле, поступающем в ПК, содержатся неметаллические включения (НВ), которые с течением времени всплывают. Для удаления крупных НВ размером >20 мкм применяют металлоприемники, перегородки и пороги специальной конструкции. Указанные устройства имеют разную форму, размеры, различное место положения в ПК. При установке таких устройств объем ПК разделяется на две и более камеры – приемную и разливочные. В приемную камеру поступает металл из сталеразливочного ковша (СРК) через специальную трубу, в разливочных камерах происходит его истечение из ПК.

Анализ существующей компоновки одноручевой МНЛЗ показал [1]:

– приемная камера ПК образована глухой перегородкой, расположенной на определенной высоте над дном ковша и рядом стоящим порогом;

– путем математического моделирования установлено, что в приемной камере ПК, а также в следующей камере за перегородкой наблюдаются интенсивные вертикальные восходящие потоки, скорость которых больше допустимой (до 0,16 м/с). Это приводит к интенсивному затягиванию НВ в металл и оголению его зеркала.

Математическая модель описывает движения потоков стали [2] в ПК. При ее составлении использованы следующие уравнения: Навье-Стокса, неразрывности потока, конвективной диффузии. Геометрия модели – в зависимости от компоновки элементов конструкций систем распределения потоков стали. Масштаб модели составлял 1:1. Соответствующие уравнения имеют вид:

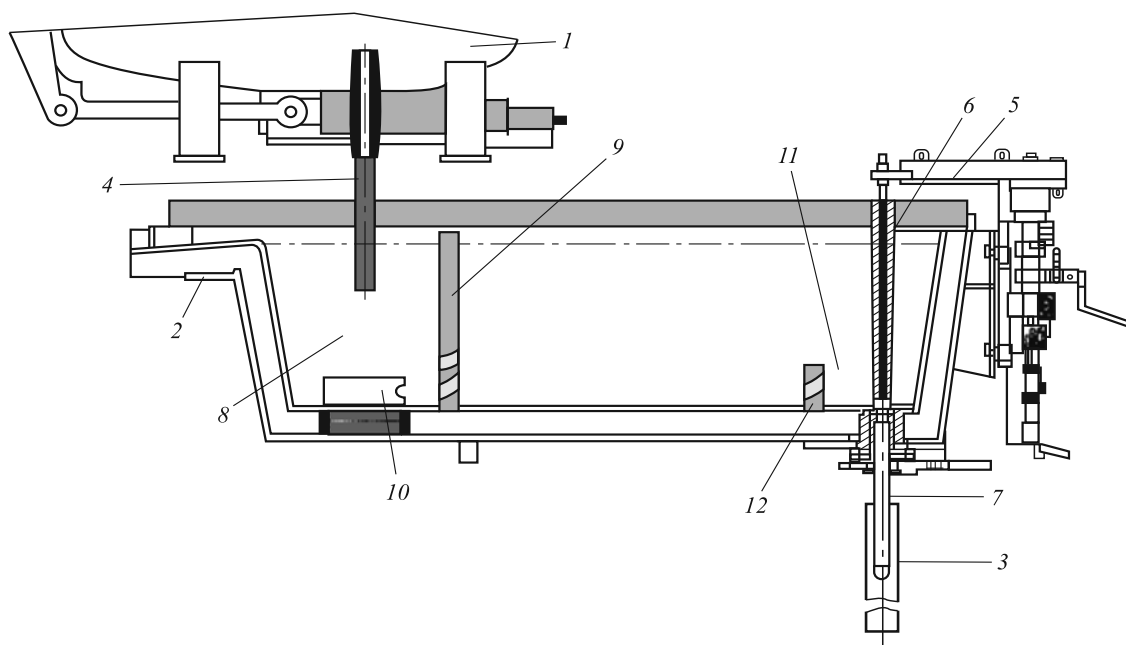


Рис. 1. Компоновка ПК одноручевой слябовой МНЛЗ:

1 – СРК; 2 – ПК; 3 – кристаллизатор; 4 – труба; 5 – механизм стопора; 6 – стопор; 7 – стакан; 8 – приемная камера ковша; 9 – перегородка приемной камеры; 10 – донный турбостоп; 11 – разливочная камера ПК; 12 – порог разливочной камеры

$$\begin{cases} \frac{\partial \vec{V}}{\partial t} + (\vec{V} \nabla) \vec{V} = \vec{F} - \frac{1}{\rho} \nabla p + \nu \nabla^2 \vec{V}; \\ \nabla \vec{V} = 0; \\ \vec{u} \nabla C - D \nabla^2 C = 0, \end{cases} \quad (1)$$

где $\vec{V}$ – вектор скорости жидкости; t – время; ∇ – оператор; $\vec{F}$ – объемные силы; p – давление жидкости; ∇p – градиент давления; ν – коэффициент кинематической вязкости; ∇^2 – лапласиан $\vec{V}$; ρ – плотность стали; $\vec{u}$ – вектор скорости движения частиц включений; C – концентрация примеси; D – коэффициент диффузии.

При расчете турбулентных течений металла в ПК используется $(k - \varepsilon)$ модель турбулентной вязкости [1]. При этом считается, что на основании гипотезы Буссинеска коэффициент вязкости, входящий в уравнения Навье-Стокса, включает в себя молекулярную вязкость μ и турбулентную вязкость μ_t [1, 3]. Коэффициент эффективной вязкости находится по зависимости

$$\mu_{\text{эф}} = \mu + \mu_t,$$

где μ – коэффициент молекулярной вязкости; μ_t – коэффициент турбулентной вязкости.

С учетом гипотезы Буссинеска уравнения Навье-Стокса принимают вид:

$$\frac{\partial \vec{V}}{\partial t} + (\vec{V} \nabla) \vec{V} = \vec{F} - \frac{1}{\rho} \nabla p + \frac{1}{\rho} \nabla (\mu_{\text{эф}} \nabla \vec{V}).$$

Турбулентная вязкость μ_t определяется решением дополнительных уравнений: уравнения распростра-

нения турбулентной энергии k и уравнения скорости ее диссипации ε [1]:

$$\mu_t = C_\mu \rho \frac{k^2}{\varepsilon},$$

вектор скорости включений $\vec{u}$

$$\vec{u} = \begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \\ V_3 + u_0 \end{bmatrix}, \quad (2)$$

где u_0 – скорость всплытия включений в спокойной среде; $C_\mu = 0,09$ – стандартный параметр $(k - \varepsilon)$ модели; V_1 , V_2 , V_3 – проекции скоростей течения жидкости на оси x_1 , x_2 , x_3 соответственно.

Скорость u_0 определяется по формуле Стокса [1, 2] в интервале диаметров частиц $d \in (0; 100)$ мкм. Уравнения (1), (2) дополняются начальными условиями.

При составлении математической модели приняты следующие допущения: объем ПК изначально заполнен сталью, которая является вязкой и несжимаемой; вязкость металла постоянная; скорость истечения стали из СРК в ПК постоянна и задана; расход металла из ПК равен расходу из СРК в ПК.

Созданы новая компоновка (см. рис. 1) приемной камеры на базе донного металлоприемника с разгрузочными отверстиями [3] и перегородками с переливными отверстиями на границе приемной камеры ПК [1]. Применение в ПК одноручевой МНЛЗ элементов созданной системы распределения потоков (СРП) стали обеспечивает гашение интенсивных скоростных по-

верхностных потоков в приемной камере ПК. Проведено математическое моделирование для ПК с новыми элементами СРП.

На рис. 2 представлена картина распределения потоков металла в приемной камере с донным металлоприемником, имеющим разгрузочные отверстия для создания направленных наклонных струй и блоком с переливными отверстиями. Видно, как струя металла, падающая в приемник, благодаря его форме гасится, теряет свою скорость, при этом металлоприемник защищает дно ПК от разрушения.

Создана конструкция металлоприемника с разгрузочными отверстиями (рис. 3). Не смотря на то, что их начинают широко применять в ПК МНЛЗ при разливке стали, методики расчета и конструирования не совершенны.

Определение работоспособности металлоприемника включает расчет на устойчивость, прочность, отсутствие кавитации и условие, по которому скорость на границе раздела металл–шлак в ПК должна быть меньше допустимой [1]. Стойкость к воздействию агрессивной среды определяется эрозионной стойкостью и прочностью, т.е. способностью выдерживать приложенные нагрузки без разрушения. Эрозионная стойкость элементов металлоприемника определяется расчетом устройств на кавитацию [4].

Для расчета нагрузок, действующих на металлоприемник, проанализируем процесс наполнения металлом ПК, оснащенного данным устройством. В начальный момент времени подаваемый из СРК металл открытой струей ударяет в дно приемника, при этом в полости создается давление p .

Постепенно, с наполнением ковша металлом, давление в полости металлоприемника частично

компенсируется давлением окружающего металла и при установлении рабочего периода суммарное давление будет минимальным. В качестве расчетного принято давление, создаваемое струей стали из СРК в начальный момент времени при заполнении ПК металлом.

Неизвестное давление p можно определить, предположив, что скорость металла из СРК V_+ полностью гасится встречным потоком и во внутренней полости скорость равна нулю. В этом случае давление находится как $p = \frac{\rho V_+^2}{2}$.

Зная нагрузку, действующую на металлоприемник (рис. 4), можно рассчитать неизвестные геометрические характеристики, например толщину его элементов. Если устройство не крепится к дну ПК, а свободно устанавливается в рабочее положение, необходимым условием работоспособности будет его устойчивость во время работы [3, 4].

Металлоприемник не должен всплывать и перемещаться по дну ковша в процессе цикла работы ПК. Условия равновесия имеют вид:

$$\begin{cases} P_3 + G_m > F_A \\ F_{тр} > P_1 \end{cases}, \quad (3)$$

где P_3 – сила, создаваемая струей металла; G_m – вес металлоприемника; $F_{тр}$ – сила трения между металлоприемником и дном ПК; F_A – сила Архимеда (появление силы Архимеда зависит от надежности фиксации опорной поверхности металлоприемника на дне ПК); P_1 – сила, стремящаяся сдвинуть металлоприемник.

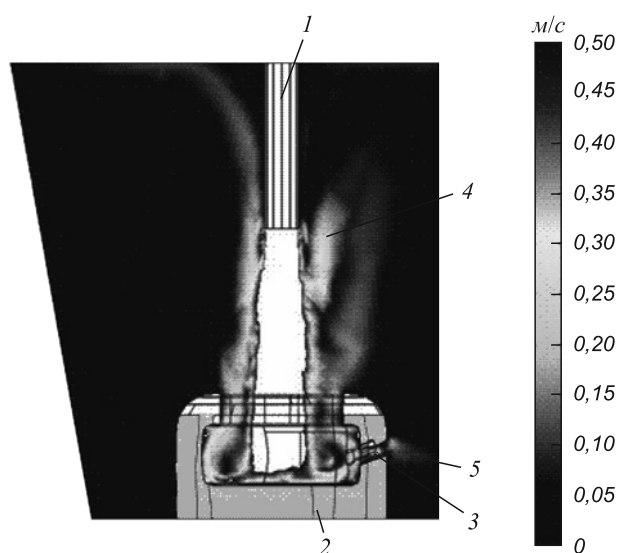


Рис. 2. Приемная камера ПК, оснащенная металлоприемником с разгрузочными отверстиями:

1 – труба СРК; 2 – металлоприемник; 3 – разгрузочные отверстия; 4 – поток металла со стороны разгрузочных отверстий; 5 – поток металла из разгрузочных отверстий

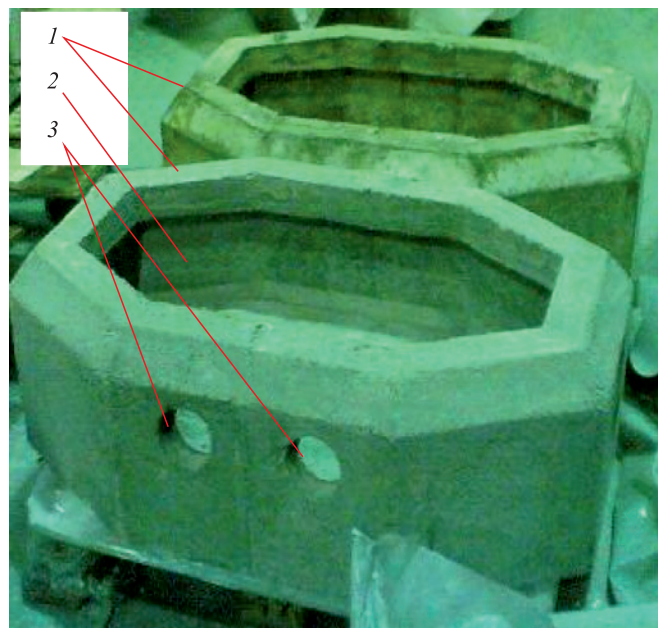


Рис. 3. Металлоприемник с пространственно ориентированными отверстиями:

1 – металлоприемник; 2 – центральное приемное отверстие; 3 – ряд переливных отверстий

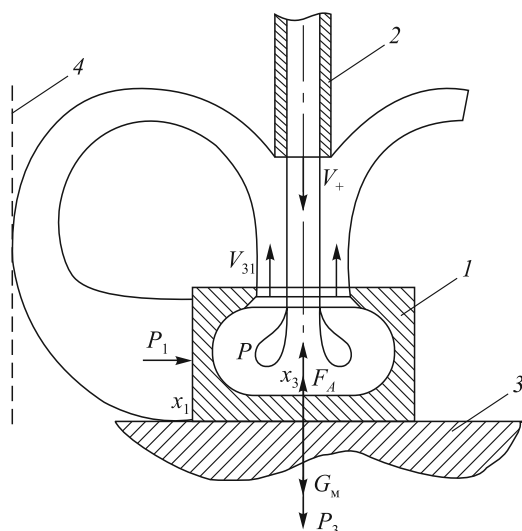


Рис. 4. Компоновка металлоприемника в ПК: 1 – металлоприемник; 2 – приемная труба; 3 – дно ПК; 4 – стенка ПК

Сила трения

$$F_{\text{тр}} = \mu_{\text{тр}} (P_3 + G_m - F_A). \quad (4)$$

Сила, сдвигающая металлоприемник, связана с неравномерностью течения металла. В процессе работы сталь течет в разливочные камеры ПК с различными расходами, что связано с неравномерным перекрытием сталеразливочных стаканов, неточной установкой металлоприемника и колебаниями жидкости. Для расчета P_1 считаем, что в некоторый момент времени возникает условие, при котором действие силы P_1 максимально. Сила возникает в результате набегания на боковую поверхность металлоприемника отраженного от препятствия потока (см. рис. 4). Таким препятствием может быть перегородка или стенка ковша.

Сила Архимеда [2, 3] находится как

$$F_A = G = \rho g \sigma_m, \quad (5)$$

где G – вектор силы тяжести жидкости в объеме погруженного в нее тела; σ_m – объем металлоприемника.

Сила P_3 может быть найдена по зависимости [2, 3]

$$P_3 = 2\rho\tau_s V_+^2,$$

где τ_s – сечение струи, поступающей из приемной трубы с внутренним диаметром d_+ .

С учетом того, что сечение струи $\tau_s = \frac{\pi d_+^2}{4}$, получим

$$P_3 = \frac{1}{2} \pi \rho (d_+ V_+)^2. \quad (6)$$

С учетом зависимостей (4) – (6) условие устойчивого положения металлоприемника (3) запишется в виде

$$\begin{cases} \frac{1}{2} \pi \rho (d_+ V_+)^2 + m_m g > \rho g \sigma_m; \\ \mu_{\text{тр}} \left(\frac{1}{2} \pi \rho (d_+ V_+)^2 + m_m g - \rho g \sigma_m \right) > \frac{\rho Q_+^2}{8}, \end{cases} \quad (7)$$

где Q_+ – расход металла из сталеразливочного ковша, $\text{м}^3/\text{с}$; m_m – масса металлоприемника, кг ; $\mu_{\text{тр}}$ – коэффициент трения.

Если условия (7) выполняются, то незакрепленный металлоприемник во время работы будет сохранять свое первоначальное положение.

Разработанная методика расчета работоспособности металлоприемника ПК МНЛЗ позволяет определить размеры его элементов при модернизации ПК МНЛЗ, необходимые для выполнения заданной функции – рафинирования стали. В качестве критериев работоспособности были приняты: устойчивость, прочность, отсутствие кавитации и условие, по которому скорость на границе раздела металл–шлак должна быть меньше допустимой. Для обеспечения устойчивости и надежной фиксации металлоприемника в его конструкции необходимо предусматривать следующее.

- Элементы, обеспечивающие надежную фиксацию металлоприемника от смещений (продольного и бокового) относительно дна (бойного места) ПК.
- Элементы, обеспечивающие полное торкретирование всего контура металлоприемника при подготовке ПК. При этом должно обеспечиваться отсутствие прослойки металла между дном металлоприемника и дном ПК.
- Определенную конфигурацию наружной поверхности торкретмассы, прилегающей к металлоприемнику. Поверхность необходимо выполнять с учетом действия свободных струй металла на боковую поверхность металлоприемника.

В работе [1] проведено исследование по определению скорости потоков стали в характерных областях, где наиболее важной с точки зрения разливки металла в кристаллизаторы МНЛЗ, принята область на поверхности металла, так как на ней должно соблюдаться условие $v_n \leq [v_n]$ (v_n – скорость потока на поверхности стали; $[v_n]$ – допустимое значение скорости потока стали на поверхности), определяющее работоспособность гидродинамических устройств и элементов системы распределения потоков стали в целом. Допустимое значение скорости по рекомендации [3, 4] – $[v_n] = 0,13 \text{ м/с}$. В ПК с исходными элементами СРП стали данное условие не соблюдается, а в ПК с вновь созданными элементами СРП $v_n = 0,12 < [v_n]$.

Выводы. При дальнейшем совершенствовании и разработке процессов непрерывной разливки стали одним из вариантов конструкции более совершенного промежуточного ковша является создание новых компоновок систем распределения потоков стали и конструкций их элементов, позволяющих обеспечивать рациональное движение потоков стали со скоростями ниже мак-

симально допустимых. Это обеспечит стабильность разливки и повышение качества разливаемого металла благодаря уменьшению количества неметаллических включений, попадающих из промежуточного ковша в кристаллизатор.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Вдовин К.Н., Мельничук Е.А., Точилкин В.В. // Технология металлов. 2011. № 11. С. 39 – 41.

2. Явойский В.И., Дорофеев Г.А., Повх И.Л. Теория продувки сталеплавильной ванны. – М.: Металлургия, 1974. – 496 с.
3. Точилкин В.В. // Ремонт, восстановление и модернизация. 2008. № 6. С. 44 – 47.
4. Ефимов В.А., Эльдарханов А.С. Технологии современной металлургии. – М.: Новые технологии, 2004. – 784 с.

© 2014 г. К.Н. Вдовин, Е.А. Мельничук,
А.В. Нефедов, В.В. Точилкин
Поступила 5 февраля 2014 г.

DEVELOPMENT OF ELEMENTS RECEIVING CHAMBER OF CCM INTERMEDIATE LADLES

K.N. Vdovin¹, *Dr.Eng., Professor of the Chair of Electro-metallurgy and foundry production*

E.A. Melnichuk¹, *Postgraduate of the Chair of Ferrous Metallurgy*

A.V. Nefedov², *Dr.Eng., Head of the Chair "Equipment of metallurgical mills"*

V.V. Tochilkin², *Dr.Eng., Professor of the Chair "Equipment of metallurgical mills"*

¹ Magnitogorsk state technical university named after G.I. Nosov (Magnitogorsk, Russia)

² National University of Science and Technology "MISiS", Novotroitsk branch (Novotroitsk, Orenburg region, Russia)

E-MAIL: cosnovotr@rambler.ru

Abstract. The layout elements of the receiving chamber of the tundish one-way slab continuous casting machine (CCM), equipped with a special metal receiver and the partition, set on the border of the receiving chamber tundish are considered. The article deals with the design elements

of the flow distribution steel (PSA). Metal receiver and partition are equipped with overflow openings arranged symmetrically relative to the longitudinal axis of the PC. The Study shows the effect of the new layout and PSA steel and construction of its elements on the parameters of the metal flow in the tundish and removal of nonmetallic inclusions.

Keywords: continuous casting machine, intermediate ladle, metal reservoir, metal flows, mathematic modeling.

REFERENCES

1. Vdovin K.N., Mel'nichuk E.A., Tochilkin V.V. *Tehnologija metallov*. 2011. № 11. pp. 39 – 41.
2. Javojskij V.I., Dorofeev G.A., Povh I.L. *Teorija produvki staleplavil'noj vannы* (Blowing theory of metal). Moscow: Metallurgija, 1974. 496 p.
3. Tochilkin V.V. *Remont, vosstanovlenie i modernizacija*. 2008. № 6. pp. 44 – 47.
4. Efimov V.A., Jel'darhanov A.S. *Tehnologii sovremennoj metallurgii* (Technologies of modern metallurgy). Moscow: Novye tehnologii, 2004. 784 p.

Received 5 February 2014

УДК: 621.735.32

ФЕНОМЕНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ОСАДКИ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ЗАГОТОВКИ КОНИЧЕСКИМИ И ПЛОСКИМИ БОЙКАМИ. СООБЩЕНИЕ 1

В.А. Тюрин¹, д.т.н., профессор

А.Л. Сапунов², технический директор, зам. генерального директора

¹ Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС» (Москва, Россия)

² ОАО «Русполимет» (Кулебаки, Нижегородская область, Россия)

Аннотация. В работе построены схемы пластических потоков металла для основных стадий осадки цилиндрической заготовки коническими и плоскими бойками. Установлено месторасположение раздела потоков на линии, разделяющей две свободные поверхности на торце заготовки – внутреннюю (коническую) и наружную (боковую). Направления потоков вытеснения металла, кривизна траекторий, переход участков свободной от контакта с инструментом поверхности заготовки на торцевую, знакопеременный поворот главных осей ячеек координатной сетки, деформационные повороты и сдвиги в приторцевой области составляют феноменологические особенности осадки заготовки коническими и плоскими бойками. Деформационный эффект применения конических и плоских бойков при осадке оказался лучше, чем от уменьшения контактного трения и преобразования тормозящих сил трения в активные. Теоретические выводы основаны на результатах анализа одной и той же координатной сетки внутри заготовки по девяти фотографиям при поэтапной осадке.

Ключевые слова: осадка, конические и плоские бойки, потоки и схемы потоков пластического течения, деформации, сдвиг, перемещение, поворот.

E-MAIL: prof.tiurin@mail.ru

В технологическом цикле производства колец из жаропрочных сталей и сплавов вакуумно-дугового переплава (ВДП) предусмотрена предварительная ковка слитков – биллетирование, осадка и протяжка. Коэффициент укова после этих трех кузнечных операций составляет 7,0. В дальнейшем прокованные заготовки осаживают плоскими бойками, прошивают и раскатывают на специализированных машинах. При этом коэффициент укова может составлять $14,0 \div 15,0$, а суммарный коэффициент укова достигает $98,0 \div 105,0$. Тем не менее, техническими условиями на поставку колец для аэрокосмической индустрии необходимость предварительнойковки слитков предусмотрена как обязательная. Такая большая величина укова объяснялась тем, что для некоторых сочетаний конкретных технологических факторов отказ от предварительнойковки слитков приводил к отрицательным последствиям. В частности, при ультразвуковом контроле в некоторых областях колец параметры импульсов на экране катодной трубки превышали допустимые величины, а при разрушении колец и металлографических исследованиях оказывалось, что причиной являются остатки дендритной структуры металла ВДП и большой размер зерен. Последнее получается вследствие недостаточной деформационной проработки транскристаллитной дендритной структуры слитка ВДП, а также неравномерности деформации, при которой в кольце могут быть зоны с критическими значениями местных деформаций, в которых получается аномально крупное зерно, дающее недопустимо большие импульсы отраженного сигнала при ультразвуковом контроле.

Было предложено отказаться от предварительнойковки слитков ВДП, а критические значения местных деформаций повысить путем принудительного деформирования металла в зонах затрудненной деформации [1].

Применение конических бойков для уменьшения неравномерности деформации при осадке описано в трудах С.И. Губкина, И.М. Павлова и В.И. Залесского. В данной работе оптимальная величина угла при вершине конического бойка была определена методом математического планирования эксперимента [2], а конфигурация и распространение зон деформаций моделированием методом конечных элементов [3].

Моделирование методом конечных элементов считается самым современным для идеальной сплошной среды, однако по информативности о кинематических условиях в очаге деформаций он уступает методу координатных сеток, о физических процессах структурных изменений в реальных металлах с кристаллитной структурой – методу анализа межзеренных перемещений. Метод графоаналитического построения и анализа полей деформаций, изолиний дает возможность оценить градиент деформаций по густоте линий с одинаковым уровнем местных деформаций. Направление макропотоков внутри заготовки и положение «нейтральных» линий наилучшим образом позволяет определить метод деформирования заготовок, составленных из разноцветных слоев пластилина.

Дальнейшее сравнение возможностей пяти перечисленных методик исследования деформированного состояния металла [4] показало, что для достижения целей, поставленных в работе, предпочтительнее применить метод координатных сеток, в частности выпол-

нить физическое моделирование в реальных граничных условиях трения.

Метод координатных сеток, примененный при по-
стадийной осадке, дает возможность быстро и с доста-
точно высокой достоверностью построить траектории
перемещения «узлов» и получить сведения о наличии
и расположении поверхностей стыка и раздела потоков
пластического течения, а также о нейтральных поверх-
ностях.

Исследования выполняли на свинцовых заготовках
высотой 60 мм и диаметром 40 мм, составленных из
двух полуцилиндров. На плоской поверхности одного
из них были нанесены координатные сетки трех типов:
соприкасающиеся окружности диаметром 5 мм, систе-
мы ортогональных прямых линий с шагом 5 и 2,5 мм
(рис. 1, а). Глубину линий координатных сеток выбира-
ли такой, чтобы элементы сеток сохранились при осад-
ке заготовки на 80 ÷ 85 %. Полуцилиндры соединяли

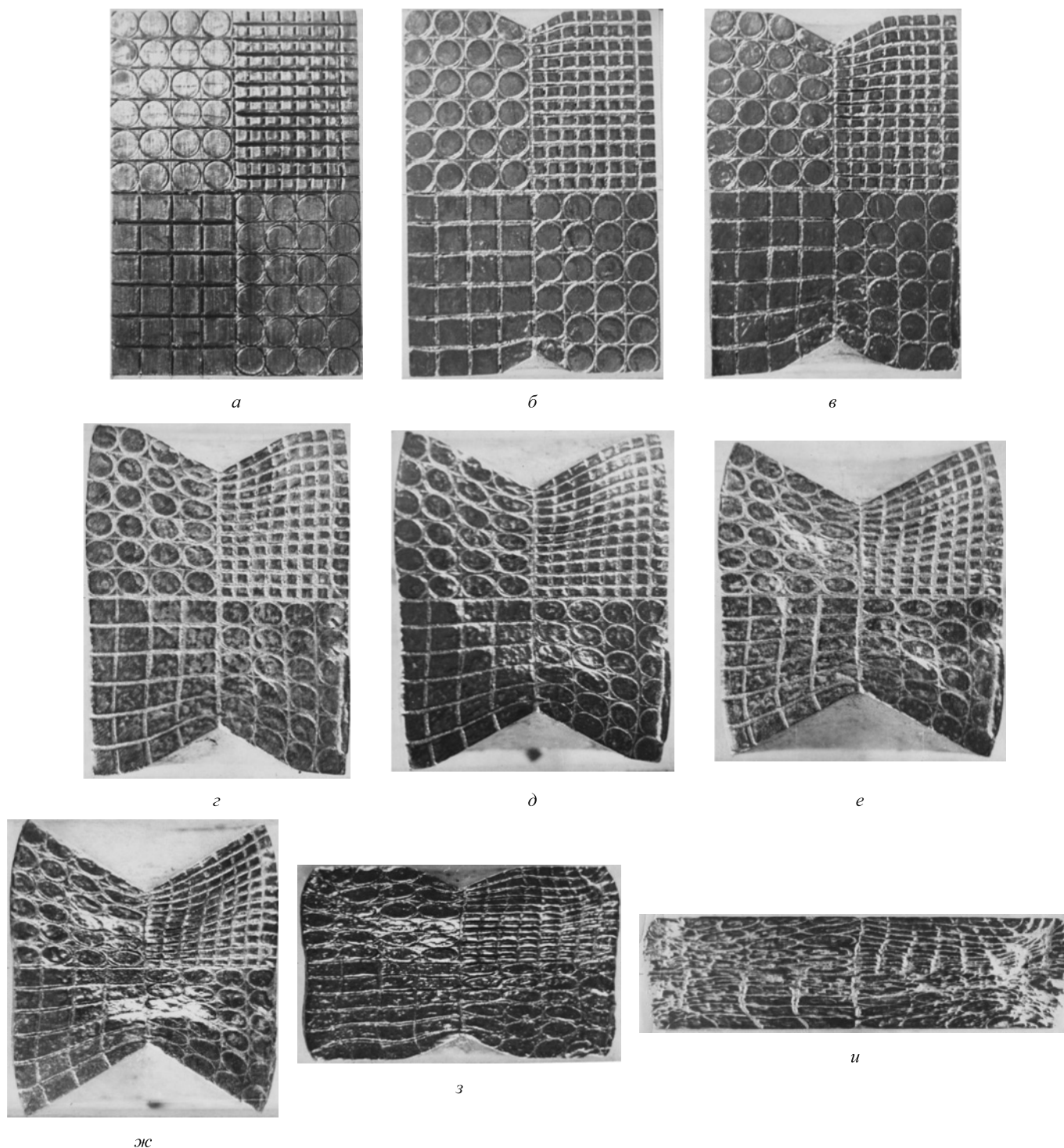


Рис. 1. Фотографии координатных сеток в диаметральной плоскости разреза цилиндрической заготовки (а) и при постадийной осадке коническими бойками на 10 % (б), 20 % (в), 30 % (г), 40 % (д), 50 % (е), 60 % (ж) и плоскими бойками (з), (и)

с помощью сплава Вуда, после чего цилиндрическую заготовку осаживали коническими бойками с углом при вершине 120° за шесть стадий с шагом 10 %, а затем плоскими бойками еще за две стадии до суммарной степени 75 %.

Величина угла 120° при вершине конуса бойка была выбрана на основании результатов предыдущего исследования [2] при поиске оптимальных условий при обжатии цилиндрической заготовки комбинированным инструментом. Оптимальная величина угла находится в диапазоне $90 \div 120^\circ$ при коэффициенте контактного трения, равном 0,3, и при условии изотермической осадки и квазистатического нагружения. При осадке свинцовых заготовок стальным шероховатым инструментом эти условия соблюдаются.

После каждой стадии осадки заготовку разъединяли на две части, проводили специальную обработку линий сетки – визуализацию, фотографировали координатные сетки, вновь соединяли две части и осуществляли следующую стадию осадки. Обработку деформированных координатных сеток выполняли по фотографиям, увеличенным в 3 раза. Измерение элементов сеток с точностью до половины толщины линии обеспечило погрешность в расчетах компонент местных деформаций не более 10 % для ячеек со стороной 2,5 мм и не более 5 % для ячеек со стороной 5 мм и окружностей диаметром 5 мм.

Визуальный анализ девяти последовательных фотографий координатных сеток (см. рис. 1) показал, что двойная «бочка» на боковой поверхности заготовки стала заметной после осадки на 30 %. Горизонтальные

линии в приторцевой зоне у части торца, свободной от контакта с коническим бойком, повернулись, произошла «утяжка», которая закончилась при осадке на 60 %, когда вся торцевая поверхность стала контактной с коническим бойком. В этот момент обжатие заготовки коническими бойками прекратили и осадку заготовки продолжили плоскими бойками.

Плоский боек обжимает периферический «венчик» – кольцевой участок (рис. 2). Произошла смена знака и характера потока в периферийной приторцевой кольцевой области заготовки. В вертикальном направлении поток вытеснения $Q'_в$ разделился на два потока $Q'_в$ и $Q''_в$. Основной поток вытеснения Q сохраняет радиальное направление. Силы трения T остаются тормозящими, направлены к оси заготовки, но действуют по расчлененной контактной поверхности: при осадке коническими бойками – в центральной части торца заготовки, при осадке плоскими бойками – в периферийной кольцевой части торца. На торце заготовки образуются взаимно чередующиеся участки, свободные от контакта с инструментом: сначала на периферии торца, потом в его центральной части. Точка P – точка на границе контактной и свободной части торца перемещается сначала от оси заготовки ($P_к$) при осадке коническими бойками, а при смене бойков скачком занимает другое положение – на периферийном «венчике» торца ($P'_н$) и меняет знак перемещения – к оси заготовки ($P''_н$) при осадке плоскими бойками.

Для построения траекторий перемещения материальных точек в заготовке при осадке коническими и плоскими бойками выбрали 24 перекрестия орто-

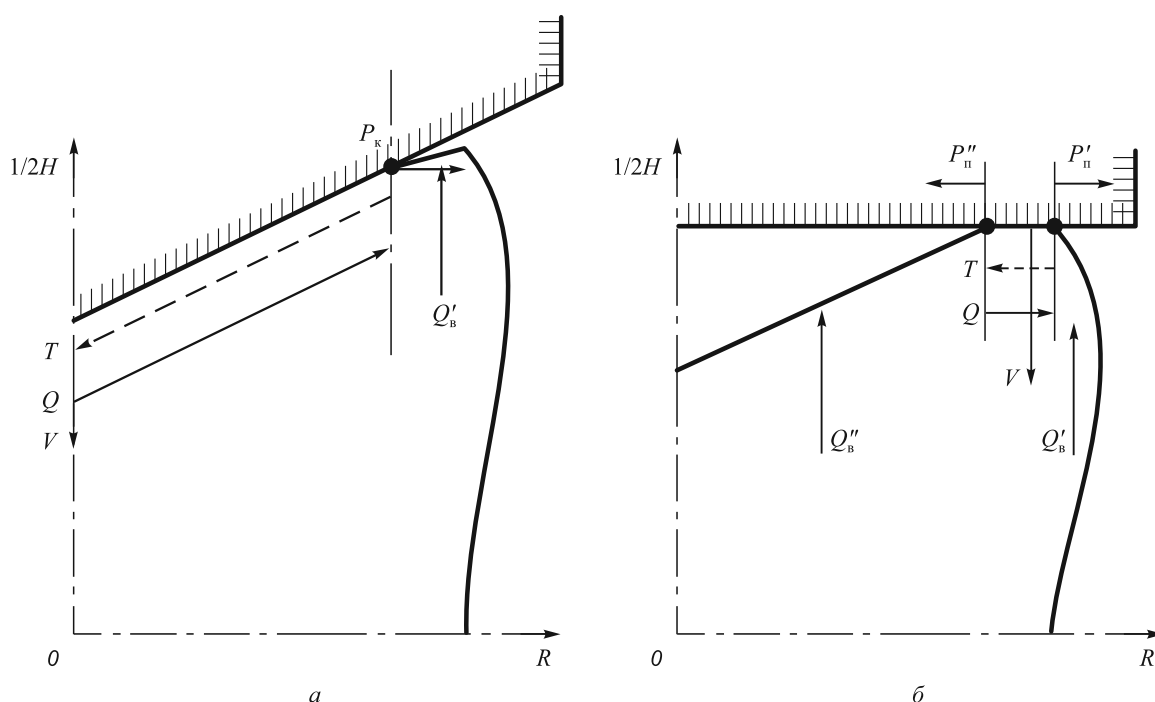


Рис. 2. Направления вытеснения металла (Q , $Q'_в$, $Q''_в$) при осадке заготовки коническими (а) и плоскими (б) бойками: T – силы трения; $P_к$, $P'_н$, $P''_н$ – направления перемещения точки на границах контактной и свободной поверхностей; V – направление предписанного потока

гональных линий с шагом 5 мм. Последовательная суперпозиция девяти фотографий деформированной координатной сетки позволила получить 24 траектории в координатах $1/2H$ – высота заготовки по ее оси и R – радиус заготовки в ее экваториальном сечении (рис. 3).

На рис. 3 есть траектории точек, которые до седьмого этапа осадки перемещались с замедлением в радиальном направлении и увеличением компоненты перемещения в высотном, так как на контактной поверхности действовали тормозящие силы трения. В то же время, в приконтактных областях с коническими бойками радиальные перемещения больше, чем при осадке плоскими бойками при равномерной деформации. На фотографиях это видно по местному изгибу вертикальных линий сеток, а на траектории – по «перегибу» кривизны, что показывает глубину проникающего воздействия конического бойка. При последующих двух стадиях осадки заготовки плоскими бойками траектории точек возвращаются к «нормальной» кривизне, соответствующей характеру траекторий при обычной осадке плоскими бойками. Длительность существования «перегиба» на траектории узла координатной сетки дает возможность установить продолжительность деформационного воздействия конического бойка в определенной области объема заготовки при осадке.

Девять фотографий координатных сеток при постадийной осадке достаточно хорошо показывают образование, распространение, изменение и преобразование зон деформации. Для количественной оценки этих процессов были рассчитаны главные относительные местные деформации увеличения и уменьшения размеров окружностей координатной сетки, такие же две компоненты главных логарифмических деформаций, а также углы поворота главных осей эллипсов, характеризующих местные деформации сдвига.

Из-за громоздкости рисунков (пять полей изолиний, построенных для каждой из восьми стадий осадки, всего 40 полей изолиний) они не приведены в данной работе, даны только результаты их анализа и некоторые схемы, иллюстрирующие некоторые особенности формирования и изменения деформационной картины – деформированного состояния координатных сеток в заготовке при осадке (рис. 4).

При движении по контактной поверхности заготовки, обжатой коническим бойком по рис. 1, $ж$ от оси к боковой поверхности, главные вертикальные оси квадратных ячеек со стороной 5 мм поворачиваются сначала против часовой стрелки, а вблизи боковой поверхности – по часовой стрелке (рис. 4, a , первая строка ячеек), т.е. наблюдается смена знака деформаций сдвига. В ячейках сетки, расположенных на некоторой глубине от контактной поверхности, смена знака происходит в ячейках, удаленных от боковой поверхности ближе к оси заготовки (рис. 4, a , четвертая строка ячеек). На $1/4$ части плоскости заготовки область смены знака деформаций сдвига перемещается от места перехода боковой поверхности («бочки») на торец заготовки к оси, по диагоналям ячеек, в центральную зону равномерных деформаций (см. рис. 1, $ж$).

Некоторые точки перемещаются «вверх», т.е. вытесняются по поверхности конуса как при измерении твердости по поверхности индентера. Это точки: 1.3, 1.4, 2.3, 3.3.

При обжатии плоскими бойками (см. рис. 1, $з$) появляются развитые, большие по площади, зоны равномерной деформации, в них линии координатных сеток становятся горизонтальными, оси эллипсов, находившихся под коническим бойком и повернутые примерно на 45° , заняли горизонтальное положение (рис. 4, $б$), повернувшись на примерно на 45° в противоположном направлении, т.е. произошел знакопеременный поворот при практически неизменной длине

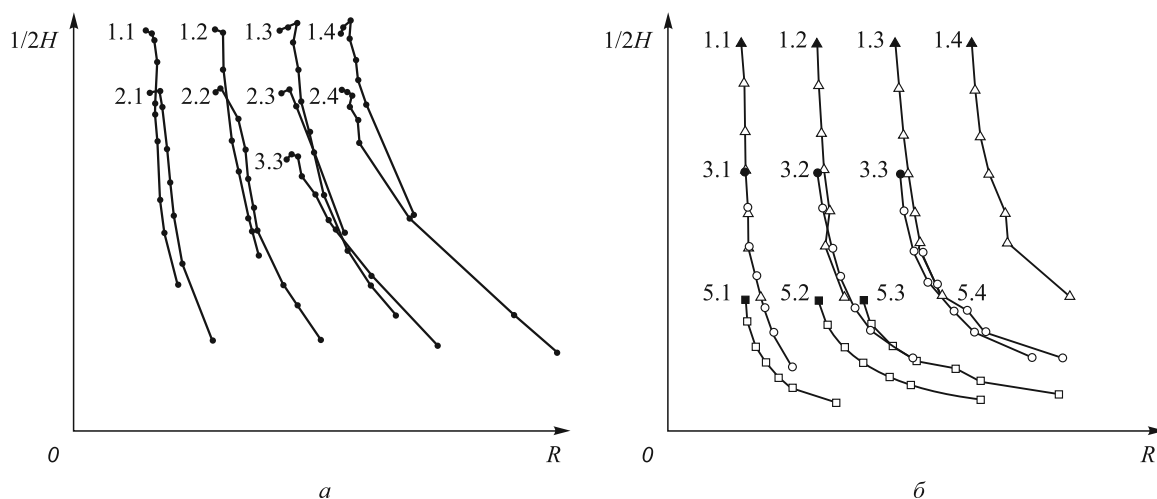


Рис. 3. Траектории перемещения узлов (перекрестий) координатной сетки с квадратными ячейками 5 мм (по рис. 1, a) при осадке: H – высота заготовки, R – ее радиус. Показаны для $1/4$ части плоскости разреза заготовки: (a) – при осадке коническими и плоскими, ($б$) – при осадке только плоскими бойками

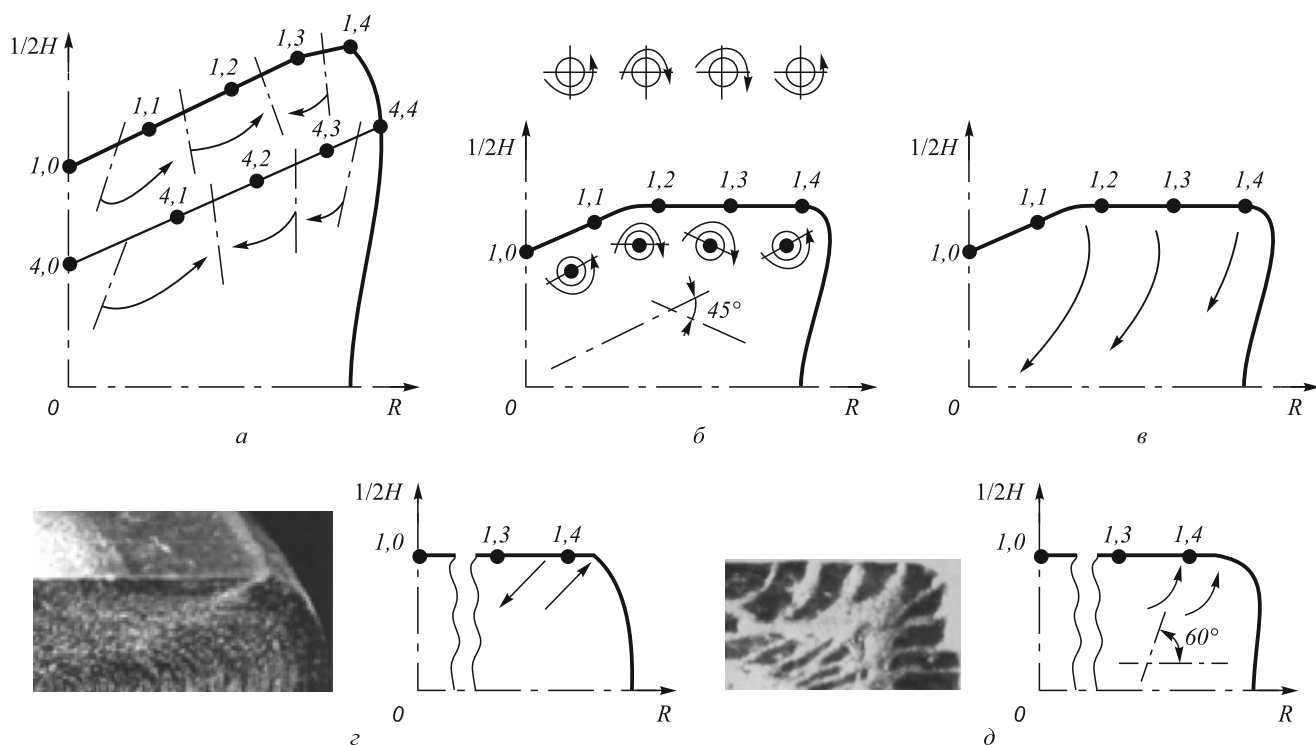


Рис. 4. Фрагменты явлений на стадиях осадки заготовки коническими и плоскими бойками:

а – поворот (показан стрелками) главных осей (показаны жирными линиями) квадратных ячеек 5 мм после осадки коническими бойками (по рис. 1, ж); *б* – поворот (показан стрелками) главных осей круглых ячеек диаметром 5 мм после первой стадии осадки плоскими бойками (по рис. 1, з); *в* – распространение поворота главных осей эллипсов (показано стрелками) от приторцевой области вглубь заготовки при обжатии «венчика»; *г* – сдвиги в «угловой» области торце-боковая поверхность – фотография макроструктуры и схема; *д* – повороты квадратных ячеек со стороной 2,5 мм в «угловой» области торце-боковая поверхность – фотография координатной сетки и схема

оси эллипса сетки. Те области, которые находились под контактной поверхностью с коническим бойком, теперь продеформированы путем сдвига при выпрямлении конической полости, а не от прямого воздействия плоского бойка. Чередование направлений поворота осей эллипсов координатной сетки показало наличие деформаций сдвига в приторцевых областях и распространилось вглубь заготовки (рис. 4, в).

После второй стадии осадки плоскими бойками сдвиги в «углах» заготовки по границам зон затрудненной деформации (рис. 4, г) заменены поворотом, т.е. также деформацией сдвига в широкой полоске у периферийной части торца. Особенно хорошо поворот заметен на сетке со сторонами ячеек 2,5 мм (см. рис. 1, и), который составил более 60°, т.е. явление перехода боковой поверхности на контактную (переход «бочки на торец») не просто жесткое «перекачивание», а действие сдвиговых деформаций.

После второй стадии осадки заготовки плоскими бойками зона затрудненной деформации образовалась под вершиной конического «венчика», где непродетформированный коническим бойком металл оказался сразу в зоне затрудненной деформации, образовавшейся под плоским бойком, т.е. на периферийной части торца заготовки, а не около его центра. На краю торца заготовки образовалась зона больших нормальных деформаций и больших поворотов главных осей эллипсов ячеек сетки.

Конический боек сформировал область больших нормальных деформаций и в высотном и в поперечном направлениях. После осадки плоскими бойками деформационное влияние сохранилось в зоне до 1/2 радиуса торца. Область максимальных деформаций образовалась под вершиной конического бойка на глубине второй и третьей строк ячеек сетки, т.е. на глубине примерно 1/4 высоты заготовки.

Линии координатной сетки в средней области заготовки стали горизонтальными, за исключением участков, которые переходили с боковой поверхности на контактную – как на конический боек, так потом и на плоский. Итоговое распределение деформаций получилось близким к равномерному, а история формирования деформированного состояния заготовки характеризуется знакопеременными поворотами главных осей эллипсов сетки, т.е. сдвигами в довольно обширной области, занимающей около половины меридионального сечения заготовки. Полученный эффект не получали ни применением высокоэффективных смазок, ни применением пластичных прокладок на торцах заготовки.

Осадку коническими, а затем плоскими бойками интересна тем, что поверхность контакта заготовки с инструментом не остается сплошной, монолитной. При деформации коническим бойком поверхность контакта увеличивается от оси в радиальном направлении, образуя коническое углубление – «чашку» с периферий-

ным «венчиком». При последующей осадке плоскими бойками боек контактирует с вершиной «венчика», наибольшие местные деформации получаются не над «венчиком». Под образовавшейся плоской кольцевой площадкой располагается зона затрудненной деформации (см. рис. 1, з).

Схема потоков пластического течения металла при обжатии «венчика» представлена одним потоком вытеснения в радиальном направлении (см. рис. 2) и двумя потоками вытеснения по вертикальной оси с разделом двух потоков в одном направлении. Раздел потоков представлен по разделу свободной поверхности на конической полости и свободной поверхности на «бочке». Этот раздел перемещается в радиальном направлении вместе с основным потоком вытеснения в условиях действия тормозящих сил трения. Таким образом, обжатие «венчика» характеризуется переходом разделенных и неравноценных по кинематическим условиям участков свободной поверхности на контактную. Перемещения на торце заготовки уменьшаются из-за перехода свободной конической поверхности углубления на контактную. Зона затрудненной деформации занимает всю первую строку ячеек, а ее периферийная кольцевая часть образуется за счет перехода «бочки» на контактную поверхность в конце второй стадии обжатия плоскими бойками.

Изучение местных деформаций при обжатии «венчика» вплоть до полного выпрямления конической полости показывает его большее влияние на итоговое распределение деформаций в прибоковой области, чем конический боек и осадка плоскими бойками на первой стадии.

Выводы. Деформационный эффект применения комбинированного инструмента – конических и плоских бойков при осадке лучше, чем от уменьшения коэффициента контактного трения путем применения высокоэффективных смазок или от изменения характера

тормозящих сил трения на активные путем установки пластичных прокладок на торцы заготовки.

Схема потоков пластического течения при обжатии «венчика» на торце заготовки представлена одним основным потоком вытеснения в радиальном направлении и двумя потоками вытеснения по вертикальной оси с разделом этих двух потоков в одном направлении.

Расчленение торцевой поверхности заготовки на контактные и свободные от контакта с инструментом участки с последующей сменой их местоположения оказывается эффективнее уменьшения коэффициента трения для снижения неравномерности деформации.

Переход боковой поверхности заготовки на торцевую происходит не только вследствие жестких перемещений, а за счет деформаций сдвига путем поворота главных осей ячеек координатной сетки на угол до 60°.

Область смены знака деформаций сдвига перемещается от перехода боковой поверхности на торцевую по диагоналям квадратных ячеек координатной сетки к оси заготовки в центральную зону равномерных деформаций; в этой зоне происходит знакопеременный поворот осей эллипсов – сдвиг при практически неизменной их длине, т.е. при неизменных относительных деформациях.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Пат. 2465979 РФ. Способ производства кольцевых изделий. / В.А. Тюрин, Д.В. Батяев, Ю.В. Луканин, А.Л. Сапунов. 2012. Бюлл. № 31.
2. Тюрин В.А., Батяев Д.В. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2013. № 3. С. 8 – 10.
3. Тюрин В.А., Батяев Д.В. // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2012. № 10. С. 40 – 44.
4. Савонькин М.Б., Тюрин В.А. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2013. № 5. С. 24 – 27.

© 2014 г. В.А. Тюрин, А.Л. Сапунов
Поступила 13 декабря 2013 г.

PHENOMENOLOGICAL FEATURES OF RAINFALL TAPERED CYLINDRICAL WORKPIECE AND FLAT DIES. REPORT 1

V.A. Tyurin¹, Dr.Eng., Professor

A.L. Sapunov², Technical Director, Deputy General Director

¹ National University of Science and Technology "MISIS" (Moscow, Russia)

² JSC "Ruspolimet" (Kulebaki, Nizhny Novgorod region, Russia)

E-MAIL: prof.tiurin@mail.ru

Abstract. The work describes the schemes how plastic metal flows for the main stages of precipitation cylindrical workpiece flat and conical strikers. The location of flows on the line separating two free surfaces of the workpiece at the end – the inner, conical and outer, side part – was set. Flow direction of displacement of the metal, the curvature of trajectories, the transition areas free from contact with the tool and workpiece surface on the end, alternating the rotation of the principal

axes of the grid cells, deformation turns and shifts in the region at the end zone are phenomenological features of rainfall harvesting conical and flat dies.

Keywords: upsetting, conical and flat dies, flows and schemes of plastic metal flows, strain, shear, displacement, rotation.

REFERENCES

1. Tyurin V.A., et al. *Sposob proizvodstva kol'cevykh izdelij* (The method of producing of annular products). Patent RF №2465979, B21K 1/28, B21J 1/06, 2012
2. Tyurin V.A., Batjaev D.V. *Izvestija VUZov. Chernaja metallurgija*. 2013. № 3. pp. 8 – 10.
3. Tyurin V.A., Batjaev D.V. *Kuznechno-shtampovochnoe proizvodstvo. Obrabotka materialov davleniem*. 2012. № 10. pp. 40 – 44.
4. Savon'kin M.B., Tyurin V.A. *Izvestija VUZov. Chernaja metallurgija*. 2013. № 5. pp. 24 – 27.

Received 13 December 2013

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ РЕЖИМОВ ЗАТВЕРДЕВАНИЯ ПРИ ПОЛУНЕПРЕРЫВНОЙ РАЗЛИВКЕ КРУГЛЫХ СТАЛЬНЫХ СЛИТКОВ ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА БЕСШОВНЫХ ТРУБ

Н.П. Кузнецова, к.т.н., с.н.с., доцент кафедры ТЭМП

Н.А. Краюшкин, аспирант кафедры ТЭМП

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС» (Москва, Россия)

Аннотация. В работе детально изучается проблема получения высококачественных полунепрерывнолитых круглых заготовок из специальных марок сталей. Приводятся данные исследований процессов затвердевания круглых заготовок в кристаллизаторе и в зоне вторичного охлаждения с учетом развитой двухфазной зоны на первом этапе процесса полунепрерывной разливки стали. На основе этих данных ведется поиск и делаются выводы о режимах охлаждения в зоне вторичного охлаждения для получения заготовок круглого сечения максимально высокого качества с целью возможной дальнейшей реализации такого режима на практике.

Ключевые слова: полунепрерывная разливка, кристаллизатор, скорость разливки, качество заготовок, зона вторичного охлаждения, жидкометаллическая лунка.

E-MAIL: kna-1989@mail.ru

Широкое применение технологии непрерывного литья является перспективным направлением получения металлов и сплавов высокого качества. Однако степень освоения непрерывной разливки различных профилей и типоразмеров заготовок находится на сравнительно низком уровне. Большие трудности возникают при непрерывной разливке круглых заготовок, поэтому их доля в общем объеме производимых в настоящее время непрерывнолитых заготовок невелика. Основная причина низких темпов освоения производства непрерывнолитых круглых заготовок заключается в особенностях процессов их отливки и формирования. Повышенная склонность круглого слитка к развитию овальности профиля поперечного сечения и возникновению продольных трещин на начальной стадии затвердевания приводит к тому, что круглые заготовки чаще разливаются на установках полунепрерывной разливки и обеспечение высокого качества заготовок является сложной задачей.

Формирование структуры и свойств металла прежде всего определяется процессами тепломассопереноса в затвердевающих слитках. Сложная взаимосвязь явлений и многообразие влияющих факторов на напряженное состояние слитка ставят исследование процессов тепломассопереноса при полунепрерывной разливке в ряд важнейших и актуальных задач. Решение этих задач на современном уровне немыслимо без применения комплексного математического моделирования процессов затвердевания с учетом теплотехнических и технологических требований, определяющих допустимую скорость вытягивания и обеспечивающих получение бездефектных слитков [1, 2].

В ходе исследований была разработана математическая модель процессов затвердевания при полунепрерывной разливке расплавов сложного состава в круглые заготовки большого диаметра, требуемые для трубного производства [3].

В данной работе процесс формирования слитка исследуется в приближении модели затвердевания слитка, при этом физико-химический процесс кристаллизации из рассмотрения исключается.

Согласно принятой гипотезе тепловые условия в слитке являются фактором, определяющим показатели его качества, что позволяет на основе информации о температурных полях слитка в различные периоды процесса затвердевания прогнозировать данные показатели и целенаправленно управлять ими.

Разработанная математическая модель использовалась для исследования режимов затвердевания круглых стальных заготовок диаметром 250 мм и длиной 7,83 м на установке полунепрерывной разливки стали (УПНРС) ОАО «Металлургический завод "ЭЛЕКТРОСТАЛЬ"» с целью выбора и обоснования рациональных технологических параметров разливки. Поиск рациональных тепловых режимов УПНРС проводился на основе комплексного подхода, т.е. рассмотрения в едином комплексе процессов охлаждения в кристаллизаторе, в зоне вторичного охлаждения и на воздухе с учетом теплотехнических и технологических требований, ограничивающих допустимую скорость вытягивания слитка.

Важную роль в получении высокого качества слитков играют тепловые процессы, протекающие в кристаллизаторе. Кристаллизатор должен обеспечить интенсив-

ный теплоотвод по всей его длине и сформировать на выходе из него твердую оболочку слитка достаточной толщины и прочности. При этом необходимо создать условия, при которых отсутствуют опасные напряжения, которые могли бы привести к появлению трещин. При неправильном скоростном режиме разливки, плохом состоянии рабочей поверхности кристаллизатора и в результате образования газового зазора между стенками кристаллизатора и поверхностью слитка возникает опасность прорыва жидкого металла.

Расчеты показывают, что при ведении процесса полунепрерывной разливки со скоростью 0,7 м/мин при заполнении зазора между корочкой и стенкой кристаллизатора шлакообразующей смесью толщина корочки слитка на выходе из кристаллизатора составит 22,5 мм, а температура поверхности корочки – 1120 °С. Время пребывания расплава в кристаллизаторе до образования слоя затвердевшей стали толщиной 22,5 мм составляет 69 с или 1,15 мин [4].

На рис. 1 изображено изменение температуры поверхности затвердевающей корочки в кристаллизаторе. Видно, что температура держится в пределах нормы.

На рис. 2 показано, как нарастает корочка по длине кристаллизатора. В начале процесса толщина корочки равна нулю, поскольку температура жидкой стали не

равна температуре кристаллизации и нужно время для ее достижения.

Анализируя данные графики, можно сделать вывод о параметрах разливки для слитков сечением 250 мм:

- скорость разливки $v = 0,7$ м/мин;
- толщина корочки слитка на выходе из кристаллизатора $d = 22,5$ мм;
- температура поверхности корочки на выходе из кристаллизатора $T = 1120$ °С;
- в зазор между расплавом и стенкой кристаллизатора подается шлакообразующая смесь с коэффициентом теплопроводности $\lambda = 1,2$ Вт/(м²·К);
- время пребывания расплава в кристаллизаторе до образования корочки толщиной 22,5 мм $\tau = 1,15$ мин.

Тепловые режимы вторичного охлаждения оказывают существенное влияние на производительность УПНРС и качество отливаемых полунепрерывнолитых заготовок.

Для обеспечения высокого качества получаемых полунепрерывнолитых слитков необходимо анализировать условия охлаждения, принципы и методы его организации, установить основные закономерности теплопередачи в зону вторичного охлаждения (ЗВО) и возможности управления тепловыми режимами охлаждения полунепрерывнолитых заготовок.

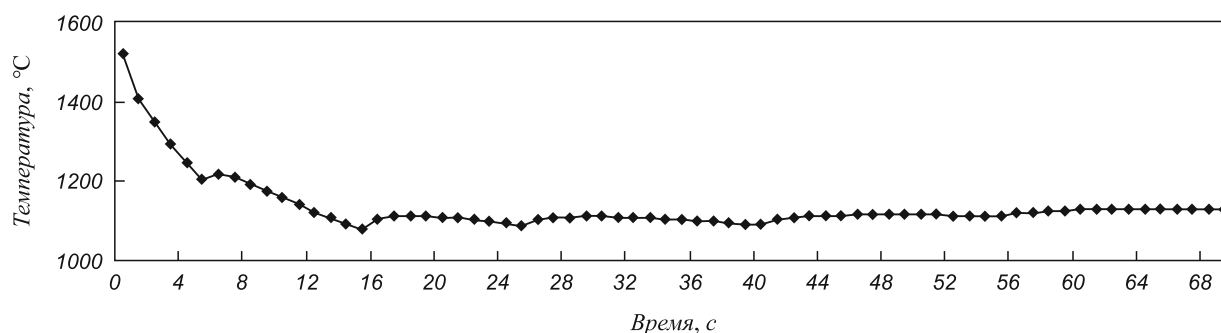


Рис. 1. Изменение температуры поверхности затвердевающей корочки

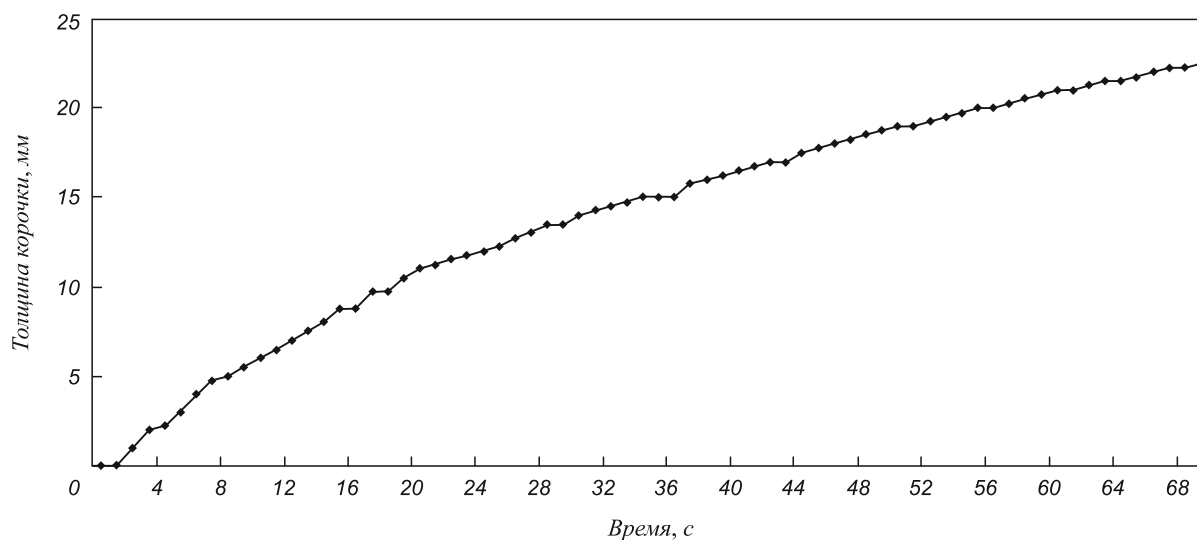


Рис. 2. Изменение толщины корочки в кристаллизаторе

В пределах ЗВО следует обеспечить необходимую интенсивность охлаждения слитка, при которой достигается равномерное и непрерывное снижение температуры поверхности, что способствует повышению качества отливки. При неправильной организации теплового режима охлаждения может происходить резкое изменение температуры поверхности слитка по его высоте и периметру, приводящее к росту термических напряжений и возможности появления трещин.

В конце ЗВО принудительное водовоздушное охлаждение прекращается и начинается зона неконтролируемого естественного охлаждения слитка на воздухе. Здесь полунепрерывнолитой слиток продолжает охлаждаться за счет излучения и естественной конвекции до полного затвердевания по сечению.

Основное количество тепла отводится от слитка за счет излучения в окружающее пространство и лишь незначительная часть тепла передается за счет естественной конвекции, а также теплопроводностью в ролики по механизму контактного теплообмена [5, 6].

Методом математического моделирования проведено исследование процесса затвердевания слитка в зоне вторичного охлаждения и на воздухе при скорости разливки $v = 0,7$ м/мин с целью исследования режимов затвердевания заготовки.

Разливка слитка происходит в два этапа:

- формирование заданной длины и формы слитка;
- обеспечение полного затвердевания разливаемого металла.

Зона вторичного охлаждения имеет длину 3,59 м и разделена на три секции. Для всех секций предусмотре-

**Параметры охлаждения слитка в ЗВО
при скорости разливки $v = 0,7$ м/мин**

Номер секции	Длина секции, м	Температура поверхности слитка на выходе, °C	Толщина корочки на выходе, мм	Коэффициент теплоотдачи в секции, Вт/м ² ·К
1	0,38	958	29	500
2	1,17	876	46,5	350
3	2,04	850	71,5	200

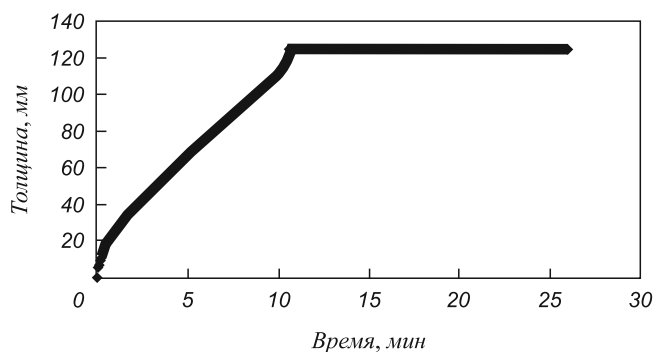


Рис. 3. Изменение толщины корочки во времени

рено водо-воздушное охлаждение с помощью форсунок.

Расчетами определены параметры охлаждения слитка в ЗВО при скорости разливки $v = 0,7$ м/мин (см. таблицу).

Результаты анализа процесса затвердевания в ЗВО и на воздухе представлены на рис. 3 – 5, анализируя которые можно сделать вывод о режимах затвердевания в ЗВО при скорости вытягивания $v = 0,7$ м/мин.

Рис. 3 показывает нарастание корочки во времени. Из него мы видим, что корочка равномерно нарастает по всей длине и на 12-ой минуте происходит закрытие конуса из-за полной кристаллизации по сечению.

Из рис. 4 видно, что двухфазная зона развивается с самого начала процесса затвердевания и растет со временем. Для увеличения качества получаемых заготовок ее ширину необходимо уменьшать.

Анализируя рис. 5 можно сделать вывод о том, что температура по поверхности заготовки изменяется неравномерно. После выхода из зоны вторичного охлаждения на воздух на участке длиной от 3,59 до 5,15 м происходит постепенный разогрев поверхности заготовки с 854 до 930 °C, т. е. на 76 °C, что может отрицательно сказаться на качестве получаемых заготовок и привести к образованию поверхностных трещин и дефектов.

В ходе исследований было получено итоговое время вытягивания слитка, равное 12,3 мин. Из ЗВО заготовка выходит на 5,13 минуте и остальное время охлаждается на воздухе.

Толщина корочки равномерно растет и на выходе из ЗВО достигает величины 71,5 мм. Толщина жидкого слоя в этот же момент времени равна 53,5 мм.

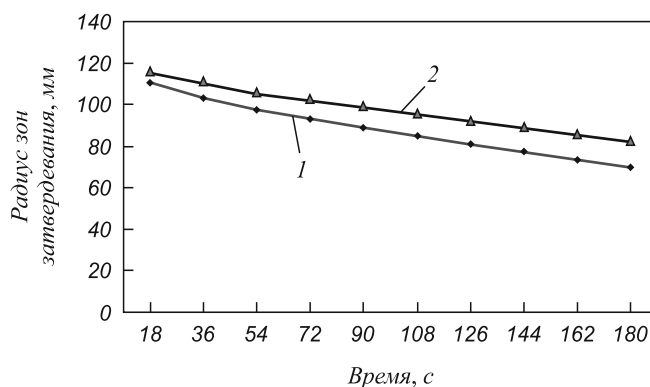


Рис. 4. Изменение радиусов жидкой (1) и твердой (2) фаз

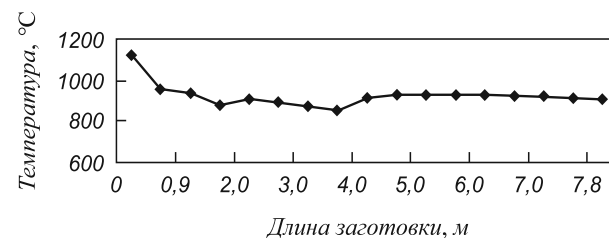


Рис. 5. Изменение температуры поверхности заготовки по ее длине в зоне вторичного охлаждения и на воздухе

После выхода из ЗВО требуется еще 6,44 мин, чтобы слиток по сечению полностью затвердел. Время полного затвердевания слитка – 11,57 мин.

После полного затвердевания жидкого металла на 11,57 минуте требуется еще 0,73 мин, чтобы вытянуть слиток до необходимой длины (7,83 м) и поставить его. На этом заканчивается первый этап и начинается второй, т. е. обеспечение полного затвердевания разливаемого металла.

Расположение конуса жидкого металла показано на рис. 6.

Основными недостатками реализации данного режима являются разогрев поверхности затвердевающего металла на участке воздушного охлаждения после выхода из ЗВО и большая протяженность (более 7 м) жидкометаллической лунки в заготовке. Это имеет особенно важное значение, так как большая часть лунки протяженностью 3,7 м находится в зоне нерегулируемого воздушного охлаждения, что означает невозможность контроля процесса затвердевания лунки на втором этапе. В силу особенностей структуры сталей такой режим можно рекомендовать для разливки только сталей нержавеющей марок.

Выводы. В ходе исследований разработана математическая модель затвердевания круглых заготовок при непрерывной и полунепрерывной разливке сплавов сложного состава. При проектировании и поиске рациональных режимов УПНРС скорость разливки должна обоснованно выбираться как основной технологический параметр и разработанная математическая модель может быть рекомендована для решения этой задачи. Найдена зона высокого перепада температуры по поверхности на первом этапе после выхода на естественное воздушное охлаждение (около 80 °С), что отрицательно скажется на качестве получаемых заготовок. Также возникают трудности при выборе режимов вторичного охлаждения в установках полунепрерывной разливки стали, когда перед второй стадией процесса разливки необходимо сформировать слиток с ми-

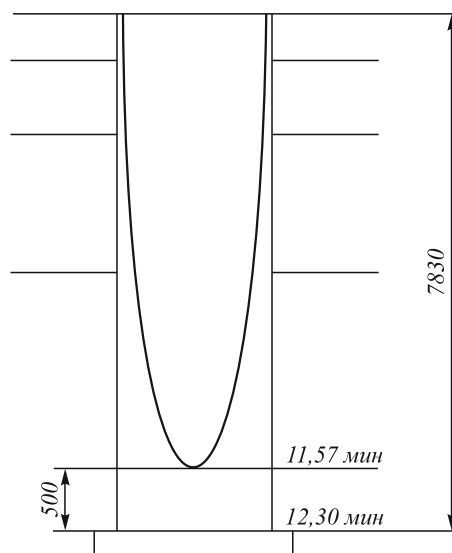


Рис. 6. Расположение конуса жидкого металла в конце первого этапа

нимальной длиной жидкометаллической лунки, в чем в дальнейшем поможет разработанная математическая модель.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Емельянов В.А. Тепловая работа машин непрерывного литья заготовок: Учеб. пособие. – М.: Металлургия, 1988. – 142 с.
2. Непрерывнолитые круглые заготовки / В.Я. Генкин, А.Т. Есаулов, М. И. Староселецкий и др. – М.: Металлургия, 1984. – 143 с.
3. Кузнецова Н. П., Никитин Д. А. // 66-ые дни науки МИСиС. С. 287 – 294.
4. Краюшкин Н.А., Кузнецова Н. П. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2012. № 7. С. 45 – 48.
5. Стальной слиток. Т. 2. Затвердевание и охлаждение / Ю.А. Самойлович и др. – Минск: Белорусская наука, 2000. – 640 с.
6. Самойлович Ю. А. О выборе критериев оптимального затвердевания слитка // Оптимизация теплофизических процессов литья. – Киев: ИПЛ АН УССР, 1997. С. 59 – 65.

© 2014 г. Н.П. Кузнецова, Н.А. Краюшкин
Поступила 17 декабря 2013 г.

RESEARCH OF THERMAL MODES OF SOLIDIFICATION IN SEMI-CONTINUOUS CASTING ROUND STEEL INGOTS FOR THE PRODUCTION OF SEAMLESS TUBES

N.P. Kuznetsova, Cand.Eng., Senior Scientist, Associate Professor

N.A. Krayushkin, Student

National University of Science and Technology “MISIS” (Moscow, Russia)

E-MAIL: kna-1989@mail.ru

Abstract. Authors studied the problem of obtaining high-quality semi-continuous round ingots of special steels in detail. There are the research data of solidification of round ingots in the graining pan and in the zone of with the development of two-phase zone in the first stage of the process of semi-continuous casting. On the basis of these data research, the search is conducted and conclusions about the modes

of refrigeration in the zone of secondary refrigeration are described for obtaining the highest quality ingots with a view to possible further implementation of such mode in practice.

Keywords: semi-continuous casting, graining pan, speed of casting, quality of product, zone of secondary refrigeration, hole of liquid metal.

REFERENCES

1. Emel'janov V.A. *Teplovaya rabota mashin nepreryvnogo lit'ya zagotovok: Uchebnoe posobie.* (Thermal performance of continuous casting machines: Textbook). Moscow: Metallurgiya. 1988. 142 p.
2. Genkin V.Ja., Esaulov A.T., Staroseleckij M.I., Pikus M.I., Zhuravljov V.A. *Neprevynolitye kruglye zagotovki* (Continuous casting of round billets). Moscow: Metallurgiya, 1984, 143 p.

3. Kuznecova N.P., Nikitin D.A. 66-ye dni nauki MISiS. pp. 287 – 294.
4. Krajushkin N.A., Kuznecova N.P. *Izv. Vuz. Chernaja metallurgija*. 2013. № 7. pp. 45 – 48.
5. Samojlovich Ju.A. etc. *Stal'noj slitok. T. 2: Zatverdevanie i ohlazhdenie* (Steel ingot. Vol. 2: The solidification and cooling). Minsk: Belorusskaja nauka, 2000. 640 p.
6. Samojlovich Ju.A. *O vybore kriteriev optimal'nogo zatverdevanija slitka. Optimizacija teplofizicheskikh processov lit'ja* (On the selection criteria for optimal ingot solidification. Optimization of thermal molding processes) Kiev: IPL An USSR. 1997. pp. 59 – 65.

Received 17 December 2013

УДК 669.041 : 536.331.001.573

АВТОМАТИЧЕСКИЙ ВЫБОР ЧИСЛА УЗЛОВ ИНТЕГРИРОВАНИЯ ДЛЯ ЭФФЕКТИВНОГО ВЫЧИСЛЕНИЯ ПОВЕРХНОСТНЫХ УГЛОВЫХ КОЭФФИЦИЕНТОВ ИЗЛУЧЕНИЯ

Р.П. Коптелов, аспирант
А.М. Конашкова, к.т.н., доцент

Уральский федеральный университет (Екатеринбург, Россия)

Аннотация. Угловые коэффициенты для двух примеров промышленных геометрий – методической печи нагрева цилиндрических заготовок и секционной печи шаропрокатного цеха рассчитаны с помощью ранее разработанного априорного метода выбора числа узлов интегрирования. Показано, что по сравнению со стандартным методом без автоматического выбора, новый метод обеспечивает на порядок меньшее время при высокой точности расчета.

Ключевые слова: теплообмен излучением, угловые коэффициенты, интегрирование.

E-MAIL: r-koptelov@mail.ru

Детализированные расчеты высокотемпературных энергетических агрегатов и печей требуют все более точных моделей теплообмена излучением [1, 2]. Для моделирования теплообмена излучением необходимо вычисление большого числа угловых коэффициентов излучения, в том числе между ограничивающими поверхностями сетки. В ряде случаев (электрические печи сопротивления, индукционный нагрев, печи с радиационными трубами и с защитной атмосферой, охлаждение на адьюстаже и др.) наличием среды между поверхностями можно пренебречь.

В отсутствие поглощающей и рассеивающей среды на пути излучения тепловой поток на поверхность i с использованием зонального метода может быть записан следующим выражением [1]:

$$Q_i = A_i \sum_{j=1}^M F_{ij} \int_0^{\infty} (J_{\lambda,i} - J_{\lambda,j}) d\lambda, \quad (1)$$

где F_{ij} – угловой коэффициент между диффузными поверхностями i и j , A – площадь поверхности, M – количество поверхностей, участвующих в теплообмене, J – тепловой поток эффективного излучения, $J_{\lambda,i}$ – спектральный тепловой поток эффективного излучения, λ – длина волны излучения. Угловой коэффициент излучения F_{ij} равен доле лучистой энергии, испущенной и отраженной поверхностью i и дошедшей напри-

мую до поверхности j [3]. В металлургических печах с большим количеством зон может потребоваться вычисление десятков, и даже сотен тысяч угловых коэффициентов F_{ij} [4]. Это представляет наибольшую сложность при вычислении тепловых потоков и температур в большом количестве поверхностных зон печи.

Метод автоматического выбора числа узлов интегрирования

Ранее авторами было проведено численное сравнение различных методов вычислений угловых коэффициентов излучения между четырехугольными поверхностями для их различных геометрических расположений [5]. В работе использовались методы двойного и одинарного поверхностного интегрирования и двойного и одинарного контурного интегрирования. Результаты показали, что точность вычислений углового коэффициента во всех этих методах может быть априори оценена с помощью одного простого параметра – эффективного расстояния (ЭР) (рис. 1).

Можно найти значения ЭР: ЭР(10 %), ЭР(5 %), ЭР(2 %) и ЭР(1 %) такие, что если $ЭР_{ij}$, вычисленный для пары четырехугольников i, j больше, чем, например, ЭР(5 %), то погрешность априори должна быть меньше, чем 5 %, так как это выполняется для всевозможных взаимных расположений четырехугольников.

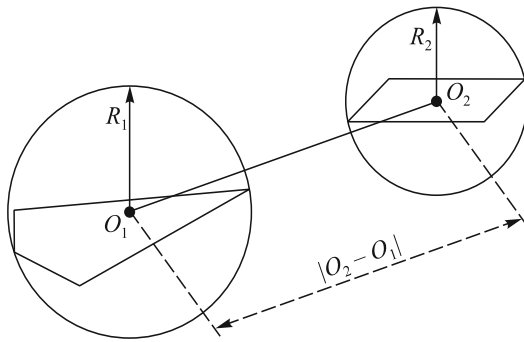


Рис. 1. Геометрическая иллюстрация критерия эффективного расстояния

Другими словами, устанавливаются следующие соотношения [5]:

$$\mathcal{E}P_{ij} > \mathcal{E}P(10\%) \rightarrow \frac{\Delta F_{ij}}{F_{ij}} < 10\%; \quad (2)$$

$$\mathcal{E}P_{ij} > \mathcal{E}P(5\%) \rightarrow \frac{\Delta F_{ij}}{F_{ij}} < 5\%; \quad (3)$$

$$\mathcal{E}P_{ij} > \mathcal{E}P(2\%) \rightarrow \frac{\Delta F_{ij}}{F_{ij}} < 2\%; \quad (4)$$

$$\mathcal{E}P_{ij} > \mathcal{E}P(1\%) \rightarrow \frac{\Delta F_{ij}}{F_{ij}} < 1\% \quad (5)$$

и так далее для любой точности.

Основная формула для углового коэффициента F_{12} определяет его через двойной поверхностный интеграл:

$$F_{12} = \frac{1}{\pi A_1} \int_{A_1} \int_{A_2} \frac{\cos(\theta_1) \cos(\theta_2)}{r^2} dA_2 dA_1, \quad (6)$$

где A_1 и A_2 – площади поверхностей 1 и 2; θ_1 и θ_2 – углы между нормальными $\vec{n}_1$ и $\vec{n}_2$ и центрами элементарных площадок dA_1 и dA_2 , r – расстояние между этими элементарными площадками (рис. 2).

В работе [5] была получена таблица значений ЭР для четырех методов интегрирования. В принципе,

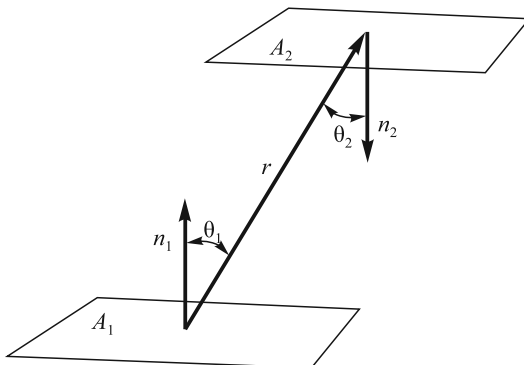


Рис. 2. Иллюстрация формулы двойного поверхностного интегрирования

любой из этих методов может быть использован для вычисления угловых коэффициентов в системах с наличием препятствий [6], однако наиболее приспособлен для этого метод двойного поверхностного интегрирования, который и будет рассматриваться далее в этой работе. Соответствующая таблица ЭР приведена ниже (табл. 1).

В качестве метода интегрирования использовался общепринятый метод прямого произведения одномерных формул Гаусса [3, 7]. Время расчета указано для компьютера Intel Pentium Dual Core T2400 (1.83 GHz).

С использованием соотношений (2) – (5) и табл. 1 был сформулирован алгоритм выбора метода интегрирования и количества узлов [5]. Если использовать только метод поверхностного интегрирования по формуле (6), то алгоритм будет следующим.

- Для всех угловых коэффициентов выбирается желаемая точность $x\%$. Это означает, что в табл. 1 выбирается соответствующая колонка.

- Для всех поверхностей вычисляется ограничивающая сфера.

- Для каждой пары четырехугольников i, j вычисляется значение $\mathcal{E}P_{ij}$. Находится такое минимальное значение n , при котором будет выполняться требование по точности: $\mathcal{E}P(x\%, n) \leq \mathcal{E}P_{ij} \leq \mathcal{E}P(x\%, n-1)$. Левая часть неравенства позволяет выполнить требования по точности, а правая часть приводит к использованию минимального числа узлов. Количество узлов интегрирования на каждой поверхности равно n^2 .

Модель методической печи

Модель методической печи представлена на рис. 3.

Сведения о модели:

- количество узлов сетки по осям x, y, z : $46 \times 7 \times 21$;
- количество поверхностных элементов сетки по осям x, y, z : $45 \times 6 \times 20$;
- всего узлов: 6762;
- всего объемных элементов (ячеек) сетки: 5400;
- всего поверхностей, участвующих в теплообмене излучением (стенки печи и поверхности заготовок): 3420;
- угловых коэффициентов: $34\,202 = 11,7 \cdot 10^6$;
- угловых коэффициентов, которые нужно рассчитывать (с учетом правила взаимности и условия выпуклости всех поверхностей): $5,8 \cdot 10^6$.

Модель секционной печи

Модель секционной печи представлена на рис. 4.

Используется упрощенная модель: цилиндрические заготовки и ролик заменены на параллелепипеды.

Сведения о модели:

- количество узлов сетки по осям x, y, z : $23 \times 15 \times 14$;
- количество поверхностных элементов сетки по осям x, y, z : $22 \times 14 \times 13$;

Таблица 1

Значения эффективного расстояния, которые позволяют вычислить угловой коэффициент с заданной точностью

n , число узлов в одномерном интеграле	N , полное число узлов интегрирования	Время расчета 10^6 угловых коэффициентов, с	ЭР (10 %)	ЭР (5 %)	ЭР (2 %)	ЭР (1 %)
1	$1^4 = 1$	0,66	4,10	6,20	7,40	9,20
2	$2^4 = 16$	2,04	1,55	2,00	2,60	2,95
3	$3^4 = 81$	5,92	1,20	1,35	1,55	1,60
4	$4^4 = 256$	15,02	1,05	1,20	1,20	1,35
5	$5^4 = 625$	32,76	0,9	1,05	1,05	1,20
6	$6^4 = 1296$	64,14	0,8	0,9	1,00	1,05

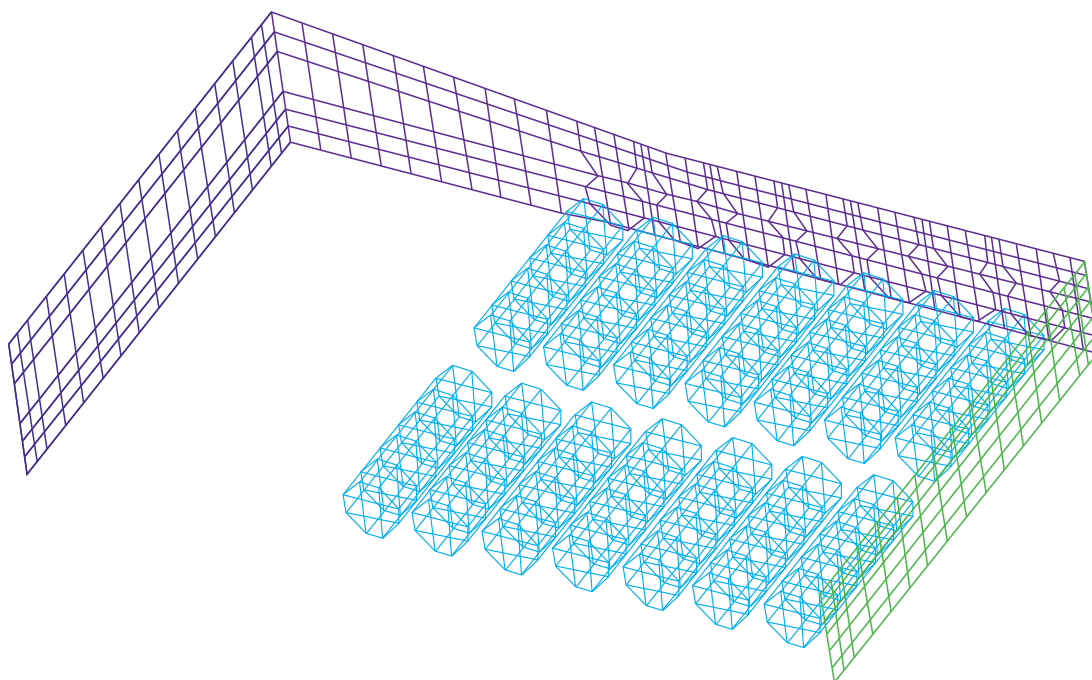


Рис. 3. Модель методической печи с заготовками, общий вид. Показаны заготовки, лежащие в два ряда, торцевые и задняя стенки

- всего узлов: 5760;
- всего объемных элементов (ячеек) сетки: 4004;
- всего поверхностей, участвующих в теплообмене излучением (стенки печи, поверхности заготовок и ролика): 2216;
- угловых коэффициентов: $22\,162 = 4,9 \cdot 10^6$;
- угловых коэффициентов, которые нужно рассчитывать (с учетом правила взаимности и условия выпуклости всех поверхностей): $2,45 \cdot 10^6$.

Схема и результаты численного эксперимента

Угловые коэффициенты для методической и секционной печей рассчитывались по двум схемам:

- с использованием фиксированного числа узлов интегрирования на каждой поверхности;
- с использованием метода автоматического выбора числа узлов.

Для численного интегрирования и учета наличия препятствий используется дискретный вариант формулы (6) с умножением на функцию видимости:

$$F_{12} = \frac{1}{\pi A_1} \sum_i \sum_j \frac{\cos(\theta_{1i}) \cos(\theta_{2j})}{r_{ij}^2} v_{ij} \Delta A_{2j} \Delta A_{1i}, \quad (7)$$

где i, j – номера элементарных площадок на поверхностях 1 и 2, v_{ij} – видимость площадок ΔA_{1i} и ΔA_{2j} . Если луч, соединяющий центры площадок ΔA_{1i} и ΔA_{2j} не пересекается ни с какими другими площадками и препятствиями, то $v_{ij} = 1$, иначе $v_{ij} = 0$. Трассировка лучей проводилась по методу VVA (Volume-by-Volume Advancement) [8].

Точность расчета оценивалась по погрешности нарушения правила замкнутости. Для каждой строки i матрицы угловых коэффициентов (размер $M \times M$) рассчитывается погрешность выполнения правила замкнутости:

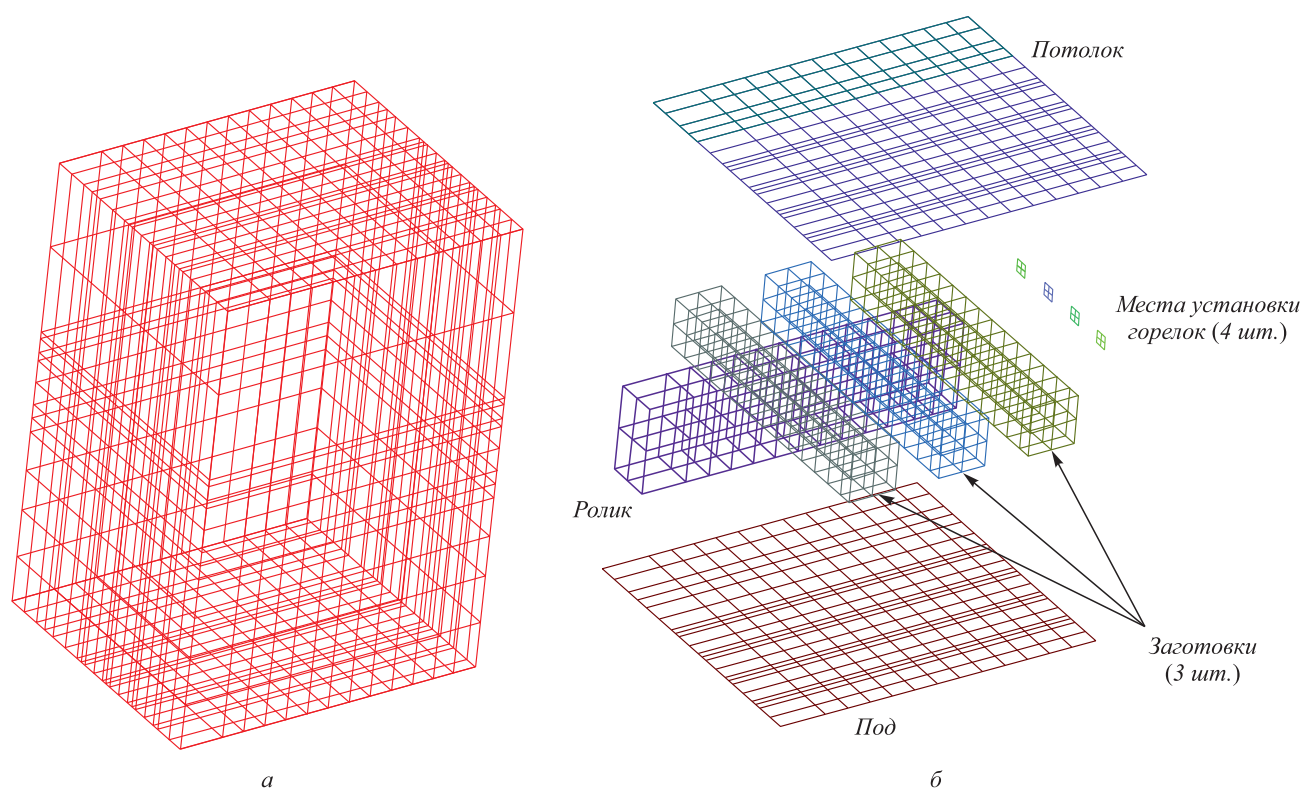


Рис. 4. Модель секционной печи шаропрокатного цеха:
 а – общий вид сетки, б – конструкция. Показаны заготовки, ролик и места установки горелок

$$err_i = \left| \sum_{j=1}^M F_{ij} - 1 \right|. \quad (8)$$

$$err_{average} = \frac{\sum_{i=1}^M err_i}{M}. \quad (10)$$

Максимальная и средняя погрешности рассчитываются соответственно по следующим формулам:

$$err_{max} = \max_{i=1}^M (err_i); \quad (9)$$

Таблица 2

**Погрешности и время вычисления
 угловых коэффициентов для методической печи
 с использованием фиксированного числа узлов
 интегрирования на каждой поверхности**

Число узлов на каждой поверхности	err_{max}	$err_{average}$	Время, с
1	1,284	0,1744	48
4	0,960	0,1127	402
9	0,800	0,0930	1929
16	0,683	0,0805	6021
25	0,595	0,0707	14693
36	0,528	0,0631	Несколько часов
49	0,475	0,0568	Несколько часов
64	0,432	0,0522	Несколько часов
81	0,396	0,0481	Несколько часов
100	0,367	0,0446	Несколько часов

Погрешности выполнения правила замкнутости приведены для методической печи в табл. 2 и 3, для секционной печи – в табл. 4 и 5. Приведенное время получено на персональном компьютере Intel Pentium Dual Core T2400 (1.83 GHz). Время расчета не измерялось в тех случаях, когда оно составляло более 4 ч.

При увеличении числа узлов на каждой поверхности с 1 до 100 максимальная и средняя ошибки замкнутости снижаются в 3,5 и 3,9 раз соответственно, тогда как время вычисления возрастает на несколько порядков.

Таблица 3

**Погрешности и время вычисления
 угловых коэффициентов для методической печи
 с использованием метода автоматического выбора
 числа узлов**

Заданная точность, %	Среднее число узлов на каждой поверхности	err_{max}	$err_{average}$	Время, с
10	1,49	0,367	0,0492	88
5	1,95	0,368	0,0485	132
2	2,33	0,368	0,0483	175
1	2,78	0,369	0,0479	227

Таблица 4

**Погрешности и время вычисления
угловых коэффициентов для секционной печи
с использованием фиксированного числа узлов
интегрирования на каждой поверхности**

Число узлов на каждой поверхности	$\varepsilon_{\text{г max}}$	$\varepsilon_{\text{г average}}$	Время, с
1	1,298	0,0586	18
4	1,061	0,0258	195
9	0,893	0,0199	965
16	0,770	0,0170	3056
25	0,681	0,0157	7354
36	0,606	0,0142	15184
49	0,548	0,0131	Несколько часов
64	0,501	0,0122	Несколько часов
81	0,462	0,0115	Несколько часов
100	0,430	0,0109	Несколько часов

При увеличении числа узлов на каждой поверхности с 1 до 100 максимальная и средняя ошибки замкнутости снижаются в 3,0 и 5,4 раз соответственно, тогда как время вычисления возрастает на несколько порядков.

Несмотря на то, что в предложенном методе автоматического выбора числа узлов фактическая точность вычисления каждого углового коэффициента растет с повышением заданной точности и числа узлов интегрирования, максимальная ошибка замкнутости остается постоянной, а средняя ошибка меняется не очень значительно: для методической печи на 2,7 %, а для секционной печи на 33 %. Дело в том, что если почти все значения в некоторой строке матрицы угловых коэффициентов будут вычислены точно, но один угловой коэффициент будет вычислен с погрешностью $\varepsilon_{\text{г}}$, то ошибка замкнутости также будет равна $\varepsilon_{\text{г}}$, т. е. ошибка замкнутости во многом определяется максимальной погрешностью вычисления какого-либо углового коэффициента. Тем не менее, ошибки замкнутости легко вычислить для любой геометрии и любых значений угловых коэффициентов, поэтому их использование оправдано.

По результатам вычислений для двух реальных геометрий видно, что предложенный метод использует чрезвычайно малое число узлов и имеет при этом такую же точность, как и стандартный метод, использующий большее число узлов. При обеспечении максимальной точности предложенный метод требует на несколько порядков меньше времени (всего 3 – 4 мин), чем стандартный метод (до 1 сут). Если сравнивать точность при примерно одинаковых временных затратах, то предложенный метод показывает точность, выше в 2,3 раза для методической печи (при этом имея еще превосходство по скорости – 227 с против 402 с у стандартного метода) и в 1,8 раз для секционной печи, также имея при этом превосходство по скорости – 147 с против 195 с у стандартного метода.

Таблица 5

**Погрешности и время вычисления
угловых коэффициентов для секционной печи
с использованием метода автоматического выбора
числа узлов**

Заданная точность, %	Среднее число узлов на каждой поверхности	$\varepsilon_{\text{г max}}$	$\varepsilon_{\text{г average}}$	Время, с
10	1,76	0,437	0,0186	40
5	2,47	0,429	0,0170	76
2	3,05	0,431	0,0151	108
1	3,69	0,430	0,0140	147

Таким образом, рассчитаны поверхностные угловые коэффициенты для методической и секционной печей, произведенные стандартным методом, использующим фиксированное число узлов интегрирования на каждой поверхности, и разработанным методом выбора числа узлов интегрирования.

Точность результатов оценивалась по погрешностям выполнения правила замкнутости для угловых коэффициентов.

Результаты показали, что:

- метод автоматического выбора числа узлов интегрирования эффективен для расчета угловых коэффициентов излучения в системах с большой и сложной геометрией;
- при одинаково высокой точности разработанный метод имеет на несколько порядков большее быстроедействие, чем стандартный метод;
- при одинаковых временных затратах разработанный метод имеет точность в 1,8 – 2,3 раз выше, чем стандартный метод.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Modest M.F. Radiative Heat Transfer. Second Edition. Academic Press. 2003.
2. Лисиенко В.Г. Совершенствование и повышение эффективности энерготехнологий и производств. Интегрированный энерго-экологический анализ: теория и практика. Т. 1. – М.: Теплотехник, 2010. – 688 с.
3. Emery A.F., Johansson O., Lobo M., Abrous A. // ASME Journal of Heat Transfer. 1991. Vol. 113. P. 413 – 422.
4. Маликов Г.К., Лисиенко В.Г., Коптелов Р.П. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2010. № 7. С. 53 – 59.
5. Коптелов Р.П., Маликов Г.К., Лисиенко В.Г. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2013. № 1. С. 23 – 31.
6. Ravishankar M., Mazumder S. Application of the Modified Differential Approximation (MDA) for Radiative Transport to arbitrary Three-Dimensional Geometry. // Proceedings of the IMECE. 2009.
7. Walton G.N. Calculation of obstructed view factors by adaptive integration. // National Institute of Standards and Technology. 2002.
8. Mazumder S. // ASME Journal of Heat Transfer. 2006. Vol. 128. No. 9. P. 945 – 952.

AUTOMATIC CHOICE OF QUADRATURE ORDER FOR EFFICIENT EVALUATION OF SURFACE VIEW FACTORS

R.P. Koptelov, Postgraduate

A.M. Konashkova, Cand.Eng., Assist. professor

Ural Federal University (Ekaterinburg, Russia)

E-MAIL: r-koptelov@mail.ru

Abstract. View factors for two real geometries of continuous furnace with cylindrical bars and sectional pusher furnace of ball-rolling workshop are calculated with the help of previously developed method of automatic choosing the number of quadrature nodes. It is shown that the method is several times faster and also more accurate than standard calculation.

Keywords: radiative heat transfer, view factors, integration.

REFERENCES

1. Modest M.F. Radiative Heat Transfer. Second Edition. Academic Press, 2003.
2. Lisienko V.G. *Sovershenstvovanie i povysenie jeffektivnosti jenergotekhnologij i proizvodstv. Integrirannyj jenergo-jekologicheskij*

analiz: teorija i praktika. T. 1 (Improved and effective energy technologies and industries. Integrated Energy and Environmental Analysis: Theory and Practice. Vol. 1). Moscow: Teplotekhnika, 2010. 688 p.

3. Emery A.F., Johansson O., Lobo M., Abrous A.A. Comparative Study of Methods for Computing the Diffuse Radiation Viewfactors for Complex Structures». ASME Journal of Heat Transfer. 1991. Vol. 113. pp. 413 – 422.
4. Malikov G.K., Lisienko V.G., Koptelov R.P. *Izv. vuz. Chernaja metallurgija*. 2010. № 7. pp. 53 – 59.
5. Koptelov R.P., Malikov G.K., Lisienko V.G. *Izv. vuz. Chernaja metallurgija*. 2013. № 1. pp. 23 – 31.
6. Ravishankar M., Mazumder S. Application of the Modified Differential Approximation (MDA) for Radiative Transport to arbitrary Three-Dimensional Geometry. Proceedings of the IMECE. 2009. Paper Number - ICEME2009-12844.
7. Walton G.N. Calculation of obstructed view factors by adaptive integration. National Institute of Standards and Technology. NISTIR 6925. 2002.
8. Mazumder S. Methods to accelerate ray tracing in the Monte Carlo method for surface-to-surface radiation transport. ASME Journal of Heat Transfer. 2006. Vol. 128. No 9. pp. 945 – 952.

Received 3 September 2013

УДК 669.041:621.783:66.045

О ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ НАГРЕВАТЕЛЬНЫХ ПЕЧЕЙ С МИНИМАЛЬНЫМ РАСХОДОМ ТОПЛИВА

А.К. Соколов, д.т.н., профессор

Ивановский государственный энергетический университет (Иваново, Россия)

Аннотация. Показана актуальность исследований производительности печей, обеспечивающих минимальный удельный расход топлива. Предложены формулы для описания зависимости удельного расхода топлива b от конечного времени нагрева τ_k и оценки величины оптимального по расходу топлива конечного времени нагрева τ_{ko} (производительности). Приведены результаты исследования зависимостей $b(\tau_k)$ и τ_{ko} от удельных потерь теплоты теплопередачей из рабочего пространства печей и способа отвода продуктов сгорания. Установлено, что значение оптимальной производительности в значительной степени определяется величиной потерь теплоты теплопередачей, которые обратно пропорционально влияют на оптимальное значение производительности. Показаны примерные условия, при которых минимальный удельный расход топлива может наблюдаться как при предельно высокой производительности, так и при низкой производительности печи.

Ключевые слова: газовые печи, нагрев металла, производительность, оптимальный режим.

E-MAIL: sokolov@bjd.ispu.ru

Можно считать общепринятым фактом наличие зависимости удельного расхода топлива b на нагрев металла от заданного конечного времени нагрева τ_k или производительности P , которые связаны соотношением $P = M/\tau_k$, где M – масса садки металла, кг.

Однако в литературе пока еще недостаточно четко определены ответы на следующие важные для теории и практики вопросы.

- Имеется ли минимум у зависимости $b(\tau_k)$ в практически важной области изменения производительности?

- Находится ли зона минимума $b(\tau_k)$ вблизи минимально допустимого (наискорейшего) для данных ус-

ловий времени нагрева τ_{kn} (максимальной производительности)?

- Какие характеристики печи в основном определяют значение τ_{ko} , при котором удельный расход топлива минимален и знак производной $db/d\tau_k$ при $\tau_k > \tau_{kn}$. Отметим, что при $db/d\tau_k < 0$ увеличение τ_k (снижение производительности) будет приводить к уменьшению удельного расхода топлива.

В работе [1] сделан обзор публикаций, в которых высказаны мнения по некоторым из названных проблем. В большей части из них утверждается, что минимальный удельный расход топлива на нагрев металла требуется при наибольшей производительности (или

при $\tau_k = \tau_{кн}$). В данном обзоре [1] дана ссылка лишь на одну работу, в которой указывается, что «с ростом производительности увеличивается удельный расход топлива на нагрев, однако такой режим имеет место при очень малых потерях теплоты (до 2 % общей тепловой мощности печи)».

В работах автора по исследованию режимов нагрева металла с минимальным расходом топлива не были обнаружены условия, при которых минимальный расход топлива, а также минимальный угар металла наблюдался бы при наибольшей производительности [3 – 5].

Естественно, что решение о величине оптимальной производительности не должно приниматься большинством голосов. Ответ на этот вопрос не может быть однозначным и должен зависеть от конкретных условий работы нагревательной печи. Для поиска ответов на вопросы, сформулированные в начале статьи, необходимы более широкие теоретические исследования.

Численные методы расчета, которые используются при моделировании режимов нагрева металла в печах, позволяют получить достаточно надежные значения оптимального времени нагрева $\tau_{ко}$. Недостаток их применения заключается в трудности обобщения результатов моделирования работы печей при различных условиях.

Аналитические модели, которые на современном уровне развития металлургической теплотехники используются лишь для качественной оценки технико-экономических показателей работы печей, дают возможность более широкого обобщения результатов.

Рассмотрим методику аналитического исследования зависимости $b(\tau_k)$.

Для оценки оптимального по расходу топлива времени нагрева $\tau_{ко}$ необходимо найти аналитические зависимости удельного расхода топлива b от конечного времени нагрева τ_k и условий работы печи.

Запишем уравнение баланса теплоты рабочего пространства печи, в которой нагревается садка металла массой M , кг:

$$B(i_T - i_{yx}) = I_M + I_{\Pi}, \quad (1)$$

где B – объем сжигаемого топлива, m^3 (здесь и далее объемы газов даны при нормальных условиях); i_T – энтальпия продуктов сгорания, учитывающая химическую и физическую теплоту топлива и воздуха на горение, $Дж/м^3$ топлива; i_{yx} – энтальпия уходящих газов, $Дж/м^3$ топлива; I_M – количество теплоты, затраченной на нагрев садки металла, $Дж$; I_{Π} – количество теплоты, теряемой из рабочего пространства через кладку (ограждение), окна и в водоохлаждаемые элементы печи, $Дж$.

В таком виде уравнение баланса справедливо для проходных (методических), секционных печей и печей периодического действия.

Разделим обе части уравнения (1) на массу садки M и выразим из него удельный расход топлива $b = B/M$, $м^3/кг$:

$$b = \frac{I_M + I_{\Pi}}{i_T - i_{yx}}. \quad (2)$$

Величины I_M , i_T и M не зависят от времени нагрева садки металла. На динамику изменения функции $b(\tau_k)$ влияют только величины I_{Π} и i_{yx} . Представим эти параметры функциями времени нагрева.

Потери теплоты выразим через средний поток теплоты, теряемой теплопередачей Q_{Π} :

$$I_{\Pi} = Q_{\Pi} \tau_k, \quad (3)$$

где $Q_{\Pi} = q_{\Pi} F \omega$, $Вт$, q_{Π} – средний удельный поток теплоты, $Вт/м^2$ кладки; F – площадь обогреваемой поверхности металла, $м^2$; ω – степень развития обмуровки, $\omega = F_{кл}/F$, $F_{кл}$ – площадь внутренней поверхности кладки, $м^2$. При наличии потерь теплоты через окна, водоохлаждаемые элементы, величины q_{Π} , $F_{кл}$, ω должны быть приведены к условиям теплопередачи через кладку.

Энтальпия уходящих газов зависит от температуры уходящих газов T_y :

$$i_{yx} = c v T_y, \quad (4)$$

где c – теплоемкость продуктов сгорания, $Дж/м^3 \cdot К$; v – удельный объем продуктов сгорания $1 м^3$ топлива, $м^3/м^3$.

В общем случае величины q_{Π} и c зависят от температуры газов (режима нагрева) и, следовательно, от времени нагрева. Примем, что эти зависимости для качественного (приближенного) анализа несущественны.

Наибольшие проблемы возникают при описании зависимости температуры уходящих газов T_y от конечного времени нагрева, которая должна снижаться при увеличении τ_k . Рассматривалось несколько вариантов выражения функции $T_y(\tau_k)$. Был принят весьма приближенный способ выражения T_y через средний перепад температур между газом и металлом $\Delta T_{г-м} = I_M / (\tau_k \alpha F)$:

$$T_y = T_{my} + \frac{I_M}{\tau_k \alpha F}, \quad (5)$$

где α – приведенный коэффициент теплоотдачи от газов к металлу, $Вт/(м^2 \cdot К)$; T_{my} – среднеинтегральная температура поверхности металла за время нагрева τ_k для секционных печей и печей периодического действия или температура поверхности металла в районе отвода продуктов сгорания (начало методической зоны).

Выразим зависимость $b(\tau_k)$, подставив формулы (3) – (5) в (2):

$$b = \frac{\frac{I_M + Q_{\Pi} \tau_K}{M}}{i_T - c\nu \left(\frac{I_M}{\tau_K \alpha F} + T_{\text{мy}} \right)}. \quad (6)$$

Используя выражение (6), можно классическим методом определить время $\tau_{\text{ко}}$, при котором расход топлива будет минимален. Возьмем производную выражения (6) по τ_K и приравняем ее нулю:

$$\begin{aligned} \frac{db}{d\tau_K} \left(\frac{\frac{I_M + Q_{\Pi} \tau_K}{M}}{i_T - c\nu \left[\frac{I_M}{\tau_K \alpha F} + T_{\text{мy}} \right]} \right) = \\ = \frac{\frac{I_M}{M}}{-\left\{ i_T - c\nu \left[\frac{I_M}{\tau_K \alpha F} + T_{\text{мy}} \right] \right\}^2} \left(-\frac{c\nu I_M}{\alpha F} \right) + \\ + \frac{\frac{Q_{\Pi}}{M}}{i_T - c\nu \left[\frac{I_M}{\tau_K \alpha F} + T_{\text{мy}} \right]} + \frac{\frac{Q_{\Pi} \tau_K}{M}}{-\left\{ i_T - c\nu \left[\frac{I_M}{\tau_K \alpha F} + T_{\text{мy}} \right] \right\}^2} \times \\ \times \left(-\frac{c\nu I_M}{\alpha F} \right) = 0. \end{aligned} \quad (7)$$

Приведем слагаемые к одному знаменателю, умножим его на нуль правой части равенства (7) и получим:

$$\begin{aligned} -\frac{I_M^2 c\nu}{\alpha F M} + \frac{Q_{\Pi}}{M} \tau_K^2 \left\{ i_T - c\nu \left[\frac{I_M}{\tau_K \alpha F} + T_{\text{мy}} \right] \right\} - \\ - Q_{\Pi} \tau_K c\nu \frac{I_M}{\alpha F M} = 0. \end{aligned} \quad (8)$$

Умножим (8) на $\frac{\alpha F M}{Q_{\Pi} c\nu I_M}$ и преобразуем его к виду квадратного уравнения

$$\frac{\alpha F}{I_M} \left(\frac{i_T}{c\nu} - T_{\text{мy}} \right) \tau_K^2 - 2\tau_K - \frac{I_M}{Q_{\Pi}} = 0. \quad (9)$$

Оценить значение $\tau_{\text{ко}}$ можно по решению квадратного уравнения (9), которое имеет вид

$$\tau_{\text{ко}} = \frac{2 + \sqrt{4 + 4\alpha F \left(\frac{i_T}{c\nu} - T_{\text{мy}} \right) \frac{Q_{\Pi}}{I_M}}}{2\alpha F \left(\frac{i_T}{c\nu} - T_{\text{мy}} \right) \frac{Q_{\Pi}}{I_M}}$$

или

$$\tau_{\text{ко}} = \frac{1 + \sqrt{1 + \alpha F \left(\frac{i_T}{c\nu} - T_{\text{мy}} \right) \frac{Q_{\Pi}}{I_M}}}{\alpha F \left(\frac{i_T}{c\nu} - T_{\text{мy}} \right) \frac{Q_{\Pi}}{I_M}}. \quad (10)$$

Анализ выражения (10) позволяет определить характер изменения параметров, которые будут сокращать оптимальное время нагрева (увеличивать оптимальное значение производительности):

- увеличение потерь теплоты теплопередачей;
- снижение калориметрической температуры сгорания топлива $T_{\text{кал}} = i_T/(c\nu)$;
- увеличение интенсивности теплоотдачи к металлу α ;
- снижение температуры уходящих газов за счет организации их отвода из низкотемпературной (методической) зоны и уменьшения $T_{\text{мy}}$ [уравнения (5), (10)].

По уравнению (9) с учетом (3) можно оценить величину средних удельных потерь теплоты $q_{\text{по}}$, при которой расход топлива для заданного конечного времени нагрева τ_K будет минимален:

$$q_{\text{по}} = \frac{I_M^2}{\left[\alpha F \tau_K^2 \left(\frac{i_T}{c\nu} - T_{\text{мy}} \right) - 2I_M \tau_K \right] F \omega}. \quad (11)$$

Если в уравнении (11) принять $\tau_K = \tau_{\text{кн}}$, то можно оценить, при каких потерях теплоты наискорейшее время нагрева обеспечит минимальный удельный расход топлива на нагрев металла.

Для исследования влияния производительности (времени нагрева) на удельный расход топлива выполним расчет одностороннего нагрева металла в форме неограниченной пластины при следующих исходных данных: теплоемкость $c_M = 650$ Дж/кг·К; плотность $\rho = 7850$ кг/м³; толщина металла $R = 0,1$ м; среднemasовые конечные и начальные температуры металла $T_K = 1227$ °С (1500 К); $T_H = 27$ °С (300 К); $\alpha = 220$ Вт/м²·К; $F = 30$ м²; $\omega = 3$; $i_T = 38,0 \cdot 10^6$ Дж/м³; $c\nu = 18,0 \cdot 10^3$ Дж/м³.

Определим количество теплоты, затраченной на нагрев металла и массу садки, Дж:

$$I_M = c_M \rho R (T_K - T_H). \quad (12)$$

$$\begin{aligned} I_M &= 650 \cdot 7850 \cdot 0,1 \cdot (1227 - 27) = 184 \cdot 10^8 \text{ Дж}; \\ M &= \rho R F = 7850 \cdot 0,1 \cdot 30 = 23 \, 550 \text{ кг}. \end{aligned}$$

Исходные показатели приняты близкими к данным, которые использовались в работе [3], чтобы оценивать значение $\tau_{\text{кн}}$, сравнивая результаты расчетов.

На рис. 1 приведены результаты расчетов b и T_y по формулам (6) и (5) для $R = 0,1$ и $0,2$ м при за-

данных удельных потерях теплоты теплопередачей $q_{\text{п}} = 2 \cdot 10^3; 12 \cdot 10^3; 22 \cdot 10^3$ Вт/м² ($Q_{\text{п}} = 0,18; 1,08; 1,98$ МВт) и $T_{\text{му}} = 650$ °С. Такое значение $T_{\text{му}}$ примерно определит по уравнению (5) величины температур уходящих газов для печей с отводом продуктов сгорания из каждой зоны или средних за периоды нагрева температур $T_{\text{у}}$.

Графики изменения удельного расхода топлива показывают, что функции $b(\tau_{\text{к}})$ имеют минимумы, а значение $\tau_{\text{ко}}$, при котором $b(\tau_{\text{к}}) = \min$, при увеличении потерь теплоты теплопередачей $q_{\text{п}}$ перемещается в сторону более высоких оптимальных производительностей печей.

Обратим внимание, что для этих печей даже при сравнительно высоких потерях теплоты (в данных условиях) оптимальная производительность не является предельной ($\tau_{\text{ко}} > \tau_{\text{кн}}$).

И только при $R = 0,2$ и $q_{\text{п}} = 22$ кВт ($Q_{\text{п}} = 1,98$ МВт) оптимальная производительность находится в зоне предельных значений.

На рис. 2 приведены аналогичные зависимости для проходных печей с отводом всех газов из одной «холодной» (методической) зоны ($T_{\text{му}} = 300$ °С).

При более низком значении $T_{\text{му}}$ и, соответственно, $T_{\text{у}}$, значения $\tau_{\text{ко}}$ более, чем при $T_{\text{му}} = 650$ °С, смещаются ближе к $\tau_{\text{кн}}$. Оптимальная производительность находится в зоне предельной при $q_{\text{п}} > 22$ кВт/м² ($R = 0,1$ м) и $q_{\text{п}} \geq 12$ кВт/м² ($R = 0,2$ м). Величина b в зоне оптимума $\tau_{\text{к}} \approx \tau_{\text{ко}}$ довольно слабо зависит от производительности. Причем возможны такие условия, когда величина b довольно слабо зависит от выбранной производительности в большом диапазоне изменения $\tau_{\text{к}}$ ($q_{\text{п}} = 12$ кВт/м², $R = 0,2$ м).

Обратим внимание, что эффект оптимизации (возможность снижения удельного расхода топлива за счет выбора производительности) на рис. 1 и 2 оказался меньше, чем в более точных расчетах [3] из-за приближенного учета $q_{\text{п}}$ и зависимости $T_{\text{у}}(\tau_{\text{к}})$ в виде (5).

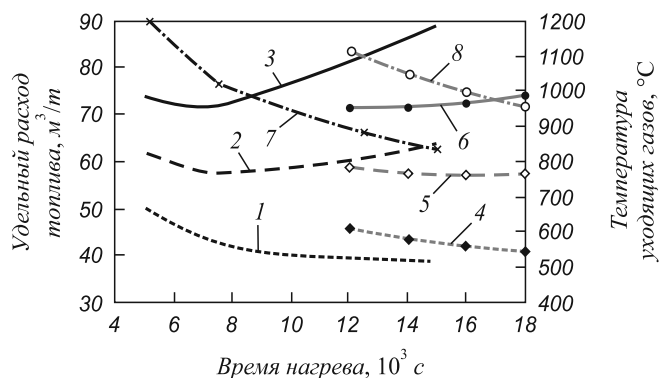


Рис. 1. Удельный расход топлива и температура уходящих газов в зависимости от конечного времени нагрева при нагреве металла толщиной $R = 0,1$ и $0,2$ м с удельными потерями теплоты $q_{\text{п}} = 2, 12$ и 22 кВт/м² (значения $q_{\text{п}}$ в скобках) для $T_{\text{му}} = 650$ °С: 1 – $R = 0,1$ (2); 2 – $R = 0,1$ (12); 3 – $R = 0,1$ (22); 4 – $R = 0,2$ (2); 5 – $R = 0,2$ (12); 6 – $R = 0,2$ (22); 7 – $T_{\text{р}}, R = 0,1$; 8 – $T_{\text{р}}, R = 0,2$

Естественно, что представленные зависимости $b(\tau_{\text{к}}, q_{\text{п}})$ были бы более информативны, если бы вместо $q_{\text{п}}$ и $Q_{\text{п}}$ использовать их относительные величины:

$$D_{\text{р/м}} = Q_{\text{п}} \frac{\tau_{\text{к}}}{I_{\text{м}}}$$

или

$$D_{\text{р}} = Q_{\text{п}} \frac{\tau_{\text{к}}}{b M i_{\text{т}}}. \quad (13)$$

Однако это оказалось невозможно, так как $D_{\text{р/м}}$ и $D_{\text{р}}$ зависят от $\tau_{\text{к}}$.

В таблице приведены значения относительных потерь теплоты $D_{\text{р}}$, рассчитанные по формуле (13) для различных $\tau_{\text{к}}$ и $R = 0,1$ м, $T_{\text{му}} = 300$ (см. рис. 2).

Как следует из данных таблицы, величина $D_{\text{р}}$ изменяется в широких пределах (от 3 до 48 %). Для данных условий сокращение времени нагрева (увеличение производительности) увеличивает b при доле потерь меньше ~14 % ($db/d\tau_{\text{к}} < 0$). Увеличение времени нагрева (уменьшение производительности) увеличивает b при доле потерь больше ~20 %.

Этот и другие выводы, касающиеся граничных значений параметров, влияющих на $\tau_{\text{ко}}$, весьма приближены и приводятся только для доказательства того, что величина оптимальной производительности существенно зависит от конструкции и условий работы печи.

В качестве примера и доказательства правильности вывода формулы (10) оценим оптимальное время нагрева при $R = 0,1$ м, $I_{\text{м}} = 184 \cdot 10^8$ Дж, $q_{\text{п}} = 2 \cdot 10^3$ Вт/м², $Q_{\text{п}} = 1,08 \cdot 10^6$ Вт и $T_{\text{му}} = 650$ °С:

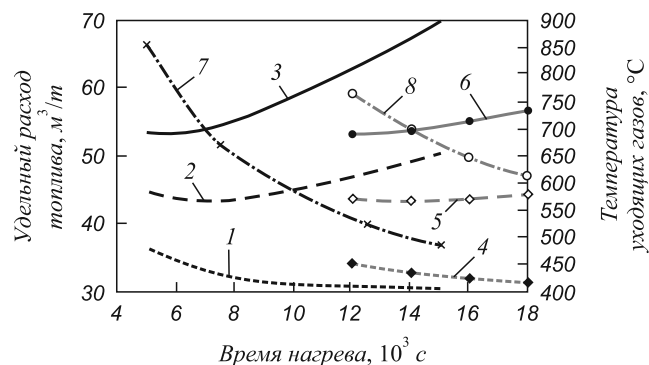


Рис. 2. Удельный расход топлива и температура уходящих газов в зависимости от конечного времени нагрева для $T_{\text{му}} = 300$ °С (обозначения см. рис. 1)

Относительные потери теплоты теплопередачей $D_{\text{р}}$ (числитель) и удельные расходы топлива b (знаменатель) при $R = 0,1$ м, $T_{\text{му}} = 300$ К

$q_{\text{п}}, \text{ кВт/м}^2$	$\tau_{\text{к}}, \text{ с}$			
	5000	7500	12 500	15 000
2	2,8/36,24	4,7/32,30	8,2/30,62	9,9/30,58
12	13,5/44,70	20,9/43,36	31,9/47,33	36,1/50,17
22	20,8/53,16	30,5/54,42	43,2/64,04	47,6/69,76

$$\tau_{\text{ко}} = \frac{1 + \sqrt{1 + 220 \cdot 30 \cdot \frac{38 \cdot 10^6}{1,08 \cdot 10^6} - 650}}{\frac{38 \cdot 10^6}{220 \cdot 30 \cdot \frac{18 \cdot 10^3}{184 \cdot 10^8}} - 650} = 7920 \text{ с.}$$

Значение $\tau_{\text{ко}} = 7920$ с соответствует минимуму функции $b(\tau_{\text{к}})$ на рис. 1.

Оценим величину удельных $q_{\text{по}}$ и относительных потерь теплоты $D_{\text{ро}}$, при которых минимальный удельный расход топлива на нагрев металла будет затрачиваться при наискорейшем времени нагрева ($\tau_{\text{к}} = \tau_{\text{кн}}$) для $R = 0,2$ м; $\tau_{\text{кн}} \approx \tau_{\text{к}} = 12\,000$ с; $I_{\text{м}} = 650 \cdot 7850 \cdot 0,3 \cdot (1227 - 27) = 368 \cdot 10^8$ Дж; $M = 7850 \cdot 0,2 \cdot 30 = 47\,100$ кг; $T_{\text{му}} = 300$ °С. Остальные параметры такие же, как в предыдущем примере.

Величина $q_{\text{по}}$ по формуле (11) составит

$$q_{\text{по}} = (368 \cdot 10^8)^2 / \left\{ \left[220 \cdot 30 \cdot 12\,000^2 \left(\left(\frac{38 \cdot 10^6}{18 \cdot 10^3} \right) - 300 \right) - 2 \cdot 368 \cdot 10^8 \cdot 12\,000 \right] \cdot 30 \cdot 3 \right\} = 17\,950.$$

Значение $q_{\text{по}} = 17\,950$ Вт/м² соответствует положению минимума функции $b(\tau_{\text{к}})$ на рис. 2.

Рассчитаем удельный расход топлива по формуле (6) с учетом (3):

$$b = \frac{368 \cdot 10^8 + 17\,950 \cdot 30 \cdot 3 \cdot 12\,000}{47\,100} = \frac{368 \cdot 10^8}{38 \cdot 10^6 - 18 \cdot 10^3 \cdot \left(\frac{368 \cdot 10^8}{12\,000 \cdot 220 \cdot 30} + 300 \right)} = 0,049 \text{ м}^3/\text{кг} = 49 \text{ м}^3/\text{т}$$

и оценим относительную величину потерь теплоты по формуле (13):

$$D_{\text{р}} = 17\,950 \cdot 30 \cdot 3 \cdot 12\,000 / (0,049 \cdot 47\,100 \cdot 38 \cdot 10^6) = 0,22 = 22 \text{ \%}.$$

Таким образом, в данном случае при относительных потерях теплоты теплопередачей $D_{\text{р}} = 22$ %, работа при производительности, близкой к предельной (наискорейшем времени $\tau_{\text{кн}} \approx 12\,000$ с), потребует минимального удельного расхода топлива. При снижении потерь теплоты в 4 раза до $q_{\text{п}} = 17\,950/4 = 4488$ Вт/м² значение оптимального времени возрастет от 12 000 с до $\tau_{\text{ко}} = 20\,100$ с (более чем на 2 ч или более чем в полтора раза).

Для оценки степени влияния температуры уходящих газов (или $T_{\text{г}}$) и потерь теплоты на рис. 3 приведены

значения $\tau_{\text{ко}}$ и $T_{\text{г}}$ в зависимости от $q_{\text{п}}$ для $R = 0,1$ м, $T_{\text{му}} = 100, 500, 900$ °С. Значение $\tau_{\text{кн}}$ для данных условий составляет около 5000 с. Из рис. 3 видно, что увеличение удельных потерь теплоты от 2 до 14 кВт/м² существенно влияет на значения $\tau_{\text{ко}}$, а затем это влияние становится слабее.

Поскольку величина $q_{\text{п}}$ существенно влияет на значения $\tau_{\text{ко}}$, были выведены формулы для расчета $b(\tau_{\text{к}})$ при учете зависимости удельных потерь теплоты от средней температуры газов в печи $T_{\text{г}}$ по формуле

$$q_{\text{п}} = \frac{a_q + b_q T_{\text{г}}}{1 + \frac{b_q}{\alpha_{\text{гк}}}}, \quad (14)$$

где a_q, b_q – коэффициенты аппроксимации зависимости $q_{\text{п}} = a_q + b_q T_{\text{г}}$ [6]; $\alpha_{\text{гк}}$ – приведенный коэффициент конвективной теплоотдачи от газа к кладке; $T_{\text{гк}}$ – средняя температура внутренней поверхности кладки печи.

Расчеты показали, что использование зависимости (14) принципиально не изменило результаты, приведенные на рис. 1 – 3.

На основании изложенного можно полагать, что величина оптимального времени существенно зависит от условий нагрева, поэтому обобщающие утверждения, такие как наискорейший нагрев является оптимальным, некорректны. Свидетельствовать о величине оптимальной производительности можно только для конкретной печи и конкретных условий ее работы (свойства металла, схема отвода продуктов сгорания, потери теплоты теплопередачей, состояние тепловой изоляции и др.)

Для определения более достоверных значений $\tau_{\text{ко}}$ следует использовать более сложные математические модели или результаты промышленных испытаний или статистические данные о работе печи. Приведенные выше приближенные формулы можно применять лишь для качественной оценки взаимосвязей парамет-

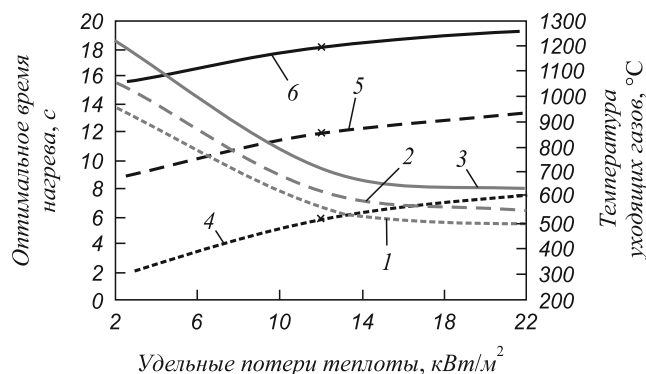


Рис. 3. Оптимальное по удельному расходу топлива время нагрева $\tau_{\text{ко}}$ и температура уходящих газов $T_{\text{г}}$ в зависимости от удельных потерь теплоты для $R = 0,1$ м и различных значений $T_{\text{му}} = 100, 500, 900$ °С (значения в скобках): 1 – $\tau_{\text{ко}}$ (100); 2 – $\tau_{\text{ко}}$ (500); 3 – $\tau_{\text{ко}}$ (900); 4 – $T_{\text{г}}$ (100); 5 – $T_{\text{г}}$ (500); 6 – $T_{\text{г}}$ (900)

ров печей. Их целесообразно использовать также в учебном процессе при изучении простейшей математической модели тепловой работы печи и оценки степени влияния параметров на удельный расход топлива. Проведение исследований по формулам (1) – (13) будет достаточно наглядным и потребует простейших программных средств.

Выводы. Предложены простые формулы для оценки оптимального по удельному расходу топлива конечного времени нагрева (производительности). Исследовано влияние удельных потерь теплоты теплопередачей и способа отвода продуктов сгорания на величину оптимальной производительности. Установлено, что значение оптимальной производительности в значительной степени определяется величиной потерь теплоты теплопередачей, поэтому ухудшение тепловой изоляции ограждений, водоохлаждаемых элементов изменяет (увеличивает) оптимальное значение производительности.

Показаны условия, при которых предельно высокая производительность может быть оптимальной и вероятность условий, при которых производительность будет слабо влиять на величину удельного расхода топлива (см. рис. 1 и 2).

Эффект оптимизации производительности снижается при увеличении определяющего размера (толщины)

металла, а размер зоны оптимума, в пределах которой величина b изменяется в пределах 1 %, может быть достаточно большим 2000 – 4000 с.

Наконец, главный вывод (предложение) при описании каких-либо «закономерностей», «случаев» или ссылке на них заключается в том, что следует избегать обобщающих заключений и, по возможности, четко указывать область параметров, в которых обнаруженные закономерности и принципы соблюдаются, чтобы не вводить в заблуждение практиков.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Панферов В.И. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2007. № 10. С. 53 – 56.
2. Теплообмен и тепловые режимы в промышленных печах / Ю.И. Розенгарт, Б.Б. Потапов, В.М. Олышанский, А.В. Бородулин. – Киев – Донецк: Вища школа, 1986. – 296 с.
3. Соколов А.К. // Изв. АН. Энергетика. 2007. № 2. С. 126 – 136.
4. Ревун М.П., Соколов А.К. Адаптивные системы управления процессами нагрева металла. – Запорожье: Изд-во ЗГИА, 1998. – 351 с.
5. Соколов А.К. Совершенствование и оптимизация нагрева металла в газовых печах методом математического моделирования. – Иваново: ИГЭУ, 2012. – 256 с.
6. Соколов А.К. // Изв. вуз. Энергетика. 1981. № 5. С. 104 – 106.

© 2014 г. А.К. Соколов
Поступила 8 октября 2013 г.

ON THE PRODUCTION OF HEATING FURNACES WITH MINIMUM FUEL CONSUMPTION

A.K. Sokolov, Dr.Eng., Professor

Ivanovo State Energy University (Ivanovo, Russia)

E-MAIL: sokolov@bjd.ispu.ru

Abstract. The article shows the urgency of research of furnaces productivity of the furnaces, that provide a minimum specific fuel consumption b . Proposed a relatively simple formula to describe the dependence $b(\tau_k)$ of particular fuel consumption of the final b heating time τ_k , and estimate the optimal fuel consumption of the final heating time τ_{ko} (performance). Results on $b(\tau_k)$ and τ_{ko} for different specific heat loss heat transfer from the volume q_n furnaces and flue gas ways are described. It has been established that the optimum value of the performance is largely determined of heat losses by the heat transfer, which are inversely proportional affect to the value of optimal performance. The author shows exemplary conditions for minimum specific fuel consumption that can be observed at an extremely high productivity and low productivity of the furnace.

Keywords: gas furnaces, heating the metal, performance, optimum mode.

REFERENCES

1. Panfjorov V.I. *Izv. vuz. Chernaja metallurgija*. 2007. № 10. pp. 53 – 56.
2. Rozengart Ju.I., Potapov B.B., Ol'shanskij V.M., Borodulin A.V. *Teploobmen i teplovye rezhimy v promyshlennyh pechah* (Heat transfer and thermal modes of industrial furnaces). Kiev – Doneck: Vishha shkola, 1986. 296 p.
3. Sokolov A.K. *Izv. AN. Jenergetika*. 2007. № 2. pp. 126 – 136.
4. Revun M.P., Sokolov A.K. *Adaptivnye sistemy upravlenija processami nagreva metalla: Monografija* (Adaptive process control systems of metal heating: Monography). Zaporozh'e: Izd.-vo ZGIA, 1998. 351 p.
5. Sokolov A.K. *Sovershenstvovanie i optimizacija nagreva metalla v gazovyh pechah metodom matematicheskogo modelirovaniya* (Improvement and optimization of metal heating in gas furnaces by mathematical modeling). Ivanovo, 2012. 256 p.
6. Sokolov A.K. *Izv. vuzov. Jenergetika*. 1981. № 5. pp. 104 – 106.

Received 8 October 2013

УДК 621.774.2

ИССЛЕДОВАНИЕ ОЧАГА ДЕФОРМАЦИИ НА ПРЕССЕ ШАГОВОЙ ФОРМОВКИ В УСЛОВИЯХ ЧЕЛЯБИНСКОГО ТРУБОПРОКАТНОГО ЗАВОДА

С.В. Самусев¹, д.т.н., профессор кафедры «Технология и оборудование трубного производства»

А.В. Люскин¹, аспирант кафедры «Технология и оборудование трубного производства»

А.И. Романцов², зам. нач. цеха

К.Л. Жигунов², нач. технологического бюро

А.Н. Фортунатов³, доцент

¹ Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС» (Москва, Россия)

² ОАО «Челябинский трубопрокатный завод» (Челябинск, Россия)

³ Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», Выксунский филиал (Выкса, Россия)

Аннотация. Разработана расчетная методика, позволяющая определять соотношения между контактными и неконтактными зонами для очага деформации на прессе шаговой формовки. Экспериментально проверены соотношения прямолинейных и криволинейных участков неконтактных зон очага деформации. Представлены два варианта гистограмм, характеризующие результаты расчета для двухрадиусной и трехрадиусной схем профиля заготовки в очагах деформации с допустимыми величинами обжатий.

Ключевые слова: пресс шаговой формовки, очаг деформации, контактные, неконтактные, зона.

E-MAIL: chill@inbox.ru

В настоящее время на трубных заводах России реализованы самые современные способы для производства сварных прямошовных труб большого диаметра для магистральных трубопроводов: способы формовки УОЕ и ЖСОЕ на ОАО «Выксунский металлургический завод»; способ ЖСОЕ на ЗАО «Ижорский трубный завод»; способы формовки УОЕ и ЖСОЕ на ОАО «Челябинский трубопрокатный завод» (ЧТПЗ) и способ формовки в вальцах на ОАО «Волжский трубный завод».

На ЧТПЗ в 2010 г. внедрен способ ЖСОЕ, который отвечает всем современным требованиям производства сварных прямошовных труб ответственного назначения. Основным его достоинством является цикличность (шаговость) всех основных технологических операций обработки давлением. Подгибка кромок трубной заготовки осуществляется последовательно с двух сторон на длину 3500 – 4000 мм за один шаг по всей длине заготовки; формовка трубной заготовки на прессе пошаговой формовки так же происходит пошагово и при переходе на другой типоразмер необходимо менять программу настройки на пульте управления; пресс экспандер калибрует трубы пошагово, по 400 – 700 мм за один проход в зависимости от типоразмера трубы.

Одним из основных участков при производстве трубы по способу ЖСОЕ является участок прессы шаговой формовки (ПШФ). На этом участке формируется кривизна основной (большой) части профиля заготовки.

Процесс изгиба осуществляется следующим образом: после подгибки кромок по транспортным ролям заготовка поступает на ПШФ и устанавливается на бойки в рабочей зоне, примыкающей к левой подогнутой кромке (рис. 1, а). Затем профилированный

пуансон опускается на заданную величину обжатия h_i и формирует конечную кривизну первого единичного участка – первого шага (рис. 1, б). После завершения операции формовки пуансон поднимается вверх, при этом все сформованные участки (контактный и неконтактный) первого шага распруживаются на различные радиусы (рис. 1, в). Далее заготовку перемещают в поперечном направлении на величину шага подачи, пуансон опускается на определенную величину и формирует конечную кривизну второго участка. Этот процесс шаговой установки и формовки повторяется до тех пор, пока не будет изогнута левая (первая) половина профиля заготовки. Затем заготовка устанавливается в рабочей зоне для формовки участка профиля, примыкающего к другой подогнутой кромке (рис. 1, г). После этого процесс шаговой формовки второй половины профиля заготовки выполняется аналогично первому. Завершающим этапом формовки на ПШФ, после формовки второй половины заготовки, является формовка на центральном шаге посередине заготовки (рис. 1, д). Затем заготовка выталкивается из прессы в продольном направлении.

Установлено, что для повышения производительности прессы ПШФ без потери качества необходимо вести процесс так, чтобы основная часть заготовки была в зоне контакта с пуансоном, поскольку кривизна этих участков близка к заданной, без затруднений контролируется и однозначно рассчитывается [1, 2]. Для догиба неконтактных участков и придания необходимой кривизны готовому профилю трубы в линии предусмотрен механический экспандер, который обеспечивает за счет шаговой раздачи заданную кривизну трубы по всему

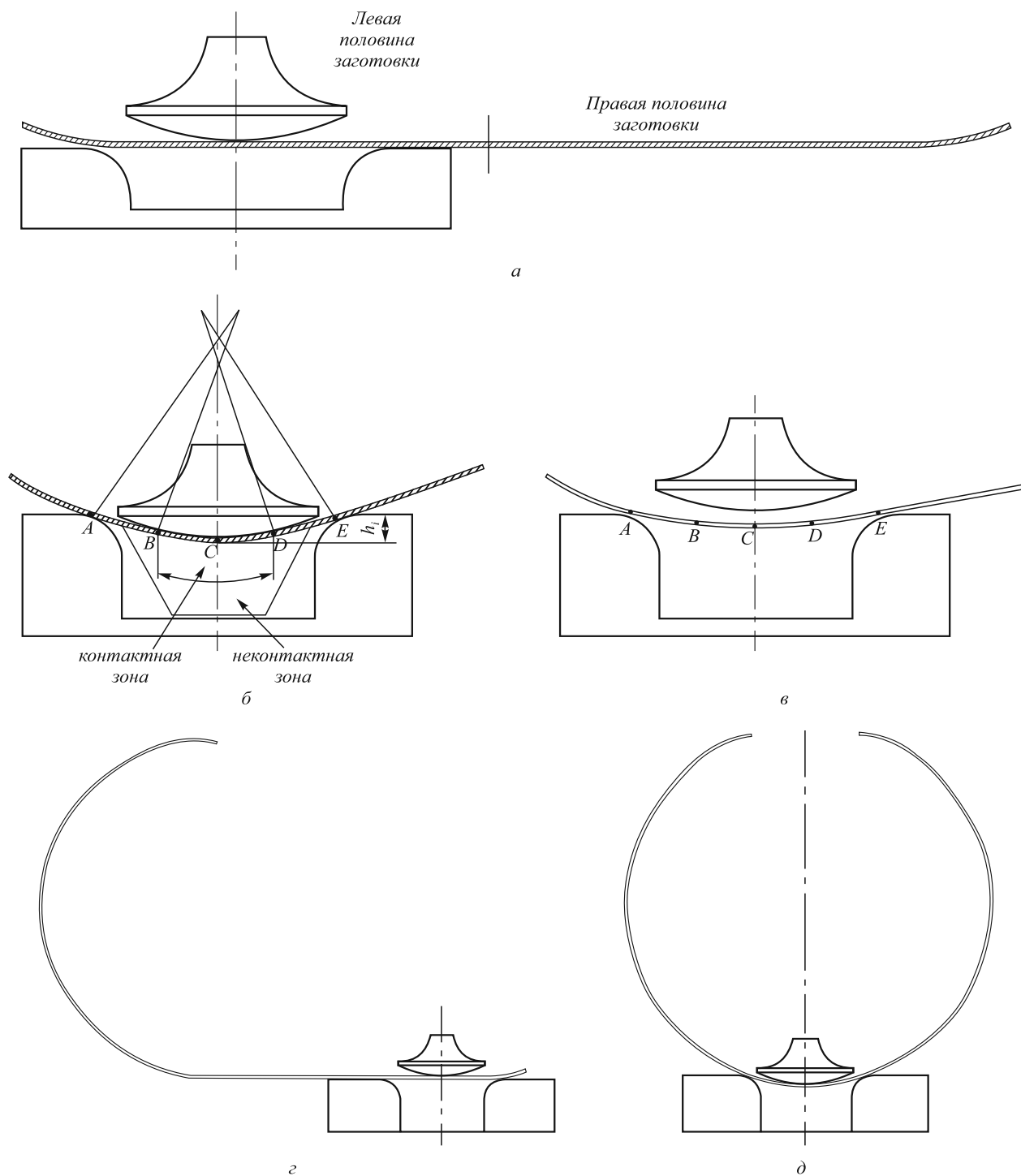


Рис. 1. Схема шаговой формовки на ПШФ

периметру и длине. Для качественной формовки на ПШФ необходимо регламентировать определенное соотношение контактных и неконтактных участков трубной заготовки, которое позволит получать заданные параметры трубной заготовки перед экспандированием и избежать перегруза механического экспандера.

Экспериментальным путем установлено, что типовой участок трубной заготовки состоит из двух зон: контактной (зона контакта заготовки с инструментом, участок *BCD*) и неконтактной (участки *AB* и *DE*), параметры которых определяются по методике [3] (см. рис. 1, б).

Для точной сборки профиля готовой трубы после ПШФ, т.е. после выполнения 17 – 21 формовочных шагов необходимо определять соотношение протяженности контактных, неконтактных и прямых участков для каждого *i*-го формовочного шага. Выполнять экспериментальные исследования на ПШФ для всех производимых типоразмеров труб с целью определения вышеперечисленных соотношений участков по шагам практически невозможно и поэтому необходима методика, позволяющая рассчитывать эти параметры.

На примере формовки трубы 1420×21,6 мм на ПШФ с учетом экспериментальных исследований реализована методика определения контактных и неконтактных участков в очаге деформации на всей протяженности величин обжатий для данного типоразмера труб (рис. 2).

Для первого варианта расчета заложена двухрадиусная схема формовки, согласно которой по середине шага заготовки осуществляется контактное взаимодействие заготовки с пуансоном, а на периферийных участках – неконтактная формовка – двухрадиусная схема (см. рис. 2). Реальный диапазон обжатий для данного типоразмера находится в пределах 0,010 – 0,060 м, при этом отмечается практически линейное увеличение протяженности контактного участка при увеличении значения обжатия. Такое моделирование позволяет прогнозировать соотношение между участками для всего

диапазона обжатий и рассчитывать геометрические параметры трубной заготовки по известным методикам на любом этапе (шаге) формоизменения [4, 5]. В данном варианте (см. рис. 2) рассмотрен случай упрощенного представления геометрических параметров неконтактных участков заготовки одного шага, а именно однорадиусная схема изгиба по всему периферийному участку шага.

На рис. 3 представлена гистограмма с результатами расчета соотношений для контактных и неконтактных участков для второго варианта расчета, в котором геометрия неконтактных участков представлена трехрадиусной схемой, а именно сочетанием сопряженных плоских и криволинейных участков. Второй вариант расчета базировался на результатах экспериментальных исследований для широкого диапазона труб на ЧТПЗ.

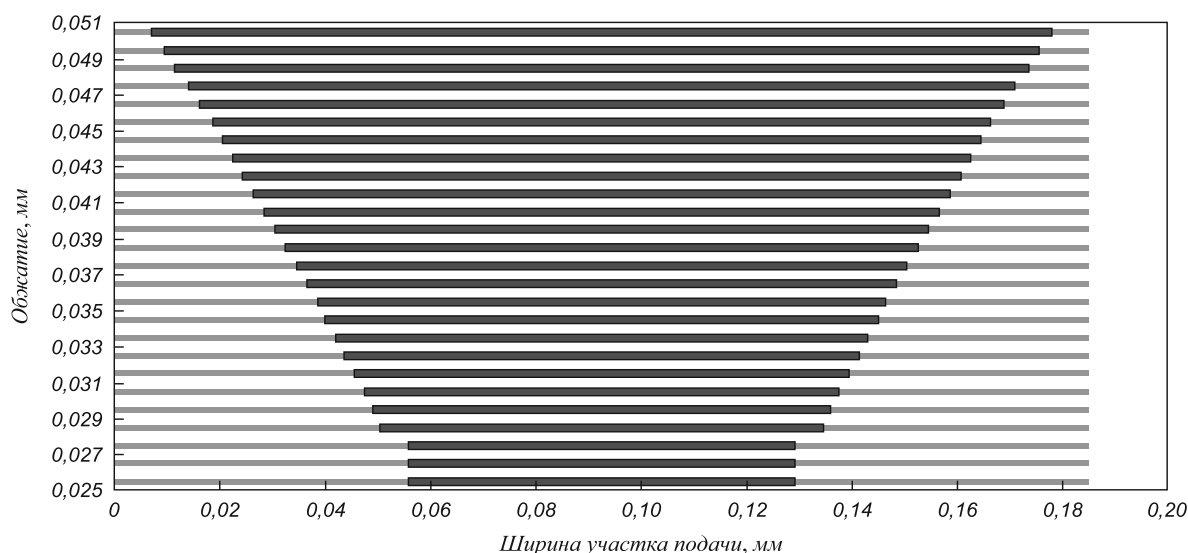


Рис. 2. Гистограмма соотношения контактных и неконтактных зон по возможному диапазону обжатий для двухрадиусной схемы очага деформации:

■ – контактная зона; □ – неконтактная зона

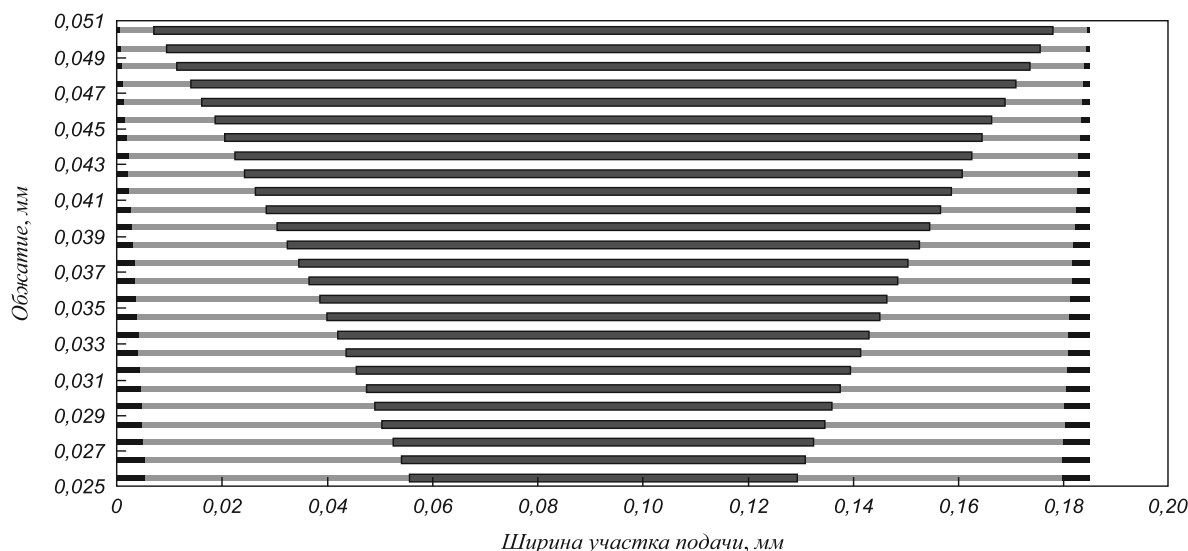


Рис. 3. Гистограмма соотношения контактных и неконтактных зон по возможному диапазону обжатий для трехрадиусной схемы очага деформации:

■ – контактная зона; □ – неконтактная зона; ■ – прямой участок

Выводы. На базе теоретических и экспериментальных исследований процесса формоизменения трубной заготовки на ПШФ для широкого сортамента труб ЧТПЗ разработана расчетная методика, позволяющая определять соотношения между контактными и неконтактными зонами для любого очага деформации.

Экспериментально уточнены соотношения прямолинейных и криволинейных участков неконтактных зон очага деформации, которые заложены в расчетную методику параметров трубной заготовки.

На примере трубы 1420×21,6 мм представлены два варианта гистограмм, характеризующие результаты расчета для двухрадиусной и трехрадиусной схем профиля заготовки в очагах деформации с допустимыми величинами обжатий.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Самусев С.В., Люскин А.В., Больдт В.В. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2010. № 3. С. 9 – 13.
2. Машины и агрегаты трубного производства : учеб. пособ. / А.П. Коликов, В.П. Романенко и др. – М.: МИСиС, 1998. – 536 с.
3. Самусев С.В., Величко А.А., Люскин А.В. и др. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2009. № 5. С. 36 – 40.
4. Данченко В.Н., Коликов А.П., Романцев Б.А. Технология трубного производства: Учебник для вузов. – М.: Интермет Инжиниринг, 2002. – 640 с.
5. Самусев С.В., Люскин А.В. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2009. № 1. С. 10 – 12.

© 2014 г. С.В. Самусев, А.В. Люскин, А.И. Романцов,
К.Л. Жигунов, А.Н. Фортунатов
Поступила 26 ноября 2013 г.

RESEARCH OF THE DEFORMATION ZONE ON STEPWISE MOLDING PRESS IN CONDITIONS OF JSC “CHEREPOVETS PIPE-ROLLING PLANT”

S.V. Samusev¹, Dr.Eng., Professor

A.V. Ljuskin¹, Postgraduate

A.I. Romancov², Deputy Head of workshop

K.L. Zhigunov², Head of Technology Bureau

A.N. Fortunatov³, Assist. professor

¹ National University of Science and Technology "MISIS" (MISIS) (Moscow, Russia)

² JSC “Chelyabinsk pipe-rolling plant” (Chelyabinsk, Russia)

³ Vyksa branch of the National University of Science and Technology “MISIS” (Vyksa, Nizhny Novgorod region, Russia)

E-MAIL: chill@inbox.ru

Abstract. The authors developed the calculation method, which allows to determine the relation between the contact and non-contact areas for the deformation zone on stepwise molding press (FFS). Experimentally tested ratio of straight and curved sections of proximity zones of deformation. Two variants of histograms describe the results of calculation for the double radial circuits and profile with three ra-

diuses blank in the outbreak strain with the permissible amount of reduction.

Keywords: stepwise molding press, deformation zone, contact, non-contact zone.

REFERENCES

1. Samusev S.V., Ljuskin A.V., Bol'dt V.V. *Izv. Vuz. Chernaja metallurgija*. 2010. №3. pp. 9 – 13.
2. Kolikov A.P., Romanenko V.P. etc. *Mashiny i agregaty trubnogo proizvodstva: ucheb. posob* (Machines and equipment for pipe production: study allowance). Moscow: MISiS, 1998. 536 p.
3. Samusev S.V., Velichko A.A., Ljuskin A.V., Andreev Ju.P., Voroncov A.N. *Izv. Vuz. Chernaja metallurgija*. 2009. №5. pp. 36 – 40.
4. Danchenko V.N., Kolikov A.P., Romancev B.A. *Tehnologija trubnogo proizvodstva: uchebnik dlja vuzov* (Pipe production technology: a textbook for universities). Moscow: Intermet Inzhiniring, 2002. 640 p.
5. Samusev S.V., Ljuskin A.V. *Izv. vuzov. Chernaja metallurgija*. 2009. № 1. pp. 10 – 12.

Received 26 November 2013

УДК 621.671:001.891.57

МОДЕЛИРОВАНИЕ И РАСЧЕТ КОНСТРУКЦИЙ ЛИТЫХ ДЕТАЛЕЙ ЦЕНТРОБЕЖНЫХ ПЕСКОВЫХ И ГРУНТОВЫХ НАСОСОВ. СООБЩЕНИЕ 1

Е.Б. Агапитов, д.т.н., профессор, зав. кафедрой «Теплотехнические и энергетические системы»

К.Н. Вдовин, д.т.н., профессор кафедры «Литейное производство и материаловедение»

С.Ю. Волков, мл. научн. сотрудник кафедры «Литейное производство и материаловедение»

Магнитогорский государственный технический университет (Магнитогорск, Россия)

Аннотация. В целях изучения возможностей снижения времени и затрат на разработку и доводку новых проточных частей рудных насосов проведено математическое моделирование работы насоса серии Гр с помощью программного комплекса ППП FlowVision. Созданная трехмерная модель насоса серии Гр 8 и проведенные расчеты гидродинамики рабочего тела базовой конструкции насоса позволили оценить зоны повышенных скоростей потоков. Обнаружено, что расчетные зоны хорошо совпали с зонами повышенного износа, что подтвердило адекватность модели и позволило определять направления совершенствования геометрии (конструкции) рабочих органов насоса.

Ключевые слова: надежность, долговечность, износостойкий чугун, структура, математическая модель, геометрия рабочего колеса, твердость, износ, гидроабразивный износ, ударно-абразивный износ, легирование.

E-MAIL: vs_mgtu@mail.ru

Измельчение и основные процессы обогащения руд цветных и черных металлов, угля и горно-химического сырья связаны с необходимостью перемещения больших объемов рудных гидровзвесей (пульп). Для реализации сложных технологических схем обогащения на современных фабриках и удаления хвостов широко применяют центробежные песковые и грунтовые насосы. Повышение надежности и долговечности рабочих деталей насосов представляет особый интерес вследствие их усиленного износа под воздействием абразивных частиц. Из строя, в первую очередь, выходят рабочие колеса, отводы и уплотняющие элементы, что приводит к значительным ремонтным расходам и снижению производительности насосов.

Анализ работы насосов серии Пб, Пс и Гр, работающих на ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат» (ММК) и ОАО «Учалинский горно-обогатительный комбинат» (УГОК), предназначенных для перекачивания грунтовых и рудных пород показал, что при их эксплуатации отмечается недостаточная долговечность элементов, в особенности рабочих колес [1]. Обычно этот недостаток проявляется при переработке сильно абразивных пород. Так, например, в условиях УГОК рабочее колесо насоса серии Гр меняется каждые 5 сут. (рис. 1), в условиях ММК срок службы подобных насосов – серии Грат составляет 12 сут. [2]. Поэтому проблема повышения долговечности деталей грунтовых насосов, эксплуатируемых в тяжелых абразивных условиях, является актуальной.

В Магнитогорском государственном техническом университете были проведены исследования и получены новые научные сведения по износостойкости большой группы белых высокохромистых чугунов ($\text{Cr} \geq 12\%$) с эвтектикой на базе M_7C_3 и дополнительно

легированных Si, Mn, Ni, Mo, V, Ti, Cu, B, Sb, Ca, которые могут быть использованы в качестве базы данных для выбора новых износостойких сплавов [3 – 5].

Известно, что получение заданного комплекса свойств износостойких чугунов возможно только в многофазных сплавах. Поэтому основным требованием к их структуре является гетерогенность. Поскольку более мягкие составляющие изнашиваются сильнее, удельная нагрузка увеличивается на более высокие износостойкие структурные составляющие и уменьшается на менее износостойкие. Основной вклад в сопротивление сплавов абразивному изнашиванию вносят более твердые составляющие – специальные карбиды M_7C_3 и MC , поскольку они играют большую роль в формировании износостойких качеств белых чугунов [3].



Рис. 1. Характер износа рабочего колеса насоса Гр после проведения рабочего цикла

Назначение легирования белых износостойких чугунов – упрочнение твердого раствора и образование раздробленных зернистых карбидов минимальных размеров, равномерно расположенных в металлической матрице, что достигается выбором оптимального легирующего и модифицирующего комплекса. При этом должно учитываться влияние легирующих элементов на структуру и свойства чугунов как в литом, так и в термообработанном состояниях.

Анализ влияния химического состава показал, что в зависимости от содержания легирующих элементов существенно меняется литая структура и свойства белых высокохромистых чугунов. Структура доэвтектических чугунов состоит из кристаллов первичного аустенита, продуктов его распада и аустенитно-хромистокарбидной эвтектики, а заэвтектических – первичных кристаллов карбидов $(\text{Fe}, \text{Cr})_7\text{C}_3$, $(\text{Fe}, \text{Cr})_{23}\text{C}_6$ и эвтектики. В эвтектике тех и других чугунов могут присутствовать продукты распада аустенита: мартенсит, тростит, перлит. Элементы, способствующие увеличению прокаливаемости и закаливемости высокохромистых чугунов и не снижающие при этом точки начала мартенситного превращения (Mo, V, Ti, B), повышают количество мартенсита в литой структуре и, наряду с образованием своих карбидов, повышают износостойкость, прочность и твердость чугунов. Элементы, увеличивающие прокаливаемость и закаливемость чугунов, и снижающие точку M_n (Mn и Ni), увеличивают долю остаточного аустенита в литой структуре сплавов и снижают износостойкость. При термической обработке (закалке) все эти элементы действуют одинаково и способствуют получению мартенситной структуры [3, 5].

В целях изучения возможностей снижения времени и затрат на разработку и доводку новых проточных частей центробежных насосов было проведено математическое моделирование работы насоса серии Гр с помощью программного комплекса ППП FlowVision.

Проточный канал грунтовых насосов подвергается как равномерному, так и местному абразивному изнашиванию. Последнее является одной из основных причин сравнительно быстрого выхода из строя деталей насосов. Локальный износ возникает там, где поток изменяет свое направление, движется с большой относительной скоростью, имеются зоны завихрений или появляются циркуляционные массы абразивной гидросмеси. Таким образом, с целью повышения срока службы насосов, необходимо предусматривать такие формы их проточного канала, которые могли бы противостоять изнашиванию или снизить степень влияния этих факторов.

Как показали исследования, долговечность рабочих колес при эксплуатации их на гравийных грунтах более целесообразно повышать за счет увеличения не толщины, а длины лопаток путем расположения входных кромок последних ближе к оси насоса.

Математическое моделирование гидродинамики потока внутри насоса позволит выявить основные места износа и подобрать форму меридионального сечения колеса, рассчитать радиус расположения лопаток, их форму и угол среза лопастей лопаток на входе потока.

Поскольку существенную роль в формировании износостойких качеств, прочности и твердости исследованных чугунов играет морфология карбидной фазы при первичной кристаллизации, проведено модифицирование сплавов небольшим количеством бора, сурьмы, кальция, что существенно измельчило карбиды, они стали тоньше, уменьшилась их длина. Это способствовало более равномерному распределению карбидов в матрице с образованием своеобразного каркаса. Наряду с этим произошло измельчение кристаллов первичного аустенита.

Программный комплекс FlowVision предназначен для моделирования трехмерных течений жидкости и газа в технических и природных объектах, а также визуализации этих течений методами компьютерной графики [4].

Математическая модель движения жидкости или газа представлена в виде уравнений в частных производных, определяющих законы сохранения (энергии, массы, импульса) и уравнений состояния жидкости. Модификация модели возможна через интерфейс FlowVision путем отключения части уравнений модели (а вместе с ними и рассчитываемых переменных) и через изменение констант модели [4].

В решаемой задаче в каждой подобласти использована модель турбулентного несжимаемого течения. Выбранная модель и рассчитываемые уравнения означают, что решение задачи будет произведено для турбулентного течения, в котором будут решены только уравнения Навье-Стокса и уравнения для турбулентных функций переноса.

Модель турбулентной несжимаемой жидкости основана на использовании турбулентной вязкости μ_t . Определение μ_t зависит от выбранной модели турбулентности. В модели присутствуют следующие уравнения.

• Уравнение Навье-Стокса

$$\frac{\partial V}{\partial t} + \nabla V^2 = \frac{\nabla P}{\rho} + \frac{1}{\rho} \nabla [(\mu + \mu_t)(\nabla V + (\nabla V)^T)] + S, \\ \nabla V = 0, \quad (1)$$

где ∇ – оператор Гамильтона; V – скорость, м/с; P – давление, Па; ρ – плотность, кг/м³; μ – динамический коэффициент вязкости, Па·с; μ_t – турбулентный коэффициент вязкости, м²/с; T – температура, °С; S – источник, м², равный

$$S = \left(1 - \frac{\rho_{hyd}}{\rho}\right) g + B + \frac{R}{\rho}, \quad (2)$$

где, ρ_{hyd} – плотность материала, кг/м^3 ; B – сила вращения, Н; R – расстояние, м.

Во вращающейся системе координат силы вращения (Кориолиса и центробежная) имеют вид:

$$B = -2\omega V - \omega^2 r, \quad (3)$$

где ω – угловая скорость потока, рад/с ; r – радиус скручивания, м.

• Уравнение энергии

$$\frac{\partial h}{\partial t} + \nabla(Vh) = \frac{1}{\rho} \nabla \left[\left(\frac{\lambda}{C_p} + \frac{\mu_t}{Pr_t} \right) \nabla h \right] + \frac{Q}{\rho}, \quad (4)$$

где h – расстояние, м; λ – коэффициент теплопроводности, $\text{Вт/м} \cdot \text{К}$; C_p – удельная теплоемкость среды, $\text{Дж/кг} \cdot \text{К}$; Q – количество тепла, Дж; Pr_t – критерий Прандтля.

Ниже показано соответствие имен уравнений (систем уравнений) и входящих в них зависимых и независимых переменных для модели турбулентного массопереноса.

Общепринятое название	Имя в FlowVision
Уравнение Навье-Стокса (закон сохранения импульса). Уравнение неразрывности (закон сохранения массы жидкости)	Скорость
Закон сохранения энергии	Энергия
Уравнение диффузионного переноса скалярной величины (закон сохранения массы)	Концентрация
$k - \varepsilon$ модель турбулентности	Турбулентность

Из физических параметров в каждой подобласти задаются только свойства, установленные для этой модели по умолчанию: плотность и молекулярная вязкость исследуемой среды.

Следующий шаг создания расчетного варианта – это задание граничных условий (ГУ) на границе расчетной области, они задаются для каждой из расчетных переменных. Чтобы облегчить выбор и исключить постановку несовместимых граничных условий, они объединены в две группы типов границ, соответствующих некоторому физическому процессу, происходящему на границе:

- типы «стенка с и без вдува»;
- типы специальных границ, в которые входят периодические, сопряженные граничные условия и скользящая поверхность.

Совокупность типов границ «стенка с и без вдува» включает следующие типы границ:

- стенка;
- вход/выход;
- свободный выход;
- симметрия.

Соответствие типа граничного условия моделируемой границе показано ниже.

Имя типа границы	Моделируемая граница
Стенка	Твердая стенка нет протекания
Вход/Выход	Стенка со вдувом или отсосом
Свободный выход	Выходная граница потока
Симметрия	Условие симметрии

Каждый тип границы включает в себя наборы граничных условий для каждой независимой переменной данной математической модели (рис. 2). Рассмотрим эти наборы для скоростей жидкости, давления и скалярной переменной.

Принято допущение, что нормаль к границе расчетной области направлена внутрь области, как показано на рис. 3. Чтобы поставить ГУ для скоростей жидкости, скорость V раскладываем на нормальную V_n и тангенциальную V_t составляющие (рис. 3).

После задания ГУ связывались ГУ «скользящая поверхность» двух подобластей. Кроме граничного условия «скользящая поверхность», требовалось также связывать условия «сопряженное» и «периодическое» (см. рис. 2).

На границе 1 – ГУ стенки с логарифмическим профилем скорости у стенки (стенка → стенка, логарифмический закон). На границе 2 – ГУ входа с нормальной скоростью $V = 20$ м/с (вход/выход → нормальный вход/выход → значение скорости равно 20) и турбулизацией в 1 % с размерами вихрей 1/10 диаметра трубы (пульсации = 0,01, масштаб турбулизации = 0,01). На границе 3 – ГУ вращающейся стенки с логарифмическим профилем скорости у стенки (стенка → вращающаяся стенка, логарифмический закон). На границе 4 – ГУ свободного выхода с нулевым давлением $p = 0$ (свободный выход → нулевое давление/выход). На границе 5 – ГУ «скользящая поверхность» (скользящая поверхность → скользящий).

Эффективность моделирования во многом определяется качеством построенной рабочей сетки. Для проведения расчета необходимо было задавать сетку нулевого уровня (начальную сетку). На первом этапе строилась грубая расчетная сетка, состоящая из нескольких тысяч ячеек (3500 – 4000). В данной задаче требуется измельчение сетки на лопатках ротора (ГУ 3), для этого лучше всего подходит адаптация по граничному условию. На последующих этапах производилось уточнение расчетной сетки и ее измельчение. После окончания процесса уточнения расчетной сетки количество расчетных ячеек превысило 600 000 ячеек. При этом при увеличении числа расчетных ячеек, т. е. при уменьшении размеров ячеек сетки, также уменьшался и шаг по времени, который на последнем этапе расчета составил $5 \cdot 10^{-5}$ с.

На последнем этапе определения модели необходимо было задавать глобальные параметры. Здесь за-

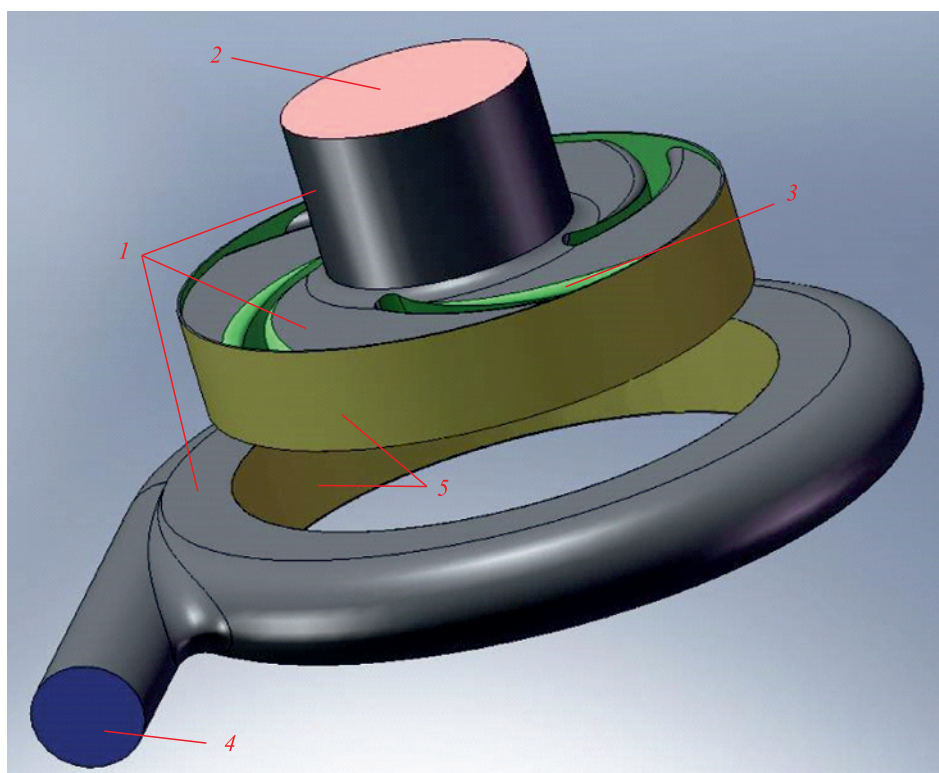


Рис. 2. Задание граничных условий:
1 – 5 – граничные условия

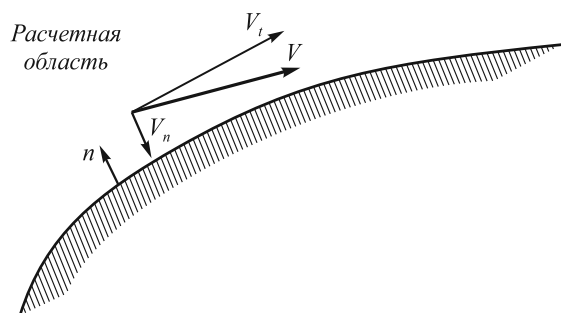


Рис. 3. Направление нормали к границе и разложение вектора скорости

давались условия продолжения расчета, вектор силы тяжести, время расчета и сохранения варианта, шаг по времени и опции процесса расчета. В данной задаче требовалось задание только шага по времени и, так как использовалась модель несжимаемой жидкости, можно было задавать фиксированный шаг по времени, исходя из пролетного времени.

Результаты проведенной работы по расчету проточной части насоса Гр 8 показали, что наиболее уязвимыми элементами рабочего колеса являются концевые и начальные участки лопаток, где возникают наибольшие напряжения и турбулентности, а также начальный участок выходного узла насоса, где возникают турбулентности, приводящие к повышенному износу корпуса.

Полученные расчетные зависимости совпадают с наблюдаемыми на практике зонами износа (см. рис. 1).

Это позволяет говорить об адекватности разработанной модели реальным физическим процессам износа элементов насосов при транспортировке гидросмесей с различными абразивными характеристиками и позволяет спроектировать новую конструкцию рабочего колеса насоса серии Гр.

Кроме того, выявленные в ходе моделирования области наиболее изнашиваемых частей рабочего колеса позволили сформулировать требования к конфигурации рабочего колеса, обеспечивающие более высокую износостойкость.

Созданная трехмерная модель насоса серии Гр 8 и проведенные расчеты гидродинамики рабочего тела базовой конструкции насоса позволили оценить зоны повышенных скоростей потоков. Обнаружено, что расчетные зоны совпадают с зонами повышенного износа, что подтверждает адекватность модели и позволяет определять направление совершенствования геометрии рабочих органов насоса.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Заматаев Н.Г., Потапов Г.М., Потапов М.Г. и др. // Литейные процессы: Межрегион. сб. науч. тр. Вып.1. – Магнитогорск: МГТУ, 2000. С. 44 – 49.
2. Погодаев Л.И., Лукин Н.В. Режимы работы и долговечность деталей землесосных снарядов. – М.: Транспорт, 1990. – 192 с.
3. Абразивная износостойкость литых металлов и сплавов / В.М. Мулявко Н.М. Колокольцев, К.Н. Вдовин и др. – Магнитогорск: МГТУ, 2004. – 228 с.

4. Тухватулин И.Х. Разработка нового состава стали при помощи нейросетевого метода: Дис...канд. техн. наук. – Магнитогорск, 2002. – 150 с.
5. Комплексно-легированные белые чугуны функционального назначения в литом и термообработанном состояниях / Э.Х. Ри,

В.М. Колокольников, Хосен Ри и др. – Владивосток: Дальнаука, 2007. – 257 с.

© 2014 г. Е.Б. Агапитов, К.Н. Вдовин, С.Ю. Волков
Поступила 4 февраля 2014 г.

MODELING AND CALCULATION OF STRUCTURES OF CAST PARTS OF CENTRIFUGAL GRAVEL AND GROUNDWATER PUMPS TO OPTIMIZE THEIR GEOMETRY AND THE DEVELOPMENT OF NEW CHEMICAL COMPOSITION OF THE ALLOY. PART 1

E.B. Agapitov, Dr.Eng., Professor, Head of the Chair of Thermal and Energy systems

K.N. Vdovin, Dr.Eng., Professor of the Chair of Electrometallurgy and foundry production

S.J. Volkov, Junior Researcher of the Chair of Materials Science and Foundry

Magnitogorsk state technical university of G.I. Nosov (Magnitogorsk, Russia)

E-MAIL: vs_mgtu@mail.ru

Abstract. In order to explore the possibilities of time and cost reduction of developing and perfecting new ore flow parts of pumps was used mathematical modeling of the “Gr” series pump with the software package “FlowVision”. A three-dimensional model of “8 Gr” series pump and the calculations of hydrodynamics working fluid pump base design allowed authors to estimate the zone of elevated flow rates. It was found that the calculated areas are well coincided with areas of high wear, which confirmed the adequacy of the model and allowed to determine the direction of improving the geometry (structure) of the pump.

Keywords: reliability, durability, wear-resistant cast iron, structure, the mathematical model, the geometry of the impeller, hardness, wear, hydroabrasive wear, shock-abrasion wear, alloying.

REFERENCES

1. Zamataev N.G., Potapov G.M., Potapov M.G., Voronkov B.V., Ahmetov Ju.G. *Litejnye processy: Mezhrigion. sb. nauch. tr. Vyp. 1.* (Casting processes: Interregional collection of scientific papers. Issue 1). Magnitogorsk: MGTU. 2000. pp. 44 – 49.
2. Pogodaev L.I., Lukin N.V. *Rezhimy raboty i dolgovechnost' detalej zemlesosnyh snarjadov.* (Modes and component life of dredges). Moscow: Transport, 1990. 192 p.
3. *Abrazivnaja iznosostojkost' lityh metallov i splavov.* (Abrasive wear resistance of cast metals and alloys). Kolokol'cev V.M., Muljavko N.M., Vdovin K.N. etc. ed. Magnitogorsk: MGTU, 2004. 228 p.
4. Tuhvatulin I.H. *Razrabotka novogo sostava stali pri pomoshhi nejrosetevogo metoda: Dis. kand. tehn. nauk* (Development of a new composition of steel using neural network method: Cand. Tech. Sci. diss.). Magnitogorsk. 2002. 150 p.
5. Ri Je.H, Kolokol'cev V.M., Ri Hosen, Petrochenko E.V., Voronkov B.V. *Kompleksno-legirovannye belye chuguny funkcional'nogo naznachenija v litom i termoobrabotannom sostojanijah: Monografija* (Complex- alloyed white cast irons functionality in a cast and heat-treated states: Monograph). Vladivostok: Dal'nauka, 2007. 257 p.

Received 4 February 2014

УДК 669-5:51-74

ИССЛЕДОВАНИЕ МАГНИТНОГО ПОЛЯ В ВАННЕ ДУГОВОЙ ПЕЧИ ПОСТОЯННОГО ТОКА ПРИ РАЗНОЙ ФОРМЕ ТОКОПОДВОДЯЩЕЙ ШИНЫ К ПОДОВОМУ ЭЛЕКТРОДУ

*И.М. Ячиков, д.т.н, доцент, профессор кафедры «Вычислительная техника и прикладная математика»
Р.Ю. Заляутдинов, аспирант*

Магнитогорский государственный технический университет (Магнитогорск, Россия)

Аннотация. В дуговой печи постоянного тока конструкция токоподводящей шины к подовому электроду может оказывать влияние на токонесящий расплав в ванне, а также на форму и поведение электрических дуг. Разработаны математические модели для нахождения напряженности магнитного поля вблизи токоподвода к подовому электроду дуговой печи постоянного тока в виде пространственной винтовой линии и пространственной спирали Архимеда. Показан пример моделирования поведения осевой и радиальной составляющих напряженности магнитного поля по глубине и радиусу ванны расплава дуговой печи постоянного тока. Проанализировано влияние количества витков токоподвода на прирост напряженности магнитного поля и на осевую симметричность радиальной составляющей магнитного поля.

Ключевые слова: подовый электрод, дуговая печь постоянного тока, математическое моделирование, напряженность магнитного поля, спираль Архимеда, винтовая линия.

E-MAIL: jachikov@mail.ru

Перемешивание расплава в дуговых печах постоянного тока (ДППТ) способствует выравниванию температуры металла и шлака, более равномерному распределению и более быстрому усвоению легирующих добавок, а так же облегчает скачивание шлака. Перемешивание жидкого металла в ванне ДППТ является эффективным методом повышения его качества.

Одним из существующих бесконтактных способов электромагнитного перемешивания расплава является кондукционное перемешивание, основанное на возникновении объемной электромагнитной силы между токами, протекающими через расплав, и внешним магнитным полем $\vec{f} = \mu_0 \vec{J} \vec{H}$, где μ_0 – магнитная постоянная; $\vec{J}$ – плотность тока в рассматриваемой точке токонесящего расплава; $\vec{H}$ – вектор напряженности магнитного поля [1].

Влиять на распределение плотности тока в ванне практически невозможно, так как оно определяется токоподводом к расплаву со стороны дуги (или дуг) и подового электрода (или подовых электродов), а также технологией плавки и конструкцией печи. Один из возможных способов управления процессом перемешивания связан с изменением напряженности магнитного поля в разных областях токонесящего расплава ванны от внешних проводников с током. В работах [2, 3] внешнее магнитное поле предлагается создавать шиной токоподвода к подовому электроду, выполненной в виде пространственной винтовой линии, имеющей один или несколько витков одного или разного диаметра или плоской спирали. Внутри винтовой линии может находиться сердечник из ферромагнитного материала, причем для изменения величины напряженности магнитного поля в разных областях токонесящего расплава

ванны сердечник может перемещаться в вертикальном и горизонтальном направлениях.

В работе [4] проведена сравнительная оценка электровихревого и кондукционного силового воздействия на расплав в ванне ДППТ, имеющей один подовый электрод, смещенный относительно оси ванны. Оценка величин напряженности собственного магнитного поля, возникающего в ванне расплава за счет растекания токов, и магнитного поля, создаваемого круглым витком токоподвода, расположенным под подиной печи, показала, что величины полей имеют один порядок и оказывают примерно одинаковое силовое воздействие на расплав. Это говорит о том, что кондукционное перемешивание можно использовать независимо от электровихревого или совместно с ним.

Исследование поведения магнитных полей в ванне ДППТ при разной форме токоподвода к подовому электроду далеко до завершения. Однако для теории и промышленной практики интересно влияние конфигурации токоподводящей шины на токонесящий расплав в ванне, а также на форму и поведение электрических дуг.

Целью данной работы является исследование поведения магнитного поля в ванне ДППТ при использовании шины токоподвода к подовому электроду в форме винтовой линии или в форме пространственной спирали Архимеда.

Рассмотрим расчет магнитного поля, возникающего вблизи проводника в форме винтовой линии, по которому протекает ток I (рис. 1, а). Будем использовать цилиндрическую систему координат (r, φ, z) , которая связана с декартовой (x, y, z) через соотношения: $r = \sqrt{x^2 + y^2}$, $\varphi = \arctg(y/x)$. Зададим функцию линии проводника в

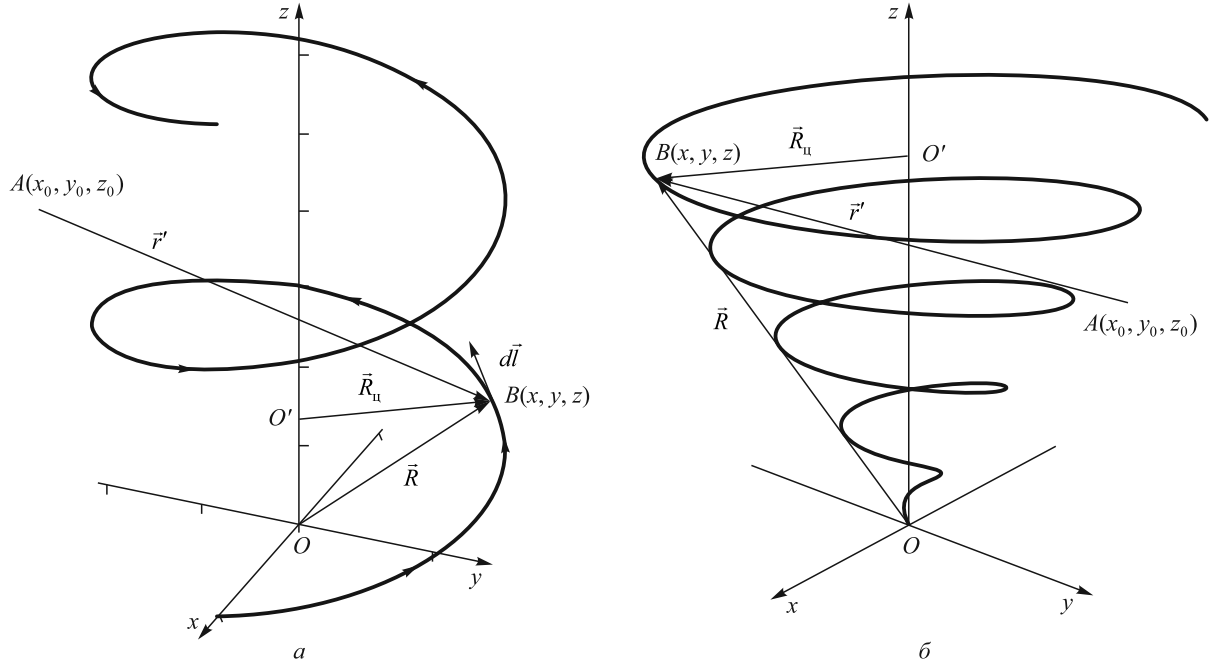


Рис. 1. Токоподводы, имеющие форму:
 а – пространственной винтовой линии; б – пространственной спирали Архимеда

параметрической форме $y(\varphi) = R_u \cos(\varphi)$, $x(\varphi) = R_u \sin(\varphi)$, $z(\varphi) = b\varphi/(2\pi)$, где b – шаг винтовой линии, определяющий изменение координаты z при увеличении φ на 2π , R_u – радиус витка. Если винтовая линия имеет n витков, то ее длина $L_b = n\sqrt{4\pi^2 R_u^2 + b^2}$.

Величина и направление напряженности магнитного поля в точке A от тока I , протекающего через элемент $d\vec{l}$ (точка B), определяется по закону Био-Савара-Лапласа в дифференциальной форме

$$d\vec{H} = \frac{I}{4\pi r^3} d\vec{l} \times \vec{r}'. \quad (1)$$

Распишем координаты векторов $\vec{R}$, $\vec{R}_u$, $\vec{r}'$ (см. рис. 1, а):

$$O\vec{B} = \vec{R} = (R_u \cos \varphi, R_u \sin \varphi, z), \quad \vec{R}_u = (R_u \cos \varphi, R_u \sin \varphi),$$

$$A\vec{B} = \vec{r}' = (R_u \cos \varphi - x_0, R_u \sin \varphi - y_0, z - z_0).$$

С помощью векторных преобразований получена длина вектора $|d\vec{l}| = \sqrt{(dz)^2 + (R_u d\varphi)^2}$, его направление в

$$\text{виде единичного вектора } \vec{l}_e = \frac{\left(R_u \sin \varphi, -R_u \cos \varphi, \frac{b}{2\pi} \right)}{\sqrt{R_u^2 + \frac{b^2}{4\pi^2}}}$$

и, наконец, сам вектор $d\vec{l}$ как произведение двух последних

$$d\vec{l} = |d\vec{l}| \vec{l}_e = \frac{\sqrt{(dz)^2 + (R_u d\varphi)^2}}{\sqrt{R_u^2 + \frac{b^2}{4\pi^2}}} \left(R_u \sin \varphi, -R_u \cos \varphi, \frac{b}{2\pi} \right)$$

или

$$d\vec{l} = d\varphi \left(R_u \sin \varphi, -R_u \cos \varphi, \frac{b}{2\pi} \right).$$

Зная его, можно найти векторное произведение

$$\begin{aligned} [d\vec{l} \times \vec{r}'] &= \begin{vmatrix} i & j & k \\ d\varphi R_u \sin \varphi & -d\varphi R_u \cos \varphi & d\varphi \frac{b}{2\pi} \\ R_u \cos \varphi - x_0 & R_u \sin \varphi - y_0 & z - z_0 \end{vmatrix} = \\ &= i \left(d\varphi \left(R_u \cos \varphi (z_0 - z) - (R_u \sin \varphi - y_0) \frac{b}{2\pi} \right) \right) + \\ &+ j \left(d\varphi \left((R_u \cos \varphi - x_0) \frac{b}{2\pi} - R_u \sin \varphi (z - z_0) \right) \right) + \\ &+ k \left(d\varphi (R_u \sin \varphi (R_u \sin \varphi - y_0) + R_u \cos \varphi (R_u \cos \varphi - x_0)) \right). \end{aligned}$$

В произвольной точке, заданной цилиндрическими координатами $A(r_0, \varphi_0, z_0)$, вблизи проводника с током в виде пространственной винтовой линии, содержащего n витков, декартовые проекции напряженности магнитного поля имеют вид:

$$\begin{aligned} H_x(r_0, \varphi_0, z_0) &= \frac{I}{4\pi} \times \\ &\times \int_0^{2\pi n} \frac{-\left(R_u \sin \varphi - r_0 \sin \varphi_0 \right) \frac{b}{2\pi} - R_u \cos \varphi \left(\frac{b\varphi}{2\pi} - z_0 \right)}{\left(R_u^2 + r_0^2 - 2R_u r_0 \cos(\varphi - \varphi_0) + \left(\frac{b\varphi}{2\pi} - z_0 \right)^2 \right)^{3/2}} d\varphi; \quad (2) \end{aligned}$$

$$H_y(r_0, \varphi_0, z_0) = \frac{I}{4\pi} \times \int_0^{2\pi n} \frac{(R_{\text{ц}} \cos \varphi - r_0 \cos \varphi_0) \frac{b}{2\pi} - R_{\text{ц}} \sin \varphi \left(\frac{b\varphi}{2\pi} - z_0 \right)}{\left(R_{\text{ц}}^2 + r_0^2 - 2R_{\text{ц}}r_0 \cos(\varphi - \varphi_0) + \left(\frac{b\varphi}{2\pi} - z_0 \right)^2 \right)^{3/2}} d\varphi; \quad (3)$$

$$H_z(r_0, \varphi_0, z_0) = \frac{IR_{\text{ц}}}{4\pi} \times \int_0^{2\pi n} \frac{R_{\text{ц}} - r_0 \cos(\varphi - \varphi_0)}{\left(R_{\text{ц}}^2 + r_0^2 - 2R_{\text{ц}}r_0 \cos(\varphi - \varphi_0) + \left(\frac{b\varphi}{2\pi} - z_0 \right)^2 \right)^{3/2}} d\varphi. \quad (4)$$

В частном случае, при $b = 0$, $n = 1$ имеем математическую модель осесимметричного магнитного поля от кругового витка:

$$H_z(r_0, z_0) = \frac{IR_{\text{ц}}}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{R_{\text{ц}} - r_0 \cos \varphi}{\left(R_{\text{ц}}^2 + r_0^2 - 2R_{\text{ц}}r_0 \cos \varphi + z_0^2 \right)^{3/2}} d\varphi; \quad (5)$$

$$H_r(r_0, z_0) = \frac{IR_{\text{ц}}z_0}{4\pi} \int_0^{2\pi} \frac{1}{\left(R_{\text{ц}}^2 + r_0^2 - 2R_{\text{ц}}r_0 \cos \varphi + z_0^2 \right)^{3/2}} d\varphi. \quad (6)$$

Расчеты с использованием модели (5) – (6) с большой точностью совпадают с расчетами, выполненными по модели, полученной в работе [5] на основе магнитного потенциала.

Далее определялось магнитное поле вблизи проводника с током в виде пространственной спирали Архимеда (рис. 1, б). Также использована цилиндрическая система координат (r, φ, z) , которая связана с декартовой (x, y, z) такими же соотношениями, как для случая с винтовой линией. Положение пространственной спирали Архимеда в параметрическом виде задается как $y(\varphi) = a\varphi \cos(\varphi)$, $x(\varphi) = a\varphi \sin(\varphi)$, $z(\varphi) = b\varphi/(2\pi)$, где $a = R_{\text{ц}}/(2\pi n)$ – параметр, определяющий количество витков n , которые сделает линия до достижения внешнего радиуса $r = R_{\text{ц}}$. Длина пространственной спирали Архимеда $L_a = \int_0^{2\pi n} \sqrt{a^2(\varphi^2 + 1) + \frac{b^2}{4\pi^2}} d\varphi$.

Распишем координаты векторов $\vec{R}$, $\vec{r}'$ (см. рис. 1, б):

$$\vec{R} = (a\varphi \cos \varphi, a\varphi \sin \varphi, z);$$

$$\vec{r}' = |\vec{AB}| = (a\varphi \cos \varphi - x_0, a\varphi \sin \varphi - y_0, z - z_0).$$

Аналогично, как и с винтовой линией, получаем длину вектора $|\vec{dl}|$, направление единичного вектора $\vec{l}_e$ и вектор $d\vec{l}$:

$$|\vec{dl}| = \sqrt{dR_{\text{ц}}^2 + dh^2 + dz^2};$$

$$\vec{l}_e = \frac{1}{\sqrt{\varphi^2 + \left(\frac{b}{2\pi}\right)^2}} \left(\varphi \sin \varphi, -\varphi \cos \varphi, \frac{b}{2\pi} \right);$$

$$d\vec{l} = \sqrt{\frac{4b^2\pi^2 + 4b^2\pi^2\varphi^2 + a^2}{4\pi^2b^2\varphi^2 + a^2}} \left(\varphi \sin \varphi, -\varphi \cos \varphi, \frac{a}{2\pi} \right) d\varphi. \quad (5)$$

Зная его, можно найти векторное произведение

$$\left[d\vec{l} \times \vec{r}' \right] = \begin{vmatrix} i & j & k \\ \lambda \varphi \sin \varphi d\varphi & -\lambda \varphi \cos \varphi d\varphi & \lambda \frac{b}{2\pi} d\varphi \\ a\varphi \cos \varphi - x_0 & a\varphi \sin \varphi - y_0 & z - z_0 \end{vmatrix} =$$

$$= i \left(-\lambda \varphi \cos \varphi (z - z_0) d\varphi - (b\varphi \sin \varphi - y_0) \lambda \frac{a}{2\pi} d\varphi \right) +$$

$$+ j \left(\lambda \frac{b}{2\pi} (a\varphi \cos \varphi - x_0) d\varphi - \lambda \varphi \sin \varphi (z - z_0) d\varphi \right) +$$

$$+ k \left(\lambda \varphi \sin \varphi (a\varphi \sin \varphi - y_0) d\varphi + \right.$$

$$\left. + \lambda \varphi \cos \varphi (a\varphi \cos \varphi - x_0) d\varphi \right),$$

$$\text{где } \lambda = \sqrt{\frac{4a^2\pi^2 + 4a^2\pi^2\varphi^2 + b^2}{4\pi^2\varphi^2 + b^2}}.$$

В точке, заданной цилиндрическими координатами $A(r_0, \varphi_0, z_0)$, вблизи проводника в виде пространственной спирали Архимеда, содержащего n витков, проекции напряженности магнитного поля имеют вид:

$$H_x(r_0, \varphi_0, z_0) = \frac{I}{4\pi} \times \int_0^{2\pi n} \frac{\lambda \left((a\varphi \sin \varphi - r_0 \sin \varphi_0) \frac{b}{2\pi} - \varphi \cos \varphi \left(\frac{b\varphi}{2\pi} - z_0 \right) \right)}{\left(a^2\varphi^2 + r_0^2 - 2a\varphi r_0 \cos(\varphi - \varphi_0) + \left(\frac{b\varphi}{2\pi} - z_0 \right)^2 \right)^{3/2}} d\varphi; \quad (7)$$

$$H_y(r_0, \varphi_0, z_0) = \frac{I}{4\pi} \times \int_0^{2\pi n} \frac{\lambda \left((a\varphi \cos \varphi - r_0 \cos \varphi_0) \frac{b}{2\pi} - \varphi \sin \varphi \left(\frac{b\varphi}{2\pi} - z_0 \right) \right)}{\left(a^2\varphi^2 + r_0^2 - 2a\varphi r_0 \cos(\varphi - \varphi_0) + \left(\frac{b\varphi}{2\pi} - z_0 \right)^2 \right)^{3/2}} d\varphi; \quad (8)$$

$$H_z(r_0, \varphi_0, z_0) = \frac{I}{4\pi} \times \int_0^{2\pi n} \frac{\lambda (a\varphi^2 - r_0\varphi \cos(\varphi - \varphi_0))}{\left(a^2\varphi^2 + r_0^2 - 2a\varphi r_0 \cos(\varphi - \varphi_0) + \left(\frac{b\varphi}{2\pi} - z_0 \right)^2 \right)^{3/2}} d\varphi. \quad (9)$$

В частном случае, при $b = 0$ можно получить математическую модель магнитного поля вблизи витка в виде

плоской спирали Архимеда, которая совпадает с моделью, полученной в работе [5]:

$$dH_x(r_0, \varphi_0, z_0) = \frac{Iaz_0}{4\pi} \times \int_0^{2\pi n} \frac{\sqrt{1+\varphi^2} \cos \varphi}{(a^2\varphi^2 + r_0^2 - 2a\varphi r_0 \cos(\varphi - \varphi_0) + z_0^2)^{3/2}} d\varphi; \quad (10)$$

$$dH_y(r_0, \varphi_0, z_0) = \frac{Iaz_0}{4\pi} \times \int_0^{2\pi n} \frac{-\sqrt{1+\varphi^2} \sin \varphi}{(a^2\varphi^2 + r_0^2 - 2a\varphi r_0 \cos(\varphi - \varphi_0) + z_0^2)^{3/2}} d\varphi; \quad (11)$$

$$dH_z(r_0, \varphi_0, z_0) = \frac{Ia}{4\pi} \times \int_0^{2\pi n} \frac{\sqrt{1+\varphi^2} (a\varphi - r_0 \cos(\varphi - \varphi_0))}{(a^2\varphi^2 + r_0^2 - 2a\varphi r_0 \cos(\varphi - \varphi_0) + z_0^2)^{3/2}} d\varphi. \quad (12)$$

Проведено исследование поведения магнитного поля в ванне пятитонной сталеплавильной ДППТ стандартной конфигурации при следующих параметрах: $I = 4$ кА; радиус ванны по жидкому металлу $R_v = 1,245$ м; высота ванны по жидкому металлу и шлаку $H_v = 0,34$ м. Моделирование проводилось для шины токоподвода к подовому электроду в форме винтовой линии или в форме пространственной спирали Архимеда при $R_{\text{ц}} = 1,2$ м, $b = 0,3$ м, $n = 4$, $L_b \approx 30,2$ м, $L_a \approx 15,3$ м.

При моделировании принималось, что ванна с расплавом находится в положительном полупространстве ($z > 0$) относительно xOy , а подина ванны, контактирующая с жидким металлом, на расстоянии $z = 0,3$ м. Шина токоподвода располагалась в отрицательном полупространстве ($z < 0$). Для проводника в форме винтовой линии параметр $b < 0$. Для пространственной спирали Архимеда были рассмотрены два варианта: «перевернутая» спираль, для которой $b < 0$ и «обычная» спираль, показанная на рис. 1, b с положительным параметром b , но сдвинутая в отрицательное полупространство вдоль Oz на расстояние, равное своей высоте nb .

Для рассмотренных условий проведено моделирование поведения вертикальной (рис. 2) и радиальной (рис. 3) составляющих напряженности магнитного поля при разной форме токоподвода. Из рис. 2 видно, что для пространственной спирали Архимеда по сравнению с винтовой линией значение H_z по координате r изменяется более существенно, а для винтовой линии проекции напряженности магнитного поля H_r и H_z гораздо выше при приближении r к $R_{\text{ц}}$. Величина радиальной составляющей напряженности магнитного поля для пространственных спиралей Архимеда в среднем приблизительно в два раза меньше, чем вертикальной составляющей. Для плоской спирали Архимеда в работе [6] получены схожие результаты. Для «перевернутой» спирали имеется более высокое значение магнитного поля в центре, что объясняется более близким расположением центра спирали к подине ванны. Так же из графиков видно (см. рис. 3), что радиальная составляющая магнитного поля для пространственных спиралей Архимеда вдоль координаты r имеет экстремум.

Анализ зависимости напряженности магнитного поля от числа витков для трех рассмотренных случаев показал, что они имеют одинаковый характер. Увеличение n приводит к возрастанию H_z , причем эта зависимость нелинейная. На рис. 4 показан прирост вертикальной составляющей магнитного поля от числа витков n . Видно, что максимальный прирост напряженности наблюдается при $n_{\text{н}} \approx 3 - 4$, что говорит о целесообразности использования конструкции токоподвода с числом витков не более, чем $n_{\text{н}}$. Понятно, что полученное значение $n_{\text{н}}$ зависит от $R_{\text{ц}}$ и b .

Из всех рассмотренных форм токоподвода магнитное поле имеет осевую симметрию только вблизи кругового витка (при $b = 0$, $n = 1$). Получена зависимость радиальной проекции магнитного поля $H_r = \sqrt{H_x^2 + H_y^2}$ от азимутальной координаты φ для «обычной» спирали Архимеда при разном количестве витков (рис. 5). Ее анализ показал, что с увеличением n распределение становится все более близким к осесимметричному. Так, отклонение максимального значения H_r от минимального на дне ванны ($r = R_{\text{ц}}$) при трех витках составляет 62 %, при четырех – 57 %, а при пяти – 19 %.

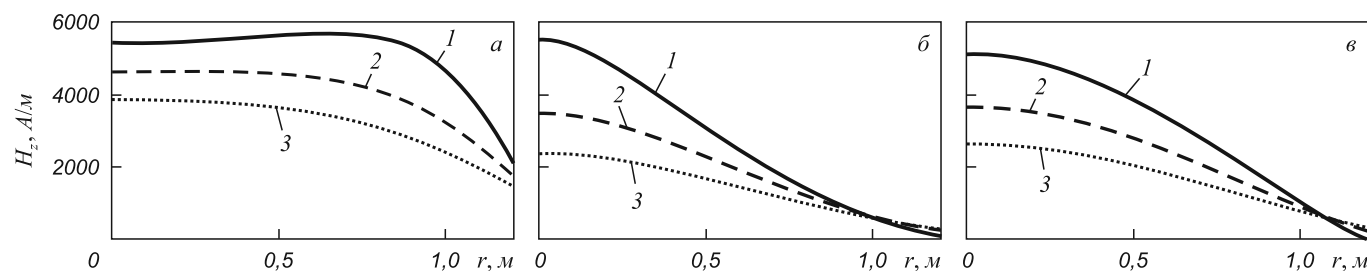


Рис. 2. Зависимости осевой проекции напряженности магнитного поля по радиусу ванны для $\varphi = \pi/3$, создаваемых: а – винтовой линией; б – «перевернутой» пространственной спиралью Архимеда; в – «обычной» пространственной спиралью Архимеда: 1 – на подине ванны ($z = 0,3$ м); 2 – на середине ванны по ее высоте ($z = 0,47$ м); 3 – на свободной поверхности ванны ($z = 0,64$ м)

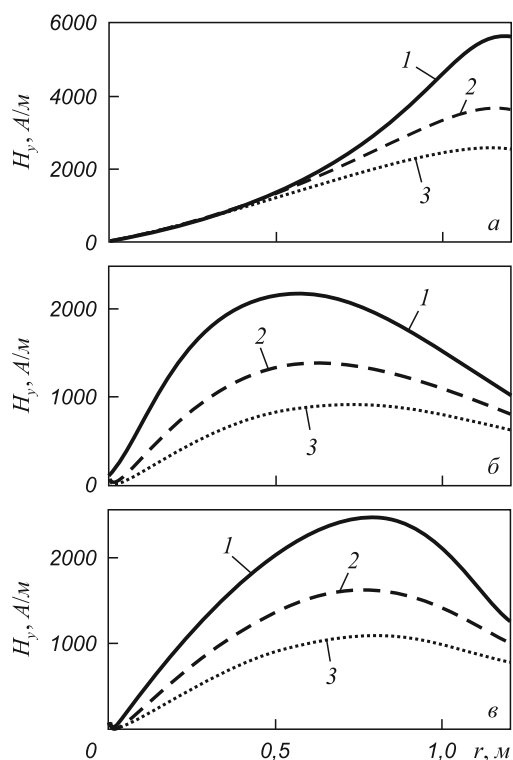


Рис. 3. Зависимости радиальной проекции напряженности магнитного поля по радиусу ванны для $\varphi = \pi/3$, создаваемых:
 а – винтовой линией; б – перевернутой пространственной спиралью Архимеда; в – «обычной» пространственной спиралью Архимеда:
 1 – на подине ванны ($z = 0,3$ м);
 2 – на середине ванны по ее высоте ($z = 0,47$ м);
 3 – на свободной поверхности ванны ($z = 0,64$ м)

Эти сведения могут быть полезны для учета специфики воздействия внешних магнитных полей на расплав или дугу при выбранной конструкции токоподвода к подовому электроду.

Выводы. Разработаны математические модели для нахождения напряженности магнитного поля вблизи токоподвода в виде пространственной винтовой линии

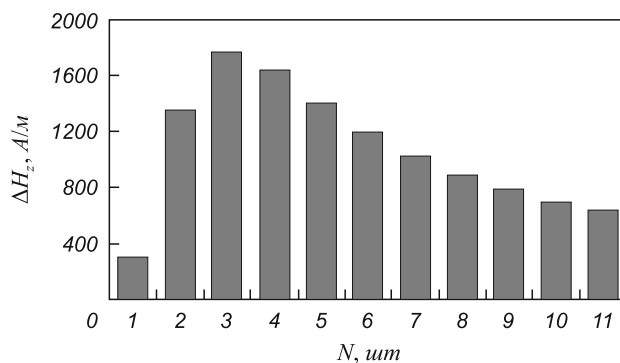


Рис. 4. Прирост осевой напряженности магнитного поля от числа витков при $r = 0, z = 0,3$ м для «обычной» пространственной спирали Архимеда

и пространственной спирали Архимеда. Моделирование поведения магнитного поля по глубине и радиусу ванны ДППТ показало, что напряженности магнитных полей имеют один порядок и различаются характером их распределения. Для практики при использовании одного подового электрода наиболее рациональной с точки зрения удобства подключения к подовому электроду и экономии медной шины является конструкция токоподвода в виде «перевернутой» пространственной спирали Архимеда.

Установлено, что с увеличением количества витков токоподвода прирост магнитного поля сначала довольно резко увеличивается, а затем уменьшается, поэтому количество витков токоподвода не должно превышать некоторое значение, где наблюдается максимальный прирост поля. При использовании пространственной спирали Архимеда для получения поля, близкого к осесимметричному, необходимо использовать токоподвод с несколькими витками.

Результаты данной работы могут быть полезны проектным организациям, занимающимся конструированием новых и модернизацией действующих дуго-

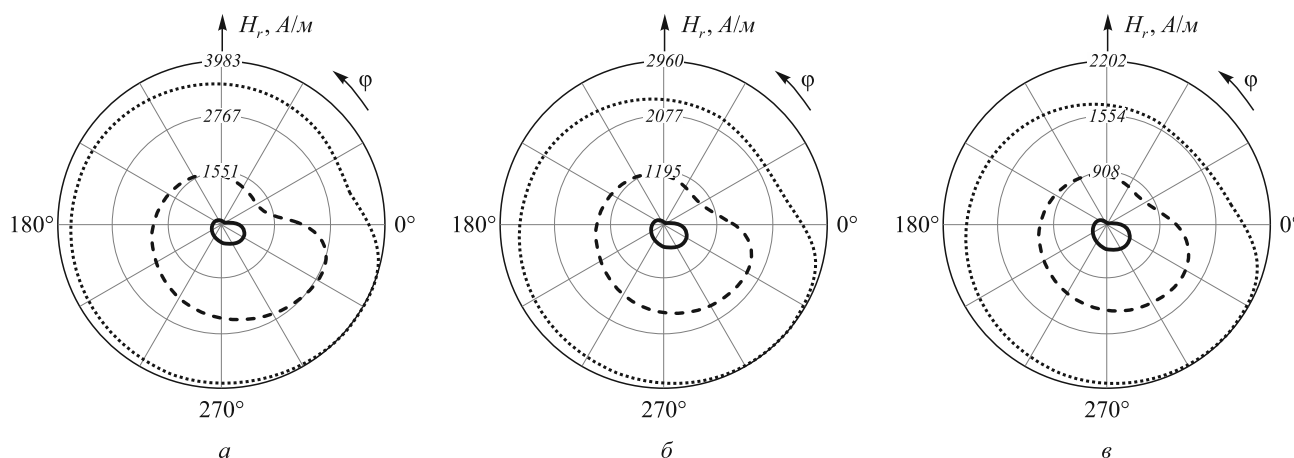


Рис. 5. Зависимость радиальной проекции магнитного поля H_r от азимутальной координаты при разном количестве витков n для «обычной» спирали Архимеда ($r = R_u$):
 а – на подине ванны ($z = 0,3$ м); б – на середине по высоте ($z = 0,47$ м); в – на поверхности расплава ($z = 0,64$ м);
 — — — $n = 3$; - - - $n = 4$; $n = 5$.

вых печей постоянного тока по выплавке металлов и сплавов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Ячиков И.М., Карандаева О.И., Ларина Т.П., Портнова И.В. Моделирование электромагнитных процессов в электродугowych печах постоянного тока. – Магнитогорск: МГТУ, 2005. – 139 с.
2. Пат. 119556 РФ. Электродуговая печь постоянного тока / Портнова И.В., Ячиков И.М., Харченко О.А. БИПМ. 2012. № 23.
3. Пат. 126810 РФ. Электродуговая печь постоянного тока / Ячиков И.М., Портнова И.В., Залаяутдинов Р.Ю. БИПМ. 2013. № 10.
4. Ячиков И.М., Портнова И.В. // Теория и практика тепловых процессов в металлургии: Сб. докл. Междунар. научно-практич. конф. – Екатеринбург: УрФУ, 2012. С. 418 – 423.
5. Сарапулов Ф.Н. Расчет параметров цепей электротехнологических установок: Учеб. пособие. – Екатеринбург: УГТУ, 1999. – 83 с.
6. Ячиков И.М., Портнова И.В., Залаяутдинов Р.Ю. // Математическое и программное обеспечение в промышленной и социальной сферах: Междунар. сб. науч. тр. – Магнитогорск: МГТУ, 2012. С. 183 – 190.

© 2014 г. И.М. Ячиков, Р.Ю. Залаяутдинов
Поступила 5 ноября 2013 г.

THE RESEARCH OF MAGNETIC FIELD OF METAL IN DC ARC FURNACE WITH DIFFERENT FORMS OF BUSBARS TO THE BOTTOM ELECTRODE

I.M. Yachikov, Dr.Eng., Professor of the Chair of Computer Engineering, and Applied Mathematics

R.Yu. Zalyautdinov, Postgraduate

Magnitogorsk state technical university of G.I. Nosov (Magnitogorsk, Russia)

E-MAIL: jachikov@mail.ru

Abstract. The design of busbars of the bottom electrode in a DC arc furnace can affect the current carrying melt in the metal, as well as the shape and behavior of electric arcs. The mathematical models are developed to find the magnetic field near the current supply to the bottom electrode of DC arc furnace in the form of spatial and spatial helix spiral of Archimedes. The example of modeling the behavior of axial and radial components of the magnetic field strength in depth and the radius of the molten metal in DC arc furnace is shown. The authors analyzed the influence of the number of turns of current supply to increase the magnetic field and the axial symmetry of the radial component of the magnetic field.

Keywords: bottom electrode, arc furnace of a direct current, mathematical modeling, intensity of a magnetic field, Archimedes spiral, screw line.

REFERENCES

1. Jachikov I.M., Karandaeva O.I., Larina T.P., Portnova I.V. *Modelirovanie jelectromagnitnyh processov v jelectrodugovyh pechah postojannogo toka: Monografija*. (Modeling of

electromagnetic processes in electric arc furnaces DC: Monograph). Magnitogorsk: MGTU, 2005. 139 p.

2. Portnova I.V., Jachikov I.M., Harchenko O.A. *Jelectrodugovaja pech' postojannogo toka* (Electric arc furnace DC). Patent RF № 119556. BIPM. 2012. № 23.
3. Jachikov I.M., Portnova I.V., Zaljautdinov R.Ju. *Jelectrodugovaja pech' postojannogo toka* (Electric arc furnace DC). Patent RF № 126810. BIPM. 2013. № 10.
4. Jachikov I.M., Portnova I.V. *Ocenka jeffektivnosti jelectrovihrevogo i kondukcionnogo vozdejstviya na rasplav v vanne DPPT. Teorija i praktika teplovyh processov v metallurgii: Sb. dokl. mezhd. nauch.-prakt. konf.* (Evaluating the effectiveness of the conductive electric whirlwind and impact on the melt in DCA. Theory and Practice of thermal processes in metallurgy: Collection of reports. Intl. scientific-practical. conf.) Ekaterinburg: UrFU, 2012. pp. 418 – 423.
5. Sarapulov F.N. *Raschet parametrov cepej jelectrotehnologicheskikh ustanovok* (Calculation of parameters chains electro-technological installations). Ekaterinburg: UGTU, 1999. 83 p.
6. Jachikov I.M., Portnova I.V., Zaljautdinov R.Ju. *Modelirovanie povedenija magnitnogo polja v vanne DPPT pri raznyh konstrukcijah tokopodvoda k podovomu jelectro. – Matematicheskoe i programnoe obespechenie v promyshlennoj i social'noj sferah: mezhdunar. sb. nauch. tr.* (Modeling of the behavior of magnetic field in the metal in DCAF with different structures of current supply to the bottom electrode. – Mathematical and software in the industrial and social spheres: Intern. Collection of scientific reports.) Magnitogorsk: Izd-vo Magnitogorsk. gos. tehn. un-ta im. G.I. Nosova. 2012. pp. 183 – 190.

Received 5 November 2013

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ И НАНОТЕХНОЛОГИИ

УДК 669.046.46:544.3

ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ЖИДКОФАЗНОГО ВОССТАНОВЛЕНИЯ ЖЕЛЕЗА ИЗ ШЛАКА*

С.А. Макеев, научн. сотрудник

А.К. Зайцев, к.т.н., доцент кафедры «Физическая химия»

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС» (Москва, Россия)

Аннотация. Применительно к жидкофазным технологиям получения чугуна проведено термодинамическое моделирование восстановления железа из шлаковых расплавов углеродом. Показано, что восстановление до металлического железа термодинамически возможно только из шлаковых расплавов с абсолютным доминированием двухвалентного железа (FeO). Этой стадии обязательно предшествует восстановление в шлаке трехвалентного железа (Fe_2O_3) до двухвалентного состояния (FeO). Формирование капель малоуглеродистых расплавов железа при температуре 1450 °С возможно при остаточной концентрации FeO в шлаке на уровне 0,5 – 0,2 %.

Ключевые слова: жидкофазное восстановление железа, термодинамическое моделирование, двух- и трехвалентное железо, процесс Ромелт.

E-MAIL: makeev@misis.ru

Под «жидкофазным восстановлением железа» понимают совокупность процессов, приводящих к образованию железоуглеродистых расплавов при восстановлении углеродом оксидов железа, растворенных в жидком шлаке. В одностадийных жидкофазных технологиях получения чугуна, в частности в процессе Ромелт [1], железорудные материалы, уголь и флюсы загружаются непосредственно в реактор, и все стадии процесса (нагрев, растворение и плавление, восстановление железорудного железа и формирование чугуна) протекают в одном агрегате – плавильном реакторе. По сложившимся представлениям конечной стадией процесса является восстановление двухвалентного закисного железа (FeO):



При использовании рудного сырья в шлаке будет появляться заметное количество трехвалентного железа (Fe_2O_3), что может оказывать существенное влияние на восстановление железа и формирование чугуна в шлаковой ванне.

Целью работы было термодинамическое моделирование восстановления оксидов железа из шлака.

Основой термодинамического моделирования (ТДМ) являются расчеты равновесных составов реагирующих смесей, которые определяются заданием термодинамических параметров (давление и температура), исходного состава системы (числа моделей элементов или соединений), выбором возможных соединений и конденсированных фаз (самостоятельная фаза или компонент раствора). Моделирование восстановления оксидов железа из шлака выполнено с использованием

специального расчетного модуля, совместимого с программным комплексом ИВТАНТЕРМО [2].

Отличительной особенностью этого модуля является возможность расчета равновесного состава систем при автоматическом изменении числа молей одного из веществ (в нашем случае восстановителя) с заданным шагом. При этом в расчете каждого состояния сохраняются и участвуют только конденсированные вещества предыдущего равновесия, а его газовые компоненты не участвуют (удаляются). Такая методика ТДМ наиболее адекватно соответствует реальному протеканию жидкофазного восстановления, при котором газообразные продукты удаляются из шлакового расплава [1]. Кроме того, методика позволяет проследить последовательность стадий восстановления по мере увеличения расхода восстановителя.

В использованном расчетном модуле сохраняются традиционные опции программного комплекса ИВТАНТЕРМО: выбор возможных веществ системы, нахождение отдельных компонентов в растворах, ручной ввод коэффициентов активности компонентов раствора.

Расчеты выполнены для давления 1 атм и температуры 1450 °С. При этой температуре Fe_2O_3 и Fe находятся в твердом состоянии, поэтому для ТДМ были экстраполированы термодинамические данные базы ИВТАНТЕРМО для жидких Fe_2O_3 и Fe. Для (FeO) использованы данные вюстита со стехиометрией FeO.

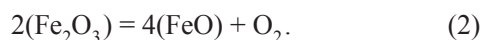
Методика задания состава шлака была аналогична использованной ранее при ТДМ диссоциации Fe_2O_3 [3]. Во всех моделях расчетов принимается, что оксиды железа в шлаковом расплаве ведут себя идеально (активности оксидов равны их мольным долям в шлаке), а базовые компоненты (SiO_2 , CaO, Al_2O_3 , MgO) не вза-

* Работа выполнена при поддержке гранта РФФИ № 12-08-00022-а.

имедействуют с углеродом. В этом случае все прочие компоненты шлака можно формально заменить одним любым соединением, поэтому исходный состав задавали в числах молей $2 \text{ Fe}_2\text{O}_3$ и 98 SiO_2 . Это соответствует массовому содержанию ($\text{Fe}_{\text{общ}}$) 3,7 % [3]. Равновесный состав шлака рассчитывался для системы из SiO_2 , FeO и Fe_2O_3 , которые образуют одну фазу – идеальный раствор.

Выбор возможных соединений и конденсированных фаз системы – важный элемент ТДМ, который во многом определяет адекватность физико-химической модели процесса. В таблице приведены основные характеристики пяти моделей расчетов, использованных при ТДМ восстановления оксидов железа из шлака.

Во всех моделях восстановление железа идет из идеального шлакового раствора. В базовой модели 1 (с углеродом в качестве восстановителя) конечный продукт восстановления – чистое железо, а возможными компонентами газовой фазы являются CO и CO_2 . Такой состав газовой фазы сохраняется и в других моделях, кроме модели 2, где в состав газа дополнительно включен O_2 . В этом случае становится возможной диссоциация в шлаке Fe_2O_3 [3]:



Особенностью модели 3 является использование в качестве восстановителя CO . В моделях 4 и 5 конечным продуктом восстановления являются железоуглеродистые расплавы. В модели 4 железо и углерод образуют идеальный раствор. В модели 5 учитываются фактические активности Fe и C .

На основе обработки экспериментальных данных и фазовой диаграммы $\text{Fe}-\text{C}$ Чипман предложил уравнения для активностей углерода $a_{[\text{C}]}$ и железа $a_{[\text{Fe}]}$ в железоуглеродистых расплавах по отношению к чистым графиту и железу [4]:

$$\lg a_{[\text{C}]} = \frac{1180}{T} - 0,87 + \left(0,72 + \frac{3400}{T} \right) y_{\text{C}} + \lg \frac{y_{\text{C}}}{1 - y_{\text{C}}}; \quad (3)$$

$$\lg a_{[\text{Fe}]} = - \left(0,36 + \frac{1700}{T} \right) y_{\text{C}}^2 + \lg(1 - y_{\text{C}}); \quad (4)$$

$$y_{\text{C}} = \frac{X_{\text{C}}}{1 - X_{\text{C}}}, \quad (5)$$

где T – абсолютная температура, X_{C} – мольная доля углерода в расплаве.

Уравнения Чипмана (3) – (5) позволяют вычислить коэффициенты активности углерода $\gamma_{[\text{C}]}$ и железа $\gamma_{[\text{Fe}]}$ с заданным значением X_{C} в пределах однофазной области расплавов, которая, согласно фазовой диаграмме $\text{Fe}-\text{C}$ при 1450°C , простирается примерно от 5 до 19,9 ат. % [5]. С учетом этого методика «ручного» расчета модели 5 сводилась к следующему. Исходный состав первого расчета брали по результату модели 4, соответствующему $X_{\text{C}} = 0,05$ с добавлением заданного шага по углероду. После ввода значений $\gamma_{[\text{C}]}$ и $\gamma_{[\text{Fe}]}$ проводили расчет равновесного состава и получали новые значения чисел молей конденсированных веществ, которые использовали в качестве исходного состава в следующем расчете. По полученному значению X_{C} вычисляли и вводили новые значения $\gamma_{[\text{C}]}$ и $\gamma_{[\text{Fe}]}$. Операции повторяли до появления в равновесном составе свободного углерода (графита, $\text{C}_{\text{гр}}$).

Шаг расчета по числу молей углерода в моделях 1, 2, 4 был 0,025 моль, в модели 5 – 0,05 моль. Для модели 3 (восстановитель CO) шаг расчета при малых расходах CO (до 7,5 моля) составлял 0,05 моль, а при больших – 7,5 моль.

Для визуализации результатов расчета всех моделей были выбраны зависимости от расхода восстановителя следующих величин:

– доля Э (C , Fe) – показывает долю (%) элемента Э , связанного в данном веществе, в состав которого входит этот элемент.

– мольный процент – мольный процент компонентов в газовой фазе, шлаковом и металлическом растворах (расплавах).

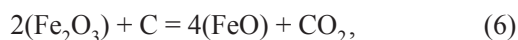
При обозначении зависимостей использована следующая символика. Если вещество является компо-

Варианты моделей ТДМ жидкофазного восстановления Fe_2O_3 из шлака

Модель	Восстановитель	Шлак	Металл	Газовая фаза
1	C	SiO_2 , Fe_2O_3 , FeO Идеальный раствор	Fe	CO , CO_2
2	C	SiO_2 , Fe_2O_3 , FeO Идеальный раствор	Fe	CO , CO_2 , O_2
3	CO	SiO_2 , Fe_2O_3 , FeO Идеальный раствор	Fe	CO , CO_2
4	C	SiO_2 , Fe_2O_3 , FeO Идеальный раствор	Fe, C Идеальный раствор	CO , CO_2
5	C	SiO_2 , FeO Идеальный раствор	Fe, C Учет $\gamma_{[\text{C}]}$, $\gamma_{[\text{Fe}]}$	CO , CO_2

нентом газовой фазы или чистым конденсированным веществом, то оно обозначается его химической формулой. Для компонента шлакового раствора его формула заключается в круглые скобки, а для компонента металлического раствора – в квадратные скобки.

Расчеты модели 1 (рис. 1) показывают, что по мере роста расхода углерода сначала происходит восстановление (Fe_2O_3) до (FeO) , при этом доля CO в газовой фазе пренебрежительно мала и основным компонентом является CO_2 . Таким образом, при избытке Fe_2O_3 восстановление углеродом идет по стехиометрии реакции



т.е. на восстановление 2 молей (Fe_2O_3) требуется 1 моль углерода.

Восстановление до металлического железа становится возможным только после практически полного протекания реакции (6) (рис. 1, б) при остаточной концентрации (Fe_2O_3) , близкой к нулю (менее $6 \cdot 10^{-5} \%$, здесь и далее концентрации приводятся в мольных процентах). Доминирующим компонентом газовой фазы становится CO , т.е. процесс описывается реакцией (1),

и на восстановление 4 молей (FeO) идет примерно 4 моля углерода. По мере развития восстановления равновесная концентрация CO_2 снижается от 1,4 % практически до нуля.

При появлении свободного углерода (рис. 1, а) система становится невариантной, и дальнейшее добавление восстановителя приводит лишь к увеличению количества (доли) $\text{C}_{\text{гр}}$, а составы газовой фазы и шлакового раствора не меняются. При равновесии с графитом содержание CO_2 в газовой фазе 0,0124 %, а остаточная концентрация (FeO) в шлаке составляет всего 0,0344 %.

Включение O_2 в число веществ модели 2 приводит к изменениям лишь при малых расходах восстановителя (рис. 2). Это связано с частичной диссоциацией гематита в шлаке (2), что проявляется в появлении O_2 в газовой фазе и приводит к незначительному снижению расхода углерода на восстановление (Fe_2O_3) до (FeO) . Дальнейший характер процессов не отличается от результатов модели 1.

Легкость превращения (Fe_2O_3) в (FeO) подтверждается результатами расчета модели 3, в которой восстановителем является CO (рис. 3). В этом случае восстановление описывается реакцией

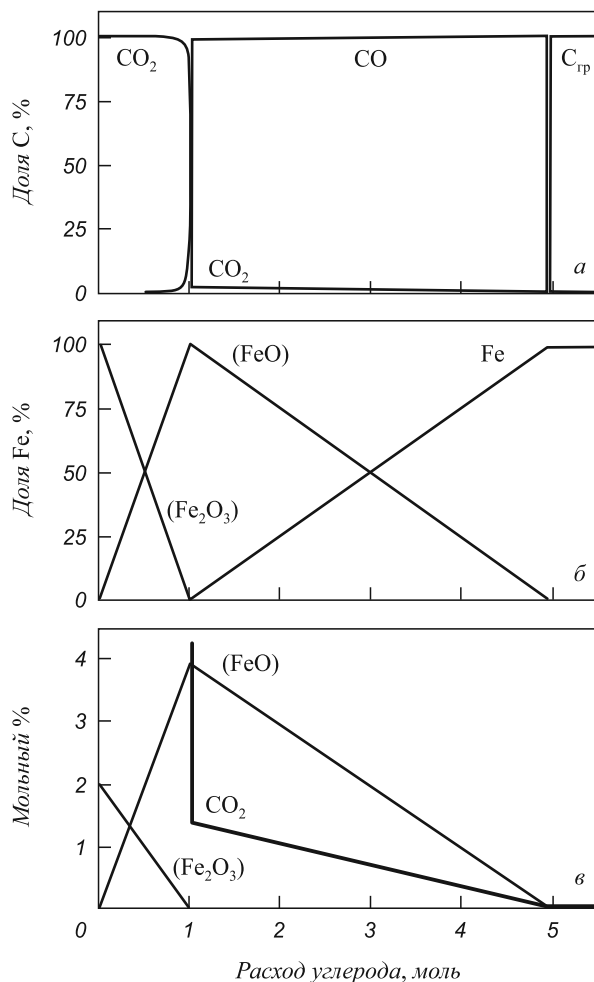


Рис. 1. Результаты расчета модели 1

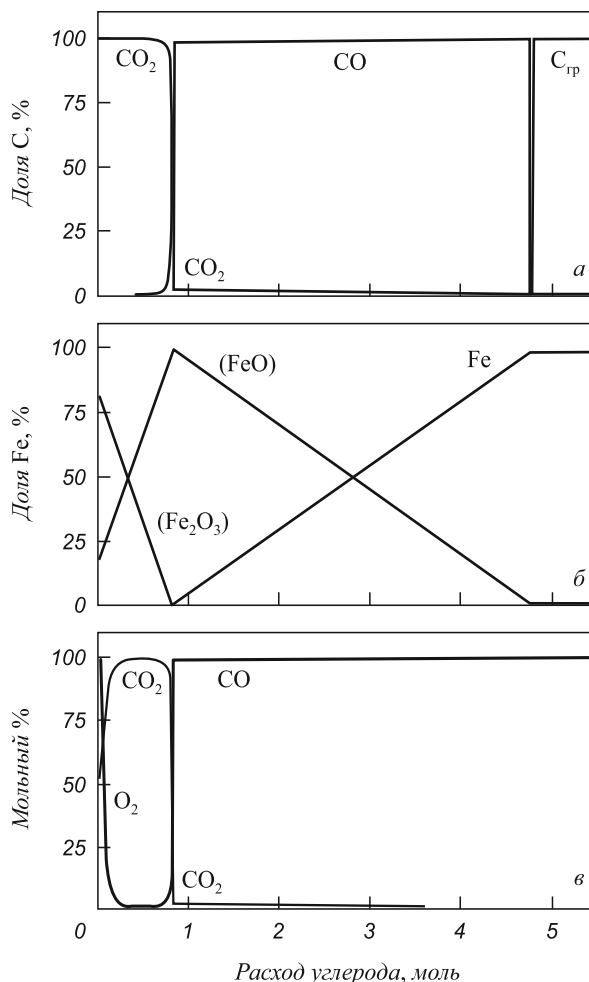


Рис. 2. Результаты расчета модели 2



Согласно уравнению (7) на 2 моля (Fe_2O_3) надо 2 моля CO . Как и ранее, восстановление до металлического железа начинается после полного восстановления (Fe_2O_3) (рис. 3, б). Поскольку в газовой фазе домини-

рует CO , то полное протекание процесса возможно при очень большом расходе восстановителя. На 4 моля (FeO) , полученных из 2 молей (Fe_2O_3) , требуется более 1342 молей CO (рис. 3, в, г). При появлении свободного углерода состав газовой фазы и остаточная концентрация (FeO) аналогичны значениям для моделей 1 и 2.

Учет образования металлической фазы в виде идеальных растворов Fe-C в модели 4 приводит к увеличению расхода углерода из-за его содержания в растворе (рис. 4). Отметим, что в области восстановления (Fe_2O_3) до (FeO) расчетные характеристики не отличаются от результатов базовой модели 1. В области малоуглеродистых расплавов при концентрациях растворенного углерода 5 и 10 % (массовое содержание $[\text{C}]$ 1,1 и 2,3 %) равновесные концентрации (FeO) составляют 0,65 и 0,31 % соответственно. Однако приближение об идеальности раствора Fe-C является довольно грубым и не учитывает ограниченную растворимость углерода в расплаве железа, которая при 1450 °C не может превышать 19,9 %.

Этот недостаток устраняется в модели 5 учетом фактических значений коэффициентов активности $\gamma_{[\text{C}]}$ и $\gamma_{[\text{Fe}]}$. На рис. 5 представлены результаты расчета для $\gamma_{[\text{C}]}$, $\gamma_{[\text{Fe}]}$, $a_{[\text{C}]}$, $a_{[\text{Fe}]}$ по уравнениям (3) – (5) для 1450 °C.

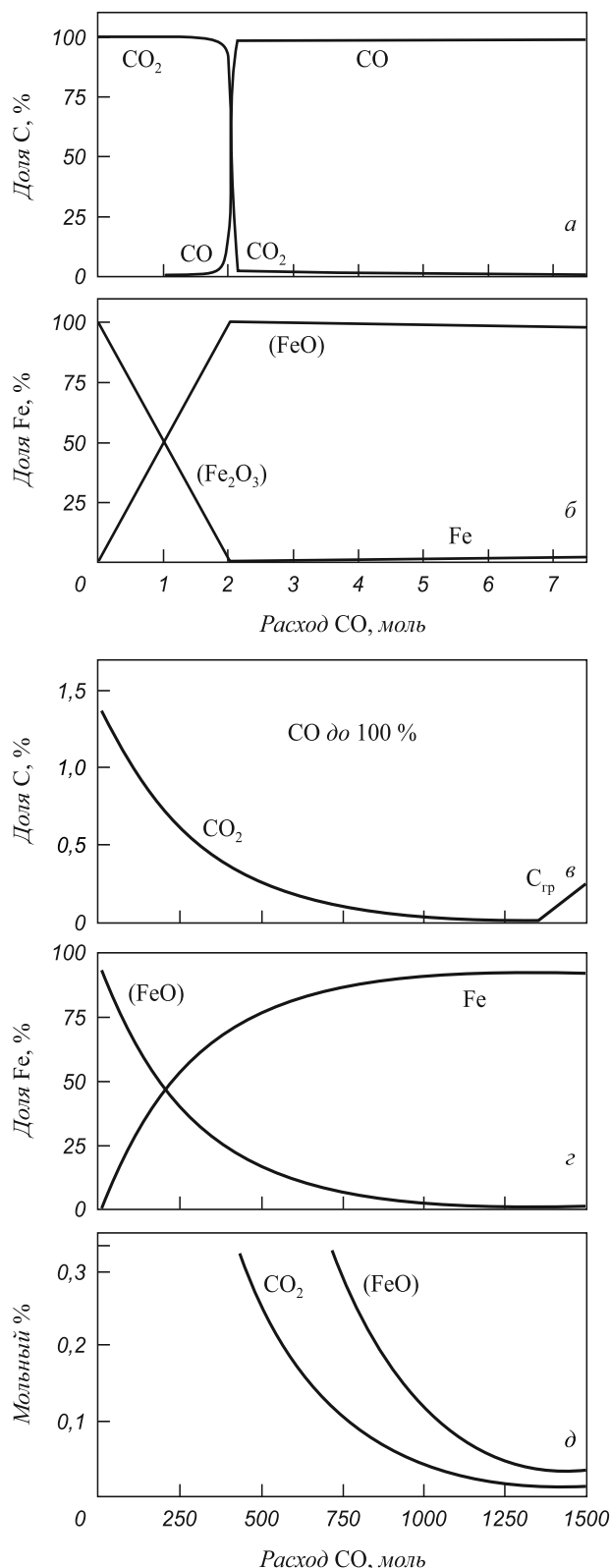


Рис. 3. Результаты расчета модели 3

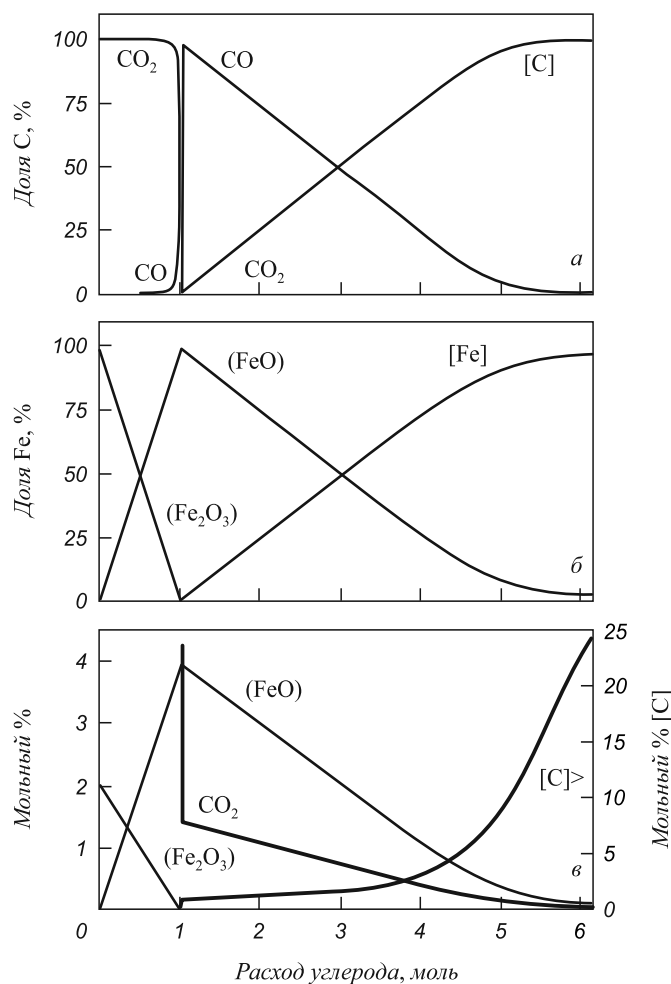


Рис. 4. Результаты расчета модели 4

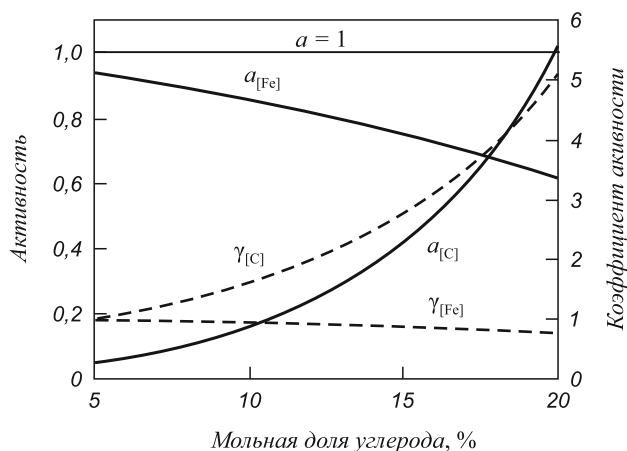


Рис. 5. Зависимость активностей углерода $a_{[C]}$, железа $a_{[Fe]}$ и коэффициентов активности углерода $\gamma_{[C]}$, железа $\gamma_{[Fe]}$ от концентрации углерода в расплаве при 1450 °С

Рост концентрации углерода приводит к разнонаправленному изменению значений: снижению $\gamma_{[Fe]}$ и $a_{[Fe]}$ и, напротив, к увеличению $\gamma_{[C]}$ и $a_{[C]}$. При $X_C = 0,1986$ значение $a_{[C]}$ больше 1 и графит становится более устойчивой формой углерода по сравнению с его состоянием в растворе, что и определяет предельную растворимость углерода в расплаве железа.

Результаты расчета модели 5 (рис. 6) более точно воспроизводят значения концентраций (FeO) в равновесии с малоуглеродистыми расплавами Fe–C. При 5 и 10 % [C] они составляют 0,65 и 0,19 % соответственно, а при 15 % [C] (массовое содержание 3,65 %) равновесная концентрация (FeO) снижается до 0,07 %. При равновесии с избыточным углеродом и максимальной концентрации [C] 19,86 % (5,1 % по массе) остаточное содержание (FeO) равно 0,0214 %. Это заметно (в 1,6 раза) меньше аналогичного значения для базовой модели 1 (0,0344 %), что объясняется величиной $a_{[Fe]} < 1$. При этом концентрация CO_2 в газе остается прежней – 0,0124 %.

В заключение следует отметить, что проведенное ТДМ жидкофазного восстановления железа отражает общие закономерности процесса, но расчетные характеристики носят качественный характер. Прежде всего, это обусловлено использованием модели идеального шлакового раствора без учета активностей оксидов железа в шлаке. Кроме того, применительно к условиям технологических агрегатов, в частности для печи Ромелт, необходимость предварительного восстановления Fe_2O_3 до FeO в шлаке следует рассматривать как вывод о доминирующем характере поведения Fe_2O_3 при жидкофазном восстановлении. Это не означает невозможность восстановления железа и формирования капель железоуглеродистых расплавов в шлаковой ванне со средним объемным содержанием Fe_2O_3 , отличным от нуля. При замешивании частиц угля в шлак, безусловно, локально создаются условия для восстановления железа и формирования капель

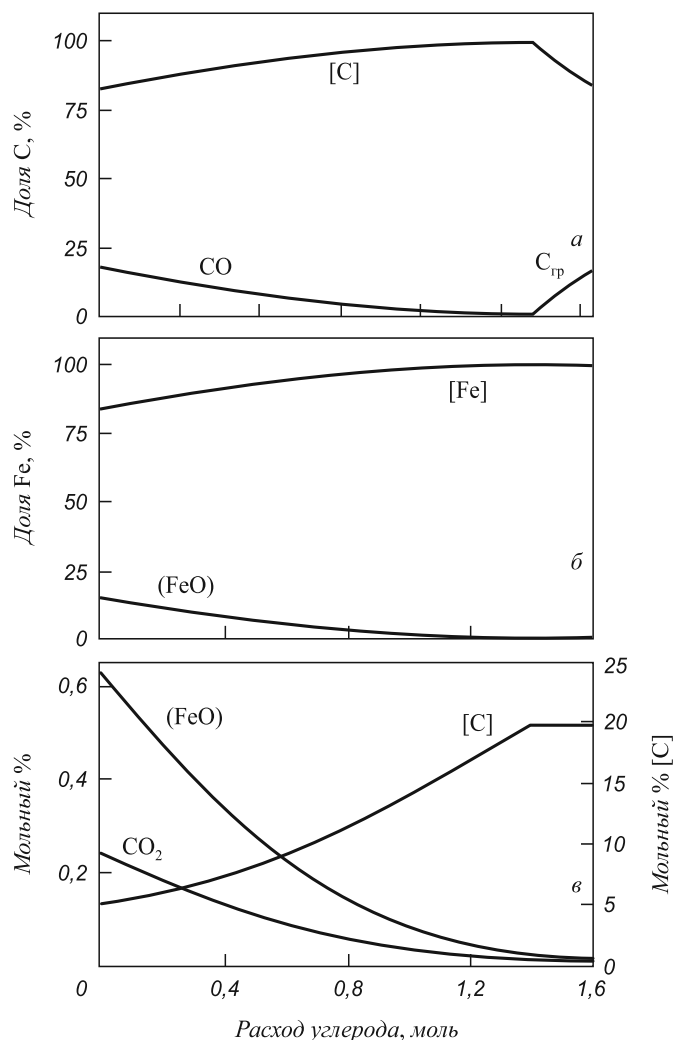


Рис. 6. Результаты расчета модели 5

чугуна вне зависимости от содержания Fe_2O_3 в шлаковой ванне. Однако присутствие этого оксида, по-видимому, может отрицательно сказываться на общей кинетике жидкофазного восстановления железа.

Выводы. Термодинамическое моделирование показывает, что жидкофазное восстановление железа углеродом становится возможным только после восстановления в шлаковом расплаве Fe_2O_3 до FeO. Процесс требует относительно малого расхода восстановителя в соответствии со стехиометрией реакции восстановления Fe_2O_3 до FeO с образованием CO_2 . Формирование капель малоуглеродистых расплавов железа при 1450 °С возможно при остаточной концентрации FeO в шлаке на уровне 0,5 – 0,2 %.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Процесс Ромелт / Под ред. В.А. Роменца. – М.: МИСиС, Издательский дом «Руда и Металлы», 2005. – 400 с.
2. Иориш В.С., Белов Г.В., Юнгман В.С. Программный комплекс ИВТАНТЕРМО для Windows и его использование в прикладных термодинамических расчетах. – М. Объединенный институт высоких температур РАН, 1998. – 56 с.

3. Зайцев А.К., Макеев С.А., Валавин В.С., Похвиснев Ю.В. // Изв. вуз. Черная металлургия. 2013. № 7. С. 57–61.
4. Chipman J. // Metallurgical Transactions, 1972. Vol. 3. P. 55–64.
5. Кубашевски О. Диаграммы состояния двойных систем на основе железа. Пер. с англ. – М.: Металлургия, 1985. – 184 с.

© 2013 г. С.А. Макеев, А.К. Зайцев
Поступила 27 августа 2013 г.

THERMODYNAMIC SIMULATION OF IRON REDUCTION FROM LIQUID SLAG

S.A. Makeev, *Research associate*

A.K. Zajtsev, *Cand. Eng., Assist. Professor of the Chair of Physical Chemistry*

National University of Science and Technology “MISIS” (Moscow, Russia)

E-MAIL: makeev@misis.ru

Abstract. Thermodynamic simulation of iron reduction from liquid slag by carbon was carried out in the context of smelting reduction technologies of iron production. It is shown that iron reduction from liquid slag is thermodynamically possible only in case of the absolute domination of bivalent iron (FeO). This stage is always preceded by reduction of trivalent iron (Fe₂O₃) dissolved in slag up to bivalent iron. The formation of low-carbon iron drops at 1450 °C is possible with the residual concentration 0.5 – 0.2 % FeO in slag.

Keywords: iron smelting reduction, thermodynamic simulation, bi- and trivalent iron, Romelt process.

REFERENCES

1. Process Romelt (Romelt process). Romenec V.A. ed. Moscow: MISiS, Publish.House «Ruda i Metally», 2005. 400 p.
2. Iorish V.S., Belov G.V., Jungman V.S. *Programmnyj kompleks IVTANTHERMO dlja Windows i ego ispol'zovanie v prikladnyh termodinamicheskikh raschetah* (IVTANTHERMO software package for Windows and its use in the application of thermodynamic calculations). Moscow: Preprint № 8-415. Ob'edinennyj institut vysokih temperatur RAN. 1998. 56 p.
3. Zajcev A.K., Makeev S.A., Valavin V.S. etc. *Izv. vuz. Chernaja metallurgija*. 2013. № 7. S. 57 – 61.
4. Chipman J. *Metallurgical Transactions*, 1972. V. 3. pp. 55 – 64.
5. Kubashevski O. *Diagrams of binary systems based on iron* (Russ. Ed. Kubashevski O. *Diagrammy sostojanija dvojnyh sistem na osnove zheleza*). Moscow: Metallurgija. 1985. 184 p.

Received 27 August 2013

Поздравляем с 90-летним юбилеем ВУЛИ АРШАКОВИЧА ГРИГОРЯНА



Вули Аршакович Григорян – выдающийся ученый-металлург, один из патриархов отечественной металлургической науки, широко известный в нашей стране и далеко за ее пределами, автор основополагающих работ по теории и практике сталеплавильного производства, талантливый педагог и организатор научной школы, лауреат Государственной премии СССР, заслуженный деятель науки и техники РСФСР, награжден орденами Трудового Красного Знамени, Дружбы народов, орденом почета и многими медалями, включая «За доблестный труд в ВОВ 1941 – 1945 гг.». В 1985 г. избран почетным профессором Пекинского института.

В.А. Григорян родился 17 марта 1924 г. в Ереване. После смерти отца в 1928 г. семья переехала в Москву. В 1941 г. поступил в Московский институт стали, после окончания которого в 1948 г. был оставлен в аспирантуре на кафедре электрометаллургии стали и ферросплавов, которую к тому времени возглавлял академик А.М. Самарин, ученый с мировой известностью. Под его руководством Григорян В.А. выполнил и в 1951 г. защитил кандидатскую диссертацию. В этом же году по приглашению заведующего кафедрой А.А. Жуховицкого перешел на кафедру физической химии, где прошел путь от ассистента до профессора, защитив в 1964 г. докторскую диссертацию.

В 1964 – 1968 гг. Григорян В.А. – декан физико-химического факультета, который в эти годы пользовался большой популярностью среди студентов-металлургов.

В 1969 г. В.А. Григорян возглавил кафедру электрометаллургии стали и ферросплавов, которой он руководил около 30 лет, вплоть до 1999 г. Для Григоряна В.А. было очевидно, что дальнейшее совершенствование технологии производства и поиск новых способов выплавки металлов невозможны без глубокого понимания физико-химической сущности и природы металлургических процессов.

Григорян В.А. создал на кафедре плодотворный творческий коллектив, учебные, научные и методические работы которого под его руководством приобрели известность как у нас в стране, так и за рубежом. Были начаты глубокие систематические физико-химические

и технологические исследования электросталеплавильных процессов, позволившие разработать теорию глубокого рафинирования легированных расплавов от углерода, серы и других примесей, сформулировать термодинамические условия окислительной (газовой и флюсовой) и восстановительной дефосфорации высоколегированных расплавов. Исследованы рафинировочные возможности плазменного разряда, условия дефосфорации и поведения азота при плазменной плавке, что существенно расширило представление о термодинамике жидких сплавов, природе неметаллических включений и способах их удаления. Значительное внимание было уделено изучению закономерностей кинетики металлургических реакций, в том числе при вакуумной и плазменно-дуговой плавке.

Результаты этих работ обобщены в монографии «Теоретические основы электросталеплавильных процессов», переизданной неоднократно и переведенной на английский язык, которая не потеряла своей актуальности и в настоящее время.

В.А. Григорян – автор шести фундаментальных монографий, более 280 статей, 70 авторских свидетельств и патентов. В рамках программы «Научные исследования высшей школы по приоритетным направлениям науки и техники» подготовил к изданию две фундаментальные монографии «Сталь на рубеже столетий» (2000 г.) и «Новые материалы» (2002 г.). К 75-летию МИСиС при его непосредственном руководстве было подготовлено юбилейное издание «Годы, события, люди» (2005 г.).

В.А. Григорян воспитал многочисленную плеяду специалистов, кандидатов и докторов наук. Под его руководством защищено более 70 кандидатских и докторских диссертаций. Многие из его воспитанников стали в свою очередь известными педагогами и учеными, руководителями предприятий и организаторами производств в России и за рубежом и считают за честь называться его учениками.

Длительное время В.А. Григорян был председателем докторского диссертационного совета и членом экспертного совета ВАК.

Журнал «Известия вузов. Черная металлургия», главным редактором которого в течение многих лет был Вули Аршакович, с той поры пользуется большим научным авторитетом в стране и за рубежом.

Все, знающие В.А. Григоряна, отмечают замечательные человеческие качества Вули Аршаковича – врожденная мудрость, заразительный оптимизм, жизнелюбие, доброжелательность, личная порядочность, уважение к коллегам. Кто бы с ним не сталкивался по работе или по жизни, отмечают его подкупающее обаяние и эрудицию.

Дорогой Вули Аршакович, поздравляем Вас со славным юбилеем! Доброго Вам здоровья, крепости, бодрости и благополучия.

СОДЕРЖАНИЕ

РАЦИОНАЛЬНОЕ ПРИРОДОПОЛЬЗОВАНИЕ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

Исакова Н.Ш., Хилько А.А., Симонян Л.М. Изучение процесса пылеобразования при дуговом нагреве металлов	3
--	---

МЕТАЛЛУРГИЧЕСКИЕ ТЕХНОЛОГИИ

Котельников Г.И., Мовенко Д.А., Павлов А.В., Мотренко С.А. Модель распределения растягивающих и сжимающих напряжений в металле вокруг кальцийсодержащих неметаллических включений в водных средах	10
Смирнов А.Н., Ефимова В.Г., Кравченко А.В., Писмарев К.Е. Исследование условий всплытия неметаллических включений при продувке аргоном жидкой ванны промежуточного ковша МНЛЗ. Сообщение 3	17
Вдовин К.Н., Мельничук Е.А., Нефедов А.В., Точилкин В.В. Разработка элементов приемной камеры промежуточного ковша слябовой МНЛЗ	23
Тюрин В.А., Сапунов А.Л. Феноменологические особенности осадки цилиндрической заготовки коническими и плоскими бойками. Сообщение 1	28

ИНЖИНИРИНГ В ЧЕРНОЙ МЕТАЛЛУРГИИ

Кузнецова Н.П., Краюшкин Н.А. Исследование тепловых режимов затвердевания при полунепрерывной разливке круглых стальных слитков для производства бесшовных труб	34
Коптелов Р.П., Конашкова А.М. Автоматический выбор числа узлов интегрирования для эффективного вычисления поверхностных угловых коэффициентов излучения	38
Соколов А.К. О производительности нагревательных печей с минимальным расходом топлива	34
Самусев С.В., Люскин А.В., Романцов А.И., Жигунов К.Л., Фортунатов А.Н. Исследование очага деформации на прессе шаговой формовки в условиях Челябинского трубопрокатного завода	49
Агапитов Е.Б., Вдовин К.Н., Волков С.Ю. Моделирование и расчет конструкций литых деталей центробежных песковых и грунтовых насосов. Сообщение 1	53
Ячиков И.М., Заляутдинов Р.Ю. Исследование магнитного поля в ванне дуговой печи постоянного тока при разной форме токоподводящей шины к подовому электроду	58

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ И НАНОТЕХНОЛОГИИ

Макеев С.А., Зайцев А.К. Термодинамическое моделирование жидкофазного восстановления железа из шлака	64
Поздравление к 90-летию Вули Аршаковича Григоряна	70

CONTENTS

THE RATIONAL USE OF NATURAL RESOURCES IN THE STEEL INDUSTRY

Isakova N.S., Hil'ko A.A., Simonjan L.M. The research of dust formation during the arc heating of metals	3
---	---

METALLURGICAL TECHNOLOGIES

Kotelnikov G.I., Movenko D.A., Pavlov A.V., Motrenko S.A. The model of distribution of tensile and compressive stresses in metal around calcium-containing non-metallic inclusions in water media ...	10
Smirnov A.N., Efimova V.G., Kravchenko A.V., Pismarev K.E. Study conditions of non-metallic inclusions flotation during argon injection of liquid bath tundish CCM. Report 3	17
Vdovin K.N., Melnichuk E.A., Nefedov A.V., Tochilkin V.V. Development of elements receiving chamber of CCM intermediate ladles	23
Tyurin V.A., Sapunov A.L. Phenomenological features of rainfall tapered cylindrical workpiece and flat dies. Report 1	28

ENGINEERING IN FERROUS METALLURGY

Kuznetsova N.P., Krayushkin N.A. Research of thermal modes of solidification in semi-continuous casting round steel ingots for the production of seamless tubes	34
--	----

Koptelov R.P., Konashkova A.M. Automatic choice of quadrature order for efficient evaluation of surface view factors	38
Sokolov A.K. On the production of heating furnaces with minimum fuel consumption	34
Samusev S.V., Ljuskin A.V., Romancov A.I., Zhigunov K.L., Fortunatov A.N. Research of the deformation zone on stepwise molding press in conditions of JSC "Cherepovets pipe-rolling plant"	49
Agapitov E.B., Vdovin K.N., Volkov S.J. Modeling and calculation of structures of cast parts of centrifugal gravel and groundwater pumps to optimize their geometry and the development of new chemical composition of the alloy. Part 1	53
Yachikov I.M., Zalyautdinov R.Yu. The research of magnetic field of metal in DC arc furnace with different forms of busbars to the bottom electrode	58

MATERIAL SCIENCE AND NANOTECHNOLOGIES

Makeev S.A., Zajtsev A.K. Thermodynamic simulation of iron reduction from liquid slag	64
Congratulations on the 90th anniversary Wooley Arshakovich Grigoryan	70

Подписано в печать 31.03.2014. Формат 60×90 1/8. Бум. Офсетная № 1.
Печать цифровая. Усл. печ. л. 9,0. Заказ 4180.

Отпечатано в типографии Издательского Дома МИСиС.
119049, г. Москва, Ленинский пр-т, 4.
Тел./факс: (499) 236-76-17, 236-76-35