

## МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ МАГНИТНОЙ ГИДРОДИНАМИКИ И ТЕПЛООБМЕНА В АЛЮМИНИЕВОМ ЭЛЕКТРОЛИЗЕРЕ

© 2019 г. А.А. Пьяных, Г.В. Архипов, Я.А. Третьяков

ООО «РУСАЛ ИТЦ», г. Красноярск

Сибирский федеральный университет (СФУ), г. Красноярск

*Статья поступила в редакцию 24.05.19 г., доработана 08.07.19 г., подписана в печать 11.07.19 г.*

Представлена новая нестационарная трехмерная математическая модель алюминиевого электролизера, позволяющая выполнять сопряженные термоэлектрический и магнитогидродинамический расчеты с учетом образования гарнисажа и настыли. В модели учитывается нелинейная зависимость коэффициентов электропроводности и теплопроводности материалов от температуры, а для ферромагнитных материалов – нелинейная зависимость намагниченности от напряженности магнитного поля. Коэффициенты теплоотдачи на наружных поверхностях включали лучистую и конвективную составляющие теплообмена и являлись функциями температуры окружающей среды и локальной температуры поверхности. В уравнении энергии учитывались внутренние источники теплоты, обусловленные протеканием электрического тока, экзотермическими реакциями и дополнительными тепловыми эффектами, связанными с загрузкой сырья и фазовыми переходами. Для получения численного решения был применен метод контрольного объема. Экспериментальная апробация разработанной математической модели выполнялась на электролизере С8БМЭ. В работе представлены расчетные и экспериментальные данные магнитных, электрических, тепловых и гидродинамических полей. Сопоставление результатов расчета с данными, полученными при проведении промышленных экспериментов, показало, что разработанная модель с достаточной для инженерных расчетов точностью отражает физические процессы, протекающие в алюминиевом электролизере. Расчетные значения электрического напряжения, магнитной индукции и температуры практически совпадают с измеренными. Полученные путем расчета направления скоростей в металле и форма рабочего пространства имеют незначительные отличия от экспериментальных значений. Разработанная модель может быть использована для оценки режимных и конструктивных параметров работы новых и модернизированных алюминиевых электролизеров. Дальнейшие исследования будут направлены на уточнение расчетных результатов при помощи совершенствования разработанной математической модели.

**Ключевые слова:** математическая модель, алюминиевый электролизер, магнитная гидродинамика, теплообмен.

**Пьяных А.А.** – канд. техн. наук, доцент кафедры «Теплотехника и гидрогазодинамика» СФУ (660074, г. Красноярск, ул. Киренского, 26а), менеджер отдела математического моделирования и изменений ООО «РУСАЛ ИТЦ» (660111, г. Красноярск, ул. Пограничников, 37). E-mail: pianykhaa@gmail.com.

**Архипов Г.В.** – канд. техн. наук, директор проекта «Энергосберегающие конструкции электролизеров», ООО «РУСАЛ ИТЦ». E-mail: Gennadiy.Arhipov@rusal.com.

**Третьяков Я.А.** – канд. техн. наук, начальник отдела математического моделирования и изменений ООО «РУСАЛ ИТЦ». E-mail: Yaroslav.Tretiyakov@rusal.com.

**Для цитирования:** Пьяных А.А., Архипов Г.В., Третьяков Я.А. Математическая модель магнитной гидродинамики и теплообмена в алюминиевом электролизере. *Изв. вузов. Цвет. металлургия*. 2019. No. 6. С. 23–33.  
DOI: dx.doi.org/10.17073/0021-3438-2019-6-23-33.

*Pianykh A.A., Arkhipov G.V., Tretiyakov Ya.A.*

### **Mathematical model of magnetic hydrodynamics and heat transfer in aluminium reduction cell**

The paper presents a new nonstationary three-dimensional mathematical model of an aluminium reduction cell which makes it possible to perform coupled thermoelectric and magnetohydrodynamic calculations taking into account sideledge formation. The model considers the nonlinear dependence of material electrical conductivity and thermal conductivity coefficients on temperature, and the nonlinear dependence of magnetization on the magnetic field strength for ferromagnetic materials. Heat transfer coefficients on outer surfaces included the radiant and convective components of heat transfer and were functions of the ambient temperature and the local surface temperature. The energy equation took into account internal heat sources due to the electric current flow, exothermic reactions and additional thermal effects associated with the raw material loading and phase transitions. The control volume method was

used to obtain a numerical solution. The developed mathematical model was experimentally tested at the S8BME aluminium reduction cell. The paper presents the calculated and experimental data of magnetic, electric, thermal and hydrodynamic fields. The comparison of calculation results with the results of industrial experiments showed that the developed model reflects physical processes taking place in the aluminium reduction cell with accuracy sufficient for engineering calculations. The calculated values of electrical voltage, magnetic induction and temperature practically coincide with the measured ones. Velocity directions in the metal and the sideledge profile shape obtained by calculation have insignificant differences from experimental values. The developed model can be used to estimate operation specifications and design parameters for new and modernized aluminium reduction cells. Further studies will be aimed at refining the calculated results by improving the developed mathematical model.

**Keywords:** mathematical model, aluminium reduction cell, magnetohydrodynamics, heat transfer.

**Pianykh A.A.** – Cand. Sci. (Tech.), Associate prof., Department of thermal engineering and fluid dynamics, SibFU (660074, Russia, Krasnoyarsk, Kirenskogo str., 26a); Manager, Department of mathematical modelling and measurement, «RUSAL ETC» LLC (660111, Russia, Krasnoyarsk, Pogranichnikov str., 37). E-mail: pianykhaa@gmail.com.

**Arkhipov G.V.** – Cand. Sci. (Tech.), Project Director «Energy-Saving Cell Designs», «RUSAL ETC» LLC. E-mail: Gennadiy.Arkhipov@rusal.com.

**Tretyakov Ya.A.** – Cand. Sci. (Tech.), Head of the Department of mathematical modelling and measurement, «RUSAL ETC» LLC. E-mail: Yaroslav.Tretyakov@rusal.com.

**Citation:** *Pianykh A.A., Arkhipov G.V., Tretyakov Ya.A.* Mathematical model of magnetic hydrodynamics and heat transfer in aluminium reduction cell. *Izv. vuzov. Tsvet. metallurgiya*. 2019. No. 6. P. 23–33 (In Russ.). DOI: dx.doi.org/10.17073/0021-3438-2019-6-23-33.

## Введение

Совершенствование инструментов математического моделирования физических полей алюминиевого электролизера (АЭ) вызвано необходимостью детального исследования физико-химических процессов при различных режимных и конструктивных изменениях его работы. Алюминиевый электролизер относится к установкам, в которых протекают мультифизические процессы со сложной взаимосвязью. В настоящее время математическое моделирование физических полей в АЭ с достаточной точностью позволяет учитывать многие комплексно протекающие физические процессы.

Большое количество работ посвящено моделированию магнитной гидродинамики (МГД) в АЭ [1–6 и ссылки в них]. Как правило, расчет МГД выполняется в приближении мелкой воды и без учета теплообмена и формы рабочего пространства (ФРП). В работах [7, 8] приводятся результаты трехмерного моделирования электролизеров APXе и AP6X с помощью разработанной программы ALUCCELL, основной целью которой является возможность сопряженного расчета МГД стабильности ванны, растворения и переноса в электролите глинозема, а также тепловых полей.

Авторами [9] представлена трехмерная математическая модель, предназначенная для определения ФРП и оптимизации конструкции АЭ. В этой работе выполнено расчетное исследование трех конструкций ошиновки и их влияние на тепловое

и гидродинамическое состояния электролизера, работающего на силе тока 400 кА. Программное решение осуществляется следующим образом: сначала в программе Ansys решаются электромагнитная и тепловая задачи, затем в программу Fluent передаются внутренние источники теплоты и магнитные силы Лоренца. В программе Fluent решается гидродинамическая задача с учетом кристаллизации электролита. ФРП определяется при помощи введения в уравнения Навье–Стокса дополнительного слагаемого, представляющего собой объемную силу, отвечающую за торможение расплава. Таким образом, решение термоэлектрической и гидродинамической задач в [9] выполняется не сопряженно, что, по нашему мнению, может привести к неточностям результатов.

В нашей работе предложена новая трехмерная нестационарная математическая модель, позволяющая осуществлять сопряженный расчетный анализ течения электролита и металла под действием магнитных и гравитационных сил, а также формы рабочего пространства. При этом применялись коммерческая программная система Ansys CFX, предназначенная для решения задач вычислительной гидродинамики, и специализированная программа Vlums 5.07, позволяющая рассчитывать магнитные поля в объеме электролизера. Также проведено сопоставление результатов расчета с данными промышленных экспериментов.

## Математическая модель

Для моделирования движения металла и электролита применяется гомогенная модель, в соответствии с которой две фазы имеют одинаковые поля скорости, температуры и турбулентности. Изменение фазового состава моделируется введением дополнительных переменных  $r_\alpha$  — объемных долей каждой фазы в данной точке. Электролит и металл считаются несжимаемыми жидкостями. Используются следующие уравнения гидродинамики [10, 11].

- Уравнение непрерывности фазы  $\alpha$ :

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho r_\alpha) + \nabla(\rho \mathbf{u} r_\alpha) = 0 \quad (\alpha = 1, 2), \quad (1)$$

где  $\rho$  — плотность смеси,  $\mathbf{u}$  — ее средняя скорость.

- Уравнение непрерывности смеси:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho) + \nabla(\rho \mathbf{u}) = 0; \quad (2)$$

- Уравнение Навье—Стокса с учетом турбулентности в приближении Рейнольдса и тензор напряжений:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t}(\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_i u_j) = \\ & = -\frac{\partial p}{\partial x_j} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \mu \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) \right] - \\ & - \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho \overline{u'_i u'_j}) + \mathbf{F}_e + \mathbf{F}_b + \mathbf{F}_s, \quad (3) \\ & - \rho \overline{u'_i u'_j} = \mu_t \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \left( \rho k + \mu_t \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) \delta_{ij}. \end{aligned}$$

Здесь  $u_i, u_j$  — компоненты вектора средней скорости;  $u'$  — пульсационная скорость;  $r_\alpha$  — объемная доля фазы  $\alpha$ ;  $k$  — турбулентная кинетическая энергия;  $\mu, \mu_t$  — коэффициенты динамической и турбулентной вязкости соответственно;  $\delta_{ij}$  — символ Кронекера;  $p$  — статическое давление;  $\mathbf{F}_e$  — электромагнитная сила Лоренца:

$$\mathbf{F}_e = \mathbf{J} \times \mathbf{B},$$

где  $\mathbf{J}$  — плотность тока,  $\mathbf{B}$  — магнитная индукция;  $\mathbf{F}_b$  — объемная сила, определяющая плавучесть:

$$\mathbf{F}_b = (\rho_\alpha - \rho_{\text{ref}})\mathbf{g},$$

где  $\rho_\alpha$  — плотность компонента  $\alpha$ ,  $\rho_{\text{ref}}$  — эталонная плотность;  $\mathbf{F}_s$  — сила, тормозящая движение пото-

ка при температурах ниже температуры ликвидуса электролита:

$$\mathbf{F}_s = -h(T)\mathbf{u},$$

где  $h(T)$  — функция температуры, принимающая значения, равные 0 и 106 кг/(м<sup>3</sup>·с), при температурах выше и ниже температуры ликвидуса электролита соответственно.

Впервые данная модель кристаллизации была предложена в работе [12], и с тех пор она успешно применяется во многих расчетных задачах с фазовыми переходами, например в [1].

Параметры двухфазной смеси, входящие в уравнения, рассчитываются по следующим формулам:

$$\rho = \sum_{\alpha=1}^2 r_\alpha \rho_\alpha, \quad \mu = \sum_{\alpha=1}^2 r_\alpha \mu_\alpha. \quad (4)$$

Теплообмен и кристаллизация в расплаве определяются из решения уравнения энергии:

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} \sum_{\alpha=1}^2 (r_\alpha \rho_\alpha h_\alpha) + \frac{\partial}{\partial x_i} \sum_{\alpha=1}^2 (r_\alpha \mathbf{u} \rho_\alpha h_\alpha) = \\ & = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \lambda_{\text{eff}} \frac{\partial T}{\partial x_j} \right) + Q_J + Q_{\text{chem}}. \quad (5) \end{aligned}$$

Здесь  $h$  — энтальпия;  $Q_J$  — тепловой эффект, отвечающий за тепловыделение в контрольных объемах модели, вызванное протеканием электрического тока:

$$Q_J = \mathbf{J} \cdot \mathbf{J} / \sigma, \quad (6)$$

где  $\sigma$  — электропроводность;  $Q_{\text{chem}}$  — тепловой эффект от экзотермических химических реакций, протекающих в жидком электролите и металле, а также дополнительных тепловых эффектов;  $\lambda_{\text{eff}}$  — коэффициент эффективной теплопроводности:

$$\lambda_{\text{eff}} = \sum_{\alpha=1}^2 r_\alpha (\lambda_\alpha + \lambda_t), \quad (7)$$

где  $\lambda_\alpha$  — коэффициент теплопроводности фазы  $\alpha$ ;  $\lambda_t$  — турбулентный коэффициент теплопроводности:

$$\lambda_t = \frac{c_p \mu_t}{Pr_t}, \quad (8)$$

где  $Pr_t$  — турбулентное число Прандтля;  $c_p$  — изобарная теплоемкость.

Тепловые эффекты химических реакций и область их протекания представлены в табл. 1. Дополнительные тепловые эффекты создаются за счет нагрева глинозема и фторида алюминия, теплоты

Таблица 1  
Тепловые эффекты основных реакций

Реакция	Область протекания реакции	Тепловой эффект реакции при $t = 960\text{ }^\circ\text{C}$
$4\text{Al} + 3\text{C} = \text{Al}_4\text{C}_3$	На поверхности катода	7161,94 кДж/кг <sub>C</sub>
$\text{Al}_4\text{C}_3 + 9\text{CO}_{2(\text{r})} = 2\text{Al}_2\text{O}_3 + 12\text{CO}_{(\text{r})}$	На границе газового слоя с электролитом под анодом	6460 кДж/кг <sub>Al<sub>4</sub>C<sub>3</sub></sub>
$2\text{Na} + \text{CO}_{2(\text{r})} = \text{Na}_2\text{O} + \text{CO}_{(\text{r})}$	На границе газового слоя с электролитом под анодом	2770,74 кДж/кг <sub>Na</sub>
$2\text{Al}_{(\text{p})} + 3\text{CO}_{2(\text{r})} = 3\text{Al}_2\text{O}_{3(\text{p})} + 3\text{CO}_{(\text{r})}$	На границе газового слоя с электролитом под анодом	14725,93 кДж/кг <sub>Al</sub>
$3\text{Na}_2\text{O} + 2\text{AlF}_3 = 6\text{NaF} + \text{Al}_2\text{O}_3$	В точках питания глиноземом	4757,66 кДж/кг <sub>Na<sub>2</sub>O</sub>
$3\text{CaO} + 2\text{AlF}_3 = 3\text{CaF}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3$	В точках питания глиноземом	2755,45 кДж/кг <sub>CaO</sub>
$2\text{AlF}_3 + 3\text{H}_2\text{O} = \text{Al}_2\text{O}_3 + 6\text{HF}$	В точках питания сырьем (криолитом, фторидом алюминия, глиноземом)	-1758,02 кДж/кг <sub>AlF<sub>3</sub></sub>
$\text{S} + 2\text{CO}_{2(\text{r})} = \text{SO}_{2(\text{r})} + 2\text{CO}_{(\text{r})}$	На нижней поверхности анода, контактирующей с электролитом	-7842,81 кДж/кг <sub>S</sub>
$\text{S} + \text{CO}_2 + \text{C} = \text{COS} + \text{CO}_{(\text{r})}$	На нижней поверхности анода, контактирующей с электролитом	-4602,59 кДж/кг <sub>S</sub>
$\text{S} + \text{O}_2 = \text{SO}_2$	На поверхности анодов, контактирующей с воздухом	32923 кДж/кг <sub>S</sub>
$\text{CO}_{2(\text{r})} + \text{C}_{(\text{r})} = 2\text{CO}_{(\text{r})}$	Боковая часть анода, погруженная в электролит	1040 кДж/кг <sub>C</sub>

испарения влаги, теплоты растворения, а также теплоты фазового перехода  $\text{Al}_2\text{O}_3$  ( $\gamma \rightarrow \alpha$ ). Более подробно указанные здесь тепловые эффекты и методика их моделирования описаны в работе [13].

В расчетах использовали Shear-Stress Transport (SST)  $k-\omega$ -модель турбулентности [10].

Магнитные поля в объеме электролизера принимали постоянными во времени. Электрическое поле определяли из уравнения

$$\mathbf{E} = -\nabla\varphi, \quad (9)$$

где  $\varphi$  — электрический потенциал.

Для расчета распределения плотности электрического тока в объеме ванны и магнитной индукции требуется решение системы уравнений Максвелла. В стационарном виде они представлены ниже:

- закон индукции Фарадея:

$$\nabla \times \mathbf{E} = 0, \quad (10)$$

- теорема о циркуляции магнитного поля:

$$\nabla \times \mathbf{B}/\chi = \chi_0 \mathbf{J}, \quad (11)$$

- теорема Гаусса для электрического заряда:

$$\nabla \cdot \mathbf{E} = q/\epsilon_0, \quad (12)$$

- теорема Гаусса для магнитного поля:

$$\nabla \cdot \mathbf{B} = 0. \quad (13)$$

Здесь  $\mathbf{E}$  — напряженность электрического поля;  $\mathbf{B}$  — магнитная индукция;  $q$  — объемная плотность электрического заряда;  $\chi_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$  Гн/м — магнитная постоянная;  $\chi$  — магнитная проницаемость среды.

Плотность электрического тока связана с напряженностью электрического поля, скоростью движения расплава и магнитной индукцией следующей зависимостью:

$$\mathbf{J} = \sigma(\mathbf{E} + \mathbf{v} \times \mathbf{B}). \quad (14)$$

Электропроводность материалов ( $\sigma$ ) является функцией температуры. Уравнение непрерывности электрического тока имеет вид

$$\nabla \cdot \mathbf{J} = 0. \quad (15)$$

При решении магнитной задачи для ферромаг-

нитных материалов (стальной анодный и катодный кожухи; стальные токоотводящие стержни, размещенные в подовых блоках; стальные рифленные листы, установленные для обеспечения передвижения транспорта в корпусе электролиза и охлаждения боковых поверхностей катодного кожуха за счет естественной конвекции) учитывали нелинейную зависимость намагниченности от напряженности магнитного поля.

### Граничные условия

Для решения тепловой задачи на наружных поверхностях, контактирующих с воздухом, был задан эффективный коэффициент теплоотдачи, учитывающий конвективную и лучистую составляющие. Коэффициенты теплоотдачи являлись функциями температуры окружающей среды, локальной температуры и ориентации наружной поверхности. Расчеты выполнялись для температуры окружающей среды, равной 0 °С. Для электрической задачи на анодной ошиновке принята сила тока 170 кА, а на катодной ошиновке — электрический потенциал, равный нулю.

На всех внешних поверхностях модели нормальная составляющая плотности тока равнялась нулю. На границе, превышающей размеры трех электролизных ячеек, нормальная составляющая магнитной индукции принята также равной нулю. Для решения задачи гидродинамики на внутренних поверхностях футеровки, контактирующей с металлом и электролитом, заданы условия равенства нулю нормальной и касательной составляющих скорости.

### Программное решение задачи

Для моделирования был выбран электролизер С8БМЭ со следующими технологическими параметрами:

Сила тока, кА.....	170
Уровень металла, мм.....	300
Уровень электролита, мм.....	200

Первоначально производили расчет магнитных полей в программе Blums, в результате которого определяли значения магнитной индукции в объемах электролита и металла, которые импортировали в программу Ansys CFX, где выполнялось сопряженное решение тепловой и электрической

задач, а также магнитной гидродинамики с учетом свободной поверхности металл—электролит и образования ФРП.

Модель, созданная в программе Blums 5.07, приведена на рис. 1. Для моделирования принимали ошиновку с тремя стояками. В расчетах учитывали влияние магнитных полей соседних электролизеров и электролизеров соседнего ряда. Для ферромагнитных материалов использовали кривую намагничивания, представляющую собой зависимость индукции от напряженности магнитного поля  $B(H)$ . Более подробное описание программы Blums и методов ее применения для моделирования магнитных полей приведено в [14].

Конечно-элементная сетка, используемая для сопряженных комплексных расчетов в программе Ansys CFX, представлена на рис. 2 и состоит из  $3 \cdot 10^6$  элементов и  $2,5 \cdot 10^6$  узлов.

Все расчеты выполнены в нестационарной постановке. Значения коэффициентов тепло- и элект-

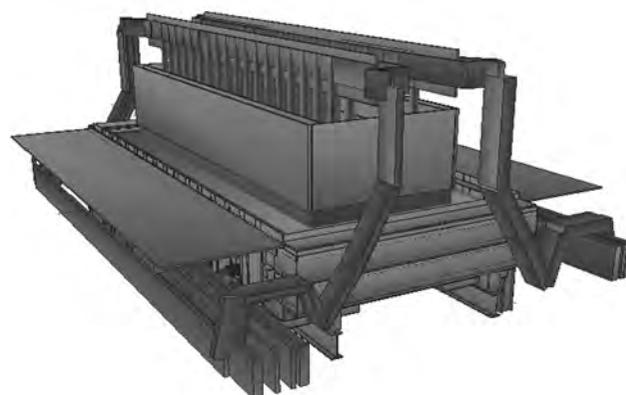


Рис. 1. Общий вид модели для расчета магнитных полей в программе Blums 5.07

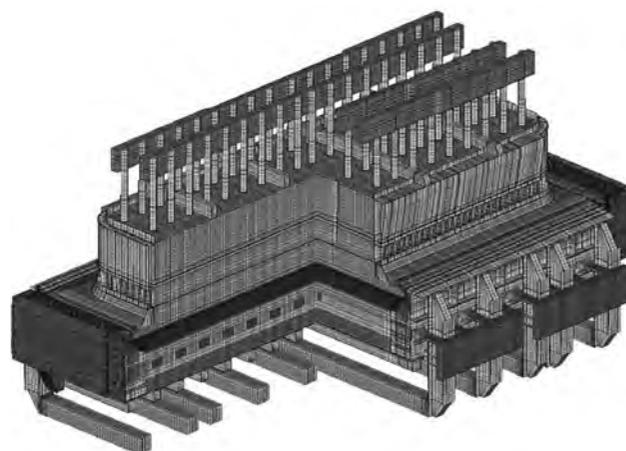


Рис. 2. Сетка, применяемая для комплексной модели

ропроводности материалов принимали в виде зависимостей от температуры.

### Результаты расчета

В ходе расчетов определили температурные, электрические и магнитные поля, а также поля скоростей в металле и электролите, форму границы раздела металл—электролит и ФРП. Как видно из рис. 3, вертикальная составляющая магнитной индукции, которая наряду с горизонтальными токами в металле является основной причиной горизонтальных сил Лоренца и тем самым играет основную роль в МГД-стабильности электролизера, находится в пределах  $B_z = -0,012 \div 0,011$  Тл.

Для верификации разработанной модели провели сопоставление расчетных данных с экспериментальными. Магнитную индукцию измеряли с помощью магнитометра МАЛ-3.2 по глухой и лицевой сторонам в 3 точках, расположенных на одинаковом расстоянии в пространстве между бортом и анодом (рис. 3). Результаты сведены в табл. 2. Сопоставление расчетных и экспериментальных значений магнитной индукции представлено в табл. 3, из которой видно, что они качественно коррелируют между собой.

Для оценки правильности решения задачи распределения электрического потенциала было проведено сравнение расчетных и экспериментальных значений падения напряжения в электролизере. Как видно из табл. 4, величины падения напряжения практически совпадают по всем статьям, что является также косвенным признаком правильности заданных в модели зависимостей электропроводности от температуры. Методика расчета среднего напряжения, приведенного в табл. 4, описана в [15].

Расчеты показали, что в ванне образуются 4 основных стационарных вихря, расположенных по

Таблица 2  
Результаты измерения магнитной индукции в пространстве катодного металла электролизеров

№ АЭ	Точки измерения (см. рис. 3)	$B$ , мТл		
		$B_x$	$B_y$	$B_z$
1	1	-4,1	10,2	-8,7
	2	-9,0	1,0	3,6
	3	-5,2	-9,5	12,9
	4	7,8	-8,6	-9,5
	5	9,4	2,3	1,1
	6	4,5	11,5	11,5
2	1	-6,1	12,5	-7,5
	2	-8,7	2,3	1,2
	3	-8,3	-10,2	12,2
	4	6,5	-7,1	-10,5
	5	9,8	1,5	-0,5
	6	5,0	10,1	11,3
3	1	-5,2	12,5	-8,3
	2	-8,6	3,1	0,3
	3	-7,5	-10,5	13,2
	4	6,3	-8,1	-11,2
	5	7,6	1,7	2,0
	6	5,3	10,2	10,5
Среднее по АЭ	1	-5,1	11,7	-8,2
	2	-8,8	2,1	1,7
	3	-7,0	-10,1	12,8
	4	6,9	-7,9	-10,4
	5	8,9	1,8	0,9
	6	4,9	10,6	11,1

углам (рис. 4). Максимальное значение расчетной скорости составило  $v = 31$  см/с. Промышленное измерение скоростей в металле является очень приближенным. Оно выполняется с помощью

Таблица 3  
Расчетные и экспериментальные средние значения магнитной индукции

Точки измерения (см. рис. 3)	$B_x$ , мТл		$B_y$ , мТл		$B_z$ , мТл	
	Эксп.	Расч.	Эксп.	Расч.	Эксп.	Расч.
1	-5,1	-7,3	11,7	7,9	-8,2	-6,3
2	-8,8	-8,6	2,1	-2,1	1,7	1,4
3	-7,0	-7,4	-10,1	-9,8	12,8	8,7
4	6,9	7,2	7,9	-8,2	-10,4	-8,7
5	8,9	8,9	1,8	-2,1	0,9	-0,5
6	4,9	6,7	10,6	6,5	11,1	7,7

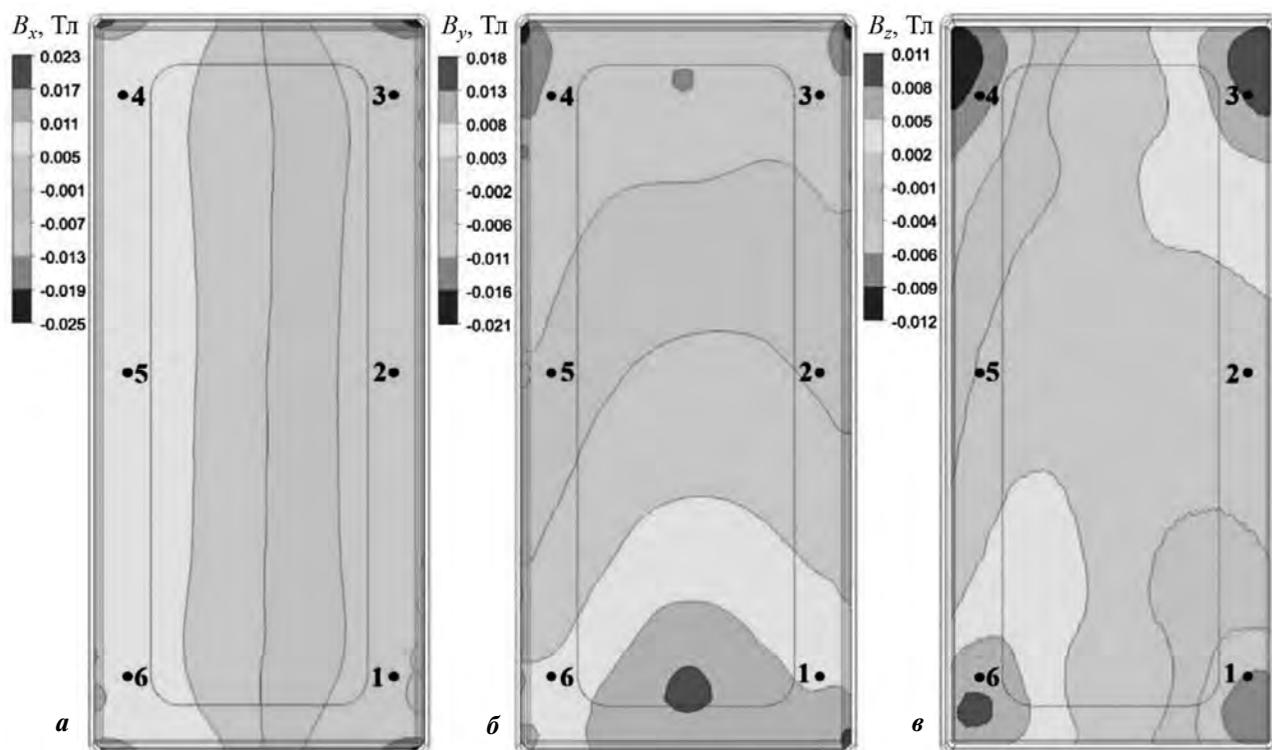


Рис. 3. Магнитная индукция на границе раздела металл–электролит с указанием точек измерения 1–6 (входной торец снизу)

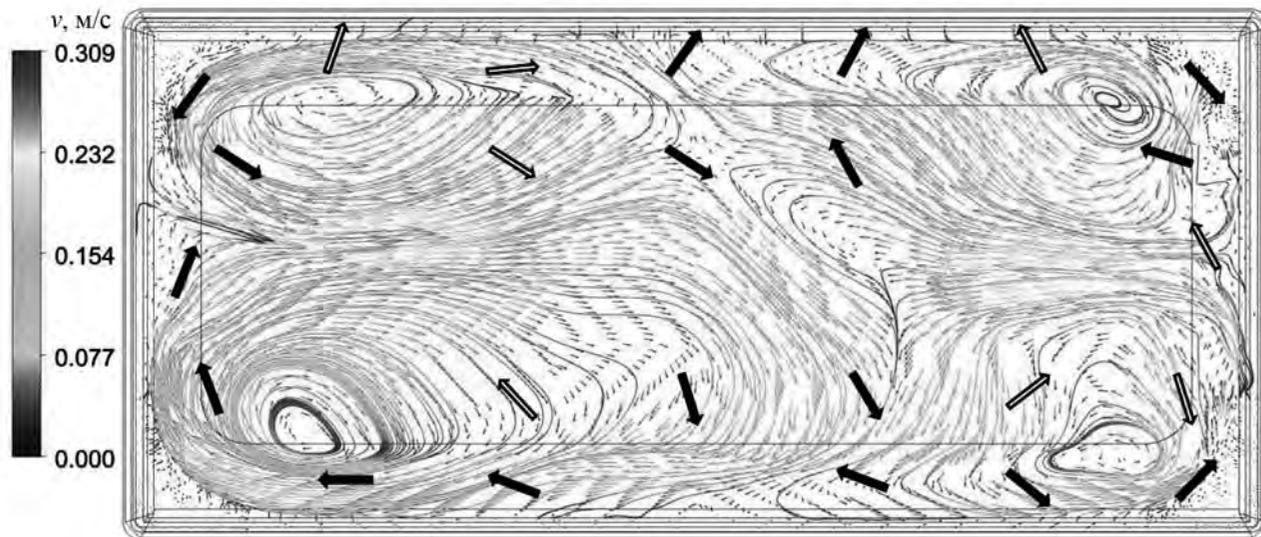


Рис. 4. Поле скоростей и контуры циркуляции на границе раздела металл–электролит (входной торец слева)

погружения стальных стержней на определенное время в жидкий алюминий, а затем по форме их эрозионного разрушения оцениваются направления и значения средней скорости за время проведения эксперимента [16].

Направления средней скорости, полученные из эксперимента, представлены на рис. 4 черными и

белыми стрелками. Черные стрелки не отклоняются больше чем на  $90^\circ$  от направления расчетных скоростей, а белые — превышают это значение. Как видно, 8 из 25 экспериментальных значений имеют отклонения от расчетных направлений движения металла, превышающее  $90^\circ$ .

Граница раздела металл–электролит приве-

Таблица 4  
**Расчетные и экспериментальные значения  
 падения напряжения в электролизере**

Статья электрического баланса	Расчет	Эксперимент
Падение напряжения, В:		
в аноде	0,554	0,554
в электролите	1,571	1,573
в подине	0,315	0,303
в ошиновке	0,370	0,360
Среднее напряжение, В	4,644	4,636

дена на рис. 5. Статический перекося уровней катодного металла имеет максимум 6 см и минимум –5 см относительно исходного уровня. Наибольший уровень жидкого металла достигается в

месте столкновения двух течений от противоположных вихрей, а наименьшие его значения наблюдаются в центре вихрей.

На рис. 6 представлена расчетная форма настывли и гарнисажа. Гарнисаж представляет собой застывший электролит выше уровня жидкого металла, а настывль — ниже этого уровня. Расчетами установлено, что настывль попадает под проекцию анода, что подтверждается многочисленными измерениями на действующих электролизерах С8БМЭ, работающих при параметрах, близких к принятым в модели. Форма и размеры гарнисажа также соответствуют измеренным. Расчетная толщина настывли в пространстве между бортом и анодом получилась на 3–7 см меньше экспериментального значения, равного в среднем 14 см.



Рис. 5. Статический перекося уровней катодного металла

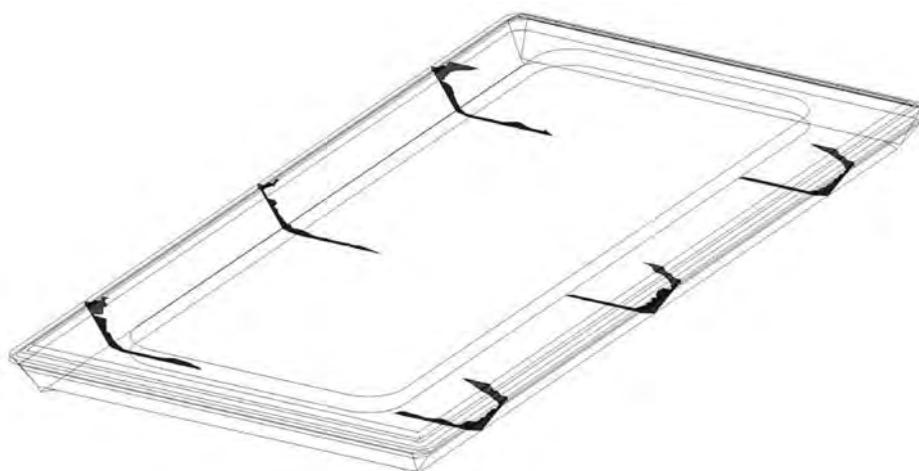


Рис. 6. Форма рабочего пространства электролизера С8БМЭ

Такое различие в значениях толщины настыли можно объяснить следующим образом. Существуют две основные математические модели, описывающие процесс образования настыли. Первая заключается в том, что считается теплопередача от внутреннего расплава к окружающей среде и по температуре ликвидуса электролита в области жидкого металла оценивается граница раздела металл—настыль. В частности, оценка ФРП таким путем была выполнена в работах [17—19]. Данные, полученные на основе второй модели, свидетель-

ствуют о том, что на формирование настыли может оказывать существенное влияние наличие тонкой пленки электролита между настылью и металлом. Более подробно данная модель описана авторами [20, 21].

Расчетная и экспериментальная температуры электролита в пространстве между бортовым блоком и анодом совпадают и составляют 949 °С. На рис. 7 приведено температурное поле катодного кожуха. Видно, что он нагревается неравномерно вследствие различных (по поверхности бортов



Рис. 7. Распределение температуры в кожухе (входной торец справа)

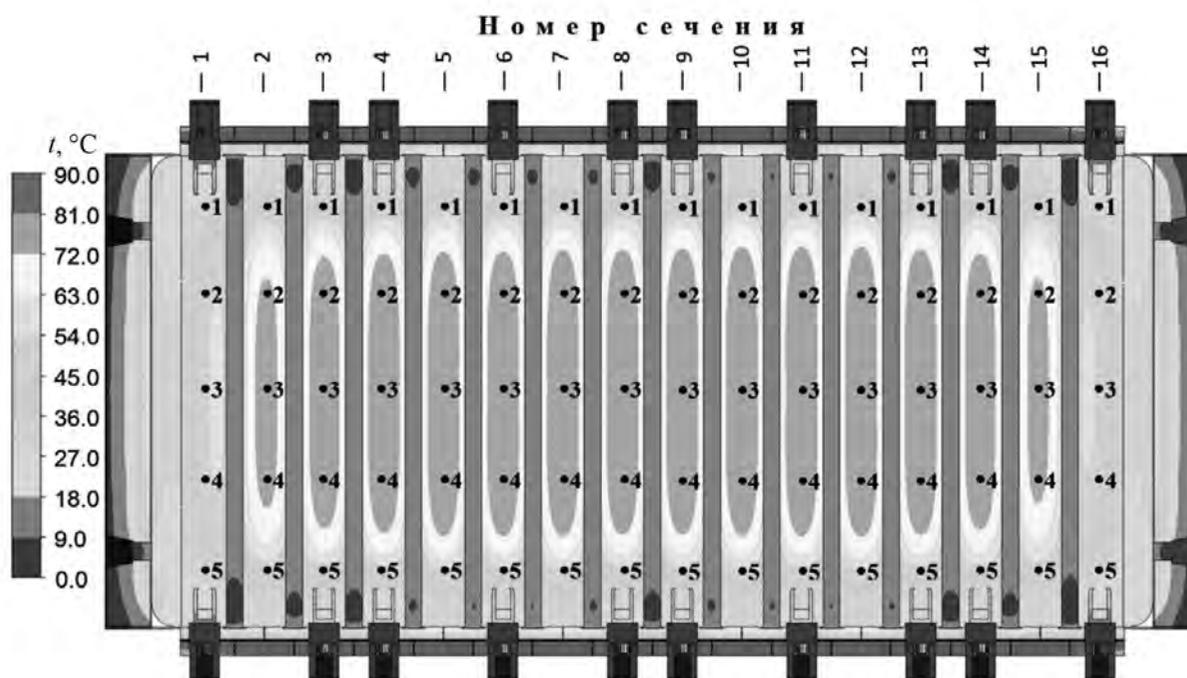


Рис. 8. Распределение температуры в днище кожуха (входной торец слева)

Таблица 5  
**Расчетные и экспериментальные значения температуры (°С) днища кожуха, усредненные по трем электролитам**

№ точки	Номер сечения (см. рис. 8)															
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
1	$\frac{37}{34}$	$\frac{47}{42}$	$\frac{52}{44}$	$\frac{53}{44}$	$\frac{50}{48}$	$\frac{52}{44}$	$\frac{55}{48}$	$\frac{55}{44}$	$\frac{55}{44}$	$\frac{53}{48}$	$\frac{53}{44}$	$\frac{55}{48}$	$\frac{53}{44}$	$\frac{51}{44}$	$\frac{46}{42}$	$\frac{36}{34}$
	$\frac{60}{47}$	$\frac{71}{71}$	$\frac{78}{77}$	$\frac{75}{77}$	$\frac{75}{77}$	$\frac{76}{77}$	$\frac{77}{77}$	$\frac{77}{77}$	$\frac{77}{77}$	$\frac{78}{77}$	$\frac{74}{77}$	$\frac{77}{77}$	$\frac{72}{77}$	$\frac{73}{77}$	$\frac{75}{77}$	$\frac{67}{71}$
3	$\frac{61}{52}$	$\frac{76}{76}$	$\frac{81}{79}$	$\frac{84}{80}$	$\frac{84}{80}$	$\frac{84}{80}$	$\frac{81}{80}$	$\frac{83}{80}$	$\frac{82}{80}$	$\frac{81}{80}$	$\frac{82}{80}$	$\frac{79}{80}$	$\frac{81}{80}$	$\frac{76}{79}$	$\frac{69}{76}$	$\frac{61}{52}$
	$\frac{55}{47}$	$\frac{66}{71}$	$\frac{76}{77}$	$\frac{78}{77}$	$\frac{79}{77}$	$\frac{79}{77}$	$\frac{73}{77}$	$\frac{75}{77}$	$\frac{79}{77}$	$\frac{76}{77}$	$\frac{77}{77}$	$\frac{78}{77}$	$\frac{78}{77}$	$\frac{75}{77}$	$\frac{69}{71}$	$\frac{61}{47}$
5	$\frac{32}{34}$	$\frac{40}{42}$	$\frac{49}{44}$	$\frac{53}{44}$	$\frac{50}{48}$	$\frac{50}{44}$	$\frac{46}{48}$	$\frac{48}{44}$	$\frac{48}{44}$	$\frac{48}{48}$	$\frac{50}{44}$	$\frac{50}{48}$	$\frac{52}{44}$	$\frac{50}{44}$	$\frac{46}{42}$	$\frac{38}{34}$

Примечание. В числителе – эксперимент, в знаменателе – расчет.

и подовых блоков) значений коэффициента конвективного теплообмена и температуры металла. Можно отметить, что температуры боковых стенок кожуха на несколько градусов выше в тех местах, где образуются вихри в металле и электролите, что объясняется эффективным переносом теплоты из центра ванны АЭ к бортовым стенкам. Максимальная температура кожуха составила 317 °С.

Расчетная температура на днище кожуха и точки, в которых выполнялись промышленные измерения, показаны на рис. 8. В табл. 5 представлено сопоставление расчетных и экспериментальных значений температур днища кожуха, полученных для 3 электролизеров при температуре окружающего воздуха 0 °С. Как видно из табл. 5 и рис. 8, расчетные температуры на днище кожуха получились симметрично распределенными относительно центра, что говорит о выравнивании температурного поля по толщине цоколя электролизера.

## Заключение

Разработанная математическая модель алюминиевого электролизера позволила определить магнитные, температурные и электрические поля, а также поле скоростей в объемах металла и электролита. С помощью модели можно приближенно оценить форму рабочего пространства. Учет в модели тепловых источников от химических реакций и сырья, загружаемого в электролит, дает возможность

прогнозирования технико-экономических показателей проектируемых и модернизируемых электролизеров различной мощности. Представленная математическая модель физических полей также позволяет детально определять локальные возмущения, связанные с технологическими операциями или нарушениями в работе, и их распространение во времени и пространстве электролизера.

Анализ полученных результатов показал хорошее согласие с экспериментальными данными, что говорит о возможности использования и целесообразности дальнейшего совершенствования разработанной математической модели.

## Литература/References

1. Qiang Wang, Baokuan Li, Mario Fafad. Effect of anode change on heat transfer and magnetohydrodynamic flow in aluminum reduction cell. *JOM*. 2016. No. 68. P. 610–622.
2. Yang Song, Jianping Peng, Yuezhong Di, Yaowen Wang, Naixiang Feng. Performance of the cathodes with trapezoidal protrusions in aluminum electrolysis cells. *JOM*. 2017. No. 69. P. 2844–2850.
3. Meijia Sun, Baokuan Li, Linmin Li, Jianping Peng. Effect of steel multi-collector bars on current density and magnetohydrodynamic stability in an aluminum reduction cell. *Light Metals*. 2018. P. 565–572.
4. Bojarevics V. Time dependent MHD models for aluminum reduction cells. *Light Metals*. 2010. P. 199–206.

5. Hua J., Rudshaug M., Droste C., Jorgensen R., Giskeodegard N.-H. Modelling of metal flow and metal pad heaving in a realistic reference aluminum reduction cell. *Light Metals*. 2016. P. 339–344.
6. Arkhipov A., Alzarooni A., Al Jasmi A., Potocnik V. Improving the understanding of busbar design and cell MHD performance. *Light Metals*. 2017. P. 671–677.
7. Renaudier S., Langlois S., Bardet B., Picasso M., Masseur A. Alucell: A unique suite of models to optimize pot design and performance. *Light Metals*. 2018. P. 541–549.
8. Bardet B., Foetisch T., Renaudier S., Rappaz J., Flueck M., Picasso M. Alumina dissolution modelling in aluminium electrolysis cell considering MHD driven convection and thermal impact. *Light Metals*. 2016. P. 315–319.
9. Hongliang Zhang, Ling Ran, Jinding Liang, Tianshuang Li, Kena Sun, Jie Li. Study on 3D full cell ledge shape calculation and optimal design criteria by coupled thermo-flow model. *Light Metals*. 2018. P. 587–596.
10. ANSYS CFX Release 18.2.0 Documentation (2017).
11. Hirt C.W., Nichols B.D. Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries. *J. Comput. Phys.* 1981. No. 39. P. 201–225.
12. Brent A.D., Voller V.R., Reid K.J. Enthalpy-porosity technique for modeling convection-diffusion phase change: Application to the melting of a pure metal. *Numerical Heat Transfer*. 1988. No. 13(3). P. 297–318.
13. Arkhipov G.V., Pingin V.V., Tretyakov Ya.A., Polyakov P.V. Simulation of cell thermoelectric field with consideration of electrochemical processes. *Light Metals*. 2007. P. 327–331.
14. Немчинова Н.В., Радионов Е.Ю., Сомов В.В. Исследование влияния формы рабочего пространства на МГД-параметры работы электролизера при производстве алюминия. *Вестник ИРГТУ*. 2019. Т. 23. No. 1. С. 169–178.
15. Минцис М.Я., Поляков П.В., Сиразутдинов Г.А. Электрометаллургия алюминия. Новосибирск: Наука, 2001. *Mintsis M.Ya., Polyakov P.V., Sirazutdinov G.A. Aluminum electrometallurgy*. Novosibirsk: Nauka, 2001 (In Russ.).
16. Potocnik V., Laroche F. Comparison of measured and calculated metal pad velocities for different prebake cell designs. *Light Metals*. 2001. P. 419–425.
17. Стаханов В.В., Редькин А.А., Зайков Ю.П., Галашев А.Е. Влияние перегрева и состава электролита на профиль гарнисажа в алюминиевом электролизере. *Изв. вузов. Цвет. металлургия*. 2018. No. 4. С. 24–30. *Stakhanov V.V., Redkin A.A., Zaikov Y.P., Galashev A.E. Influence of electrolyte composition and overheating on the sideledge in the aluminum cell*. *Izv. vuzov. Tsvet. Metallurgiya*. 2018. No. 4. P. 24–30 (In Russ.).
18. Hongliang Zhang, Qiyu Wang, Jie Li, Hui Guo, Jingkun Wang, Tianshuang Li. Study on side ledge behavior under current fluctuations based on coupled thermo-electric model. *Light Metals*. 2019. P. 647–655.
19. Nandana V., Gutt R., Gesell H., Cubeddu A., Duessel R., Janoske U. Virtual battery foam: A multi-physics numerical solver to simulate the aluminium electrolysis process. *ICSOBA Conf.* Belem, Brazil, 2018. P. 961–976.
20. Solheim A., Giskeodegard N.H., Holt N.J. Sideledge facing metal in aluminium electrolysis cells: Freezing and melting in the presence of a bath film. *Light Metals*. 2016. P. 333–338.
21. Solheim A., Hjertenas E., Tschope K., Kucharik M., Holt N.J. Sideledge in aluminium cells: Further considerations concerning the trench at the metal-bath boundary. *Light Metals*. 2019. P. 787–793.