

## ВЛИЯНИЕ ПЕРЕГРЕВА И СОСТАВА ЭЛЕКТРОЛИТА НА ПРОФИЛЬ ГАРНИСАЖА В АЛЮМИНИЕВОМ ЭЛЕКТРОЛИЗЕРЕ

© 2018 г. В.В. Стаханов, А.А. Редькин, Ю.П. Зайков, А.Е. Галашев

Институт высокотемпературной электрохимии (ИВТЭ) УрО РАН, г. Екатеринбург

Уральский федеральный университет (УрФУ)  
имени первого Президента России Б.Н. Ельцина, г. Екатеринбург

Статья поступила в редакцию 21.12.17 г., доработана 19.04.18 г., подписана в печать 27.04.18 г.

Проведено теоретическое исследование влияния химического состава электролита и его перегрева на профиль гарнисажа, формируемого в ванне для выплавки алюминия. Были выбраны три состава электролита: (1) натриевый криолит с криолитовым отношением  $КО = 2,7$ ; (2) криолит с  $КО = 2,7 + 5 \text{ мас.}\% \text{ CaF}_2$ ; (3) криолит с  $КО = 2,7 + 5 \text{ мас.}\% \text{ CaF}_2 + 5 \text{ мас.}\% \text{ Al}_2\text{O}_3$ . Температуры перегрева ликвидуса электролита составляли 5, 10, 15 и 20 °С. Расчеты выполнены с помощью метода конечных элементов. Была применена упрощенная конструкция алюминиевого электролизера с предварительно обожженным анодом. Для расчета температурного поля использовалась математическая модель в приближении Буссинеска, содержащая уравнение Навье–Стокса, а также уравнения теплопроводности и несжимаемости. Установлена ключевая роль перегрева электролита на формирование гарнисажа, образующийся профиль которого зависит от коэффициента теплопереноса и теплофизических свойств материалов. Наименьшая толщина гарнисажа при одинаковом перегреве наблюдалась в электролите состава 3, а профили образованного гарнисажа для образцов 1 и 2 практически совпали. Толщина сформированного гарнисажа при перегреве на 5 град составила более 7 см, а разность температур между гарнисажем, соприкасающимся с электролитом, и стенкой бортового блока – 20–25 град. Выявлено, что практически полное исчезновение гарнисажа происходит при перегреве ликвидуса электролита на 20 град.

**Ключевые слова:** алюминий, гарнисаж, температурное поле, моделирование, метод конечных элементов, электролизер, перегрев.

**Стаханов В.В.** – лаборант лаборатории электродных процессов Института высокотемпературной электрохимии (ИВТЭ) УрО РАН (620137, г. Екатеринбург, ул. Академическая, 20). E-mail: slavastahanov@mail.ru.

**Редькин А.А.** – ст. науч. сотр. лаборатории электродных процессов ИВТЭ УрО РАН. E-mail: a.redkin@ihite.uran.ru.

**Зайков Ю.П.** – докт. хим. наук, проф., науч. руководитель ИВТЭ УрО РАН; зав. кафедрой технологии электрохимических производств УрФУ (620002, г. Екатеринбург, ул. Мира, 19). E-mail: dir@ihite.uran.ru.

**Галашев А.Е.** – докт. физ.-мат. наук., гл. науч. сотрудник отдела электролиза лаборатории электродных процессов ИВТЭ УрО РАН. E-mail: alexander-galashhev@yandex.ru.

**Для цитирования:** 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.  
DOI: dx.doi.org/10.17073/0021-3438-2018-4-24-30.

*Stakhanov V.V., Redkin A.A., Zaikov Yu.P., Galashev A.E.*

### **Influence of electrolyte composition and overheating on the sideledge in the aluminum cell**

The paper presents a theoretical study conducted to investigate the effect that the chemical composition of electrolyte and its overheating have on the size of sideledge formed in an aluminum smelting bath. Three electrolyte compositions were chosen: (1) sodium cryolite with the cryolite ratio  $CR = 2,7$ ; (2) cryolite  $CR = 2,7 + 5 \text{ wt.}\% \text{ CaF}_2$ ; (3) cryolite  $CR = 2,7 + 5 \text{ wt.}\% \text{ CaF}_2 + 5 \text{ wt.}\% \text{ Al}_2\text{O}_3$ . The electrolyte liquidus overheating temperatures were 5, 10, 15 and 20 °C. Calculations were performed using the finite element method. A simplified design of an aluminum cell was used with a prebaked anode. The temperature field was calculated using a mathematical model based on the Boussinesq approximation, which contains the Navier–Stokes equation as well as thermal conductivity and incompressibility equations. The key role of electrolyte overheating in sideledge formation was established. The resulting sideledge profile depends on the heat transfer coefficients and thermophysical properties of materials. The smallest sideledge thickness with the same electrolyte overheating was observed in cryolite composition 3, and the profiles of the formed sideledge for samples 1 and 2 were nearly the same. The thickness of the sideledge formed with a 5 degree overheating exceeded 7 cm and the difference in temperature between the sideledge in contact with electrolyte and the side block wall was 20–25 degrees. It was found that the virtually total disappearance of the sideledge occurs at electrolyte liquidus overheating by 20 degrees.

**Keywords:** aluminum, sideledge, temperature field, modeling, finite element method, aluminum cell, overheating.

**Stakhanov V.V.** – Laboratory assistant, Laboratory of electrode processes, Institute of High Temperature Electrochemistry of the Ural Branch of the RAS (IHTE UB RAS) (620137, Russia, Ekaterinburg, Akademicheskaya 20).

E-mail: slavastahanov@mail.ru.

**Redkin A.A.** – Senior researcher, Laboratory of electrode processes, IHTE UB RAS. E-mail: a.redkin@ihite.uran.ru.

**Zaikov Yu.P.** – Dr. Sci. (Chem.), Prof., Research supervisor of IHTE UrB RAS, Head of Department «Technology of electrochemical productions», Ural Federal University n. a. first President of Russia B.N. Yeltsin (620002, Russia, Yekaterinburg, Mira str., 19). E-mail: dir@ihite.uran.ru.

**Galashev A.E.** – Dr. Sci. (Phys.-Math.), Principal researcher, Laboratory of electrode processes, IHTE UB RAS.

E-mail: alexander-galashev@yandex.ru.

**Citation:** *Stakhanov V.V., Redkin A.A., Zaikov Yu.P., Galashev A.E. Vliyanie peregreva i sostava elektrolita na profil' garnisazha v alyuminievom elektrolizere. Izv. vuzov. Tsvet. metallurgiya.* 2018. No. 4. P. 24–30.

DOI: dx.doi.org/10.17073/0021-3438-2018-4-24-30.

## Введение

Основной тенденцией развития алюминиевой промышленности последних лет является увеличение токовой нагрузки электролизных ванн. Если 50 лет назад высокоамперными электролизерами считались аппараты с током 80 кА [1], то в настоящее время таковыми являются установки с токовой нагрузкой более 400 кА [2, 3]. Рост мощности электролизеров предъявляет повышенные требования к конструкционным материалам и, кроме того, приводит к увеличению тепловых потоков, что делает более неустойчивым тепловое равновесие. Это является причиной нестабильности формирования защитного гарнисажа и сокращения срока эксплуатации ванны.

Основным параметром, который определяет размеры и структуру гарнисажа, является перегрев электролита, т.е. превышение рабочей температуры электролиза над температурой ликвидуса расплава [4, 5]. Этот параметр должен поддерживаться постоянным, однако любые изменения в составе солевой ванны приведут к изменению температуры ликвидуса, что скажется на величине перегрева. Значительное влияние на температуру ликвидуса расплава оказывают добавки глинозема и фторида кальция. Изменение их содержания воздействует также на другие свойства, такие, как тепло- и электропроводность, что также влияет на распределение температур в объеме электролизера. Определение профиля гарнисажа в реальных условиях для различных составов электролита требует большого числа повторений экспериментальных исследований, а следовательно, и необходимого для этого времени, что в условиях работающего промышленного электролизера практически невозможно. Поэтому моделирование процессов образования защитного слоя застывшего электро-

лита на стенке бортового блока алюминиевого электролизера становится актуальным.

Моделирование температурного поля электролизера может быть реализовано с использованием метода конечных элементов (МКЭ) [6–8]. Введение понятия «конечный элемент» позволяет преодолеть проблему бесконечного количества точек связи сплошного тела путем его разбиения на конечные элементы (исчислимого количества), взаимодействующие между собой только в точках соединения.

Около 30 лет назад этот способ начал применяться для моделирования процессов, происходящих в алюминиевом электролизере [9]. Сначала это были частные задачи, которые касались отдельных конструкций электролизера, однако со временем начали разрабатываться модели для всего аппарата в целом. Наиболее часто МКЭ используется для моделирования распределения температур в объеме электролизера в зависимости от влияния различных факторов. Анализ температурных полей может быть выполнен и с помощью других методов. В частности, в Университете Оклэнда разработана собственная программа расчета этой характеристики алюминиевого электролизера, основанная на решении методом конечных разностей [10, 11].

Задачей настоящего исследования являлось изучение влияния состава электролита и его перегрева на формирование гарнисажа. Расчет тепловых и электрических полей в электролите производился с помощью метода конечных элементов, реализуемого в программном пакете ANSYS v17.2. Использована упрощенная конструкция алюминиевого электролизера с предварительно обожженными анодами. Ее применение упрощает расчеты, не из-

меня характера влияния состава электролита и перегрева на параметры гарнисажа. В дальнейшем планируется провести расчеты для конструкций, близких к используемым в промышленности.

## Расчетная модель

Для расчета температурных и электрических полей электролизера, которые влияют на профиль гарнисажа, решаются уравнения, приведенные ниже.

### Температурное поле

Для описания конвекции в жидкостях и газах применяются уравнения тепловой конвекции в приближении Буссинеска. Модель включает в себя уравнения Навье—Стокса, теплопроводности и несжимаемости. Химические процессы, происходящие в объеме электролизера, косвенно учитываются в параметрах, задаваемых в математической модели.

Для решения задач, связанных с нахождением температурного поля, необходимо иметь дифференциальное уравнение теплопроводности, которое описывает зависимость между температурой, временем и координатами элементарного объема:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + Q, \quad (1)$$

где  $\lambda$  — коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К);  $c$  — теплоемкость, Дж/(кг·К);  $\rho$  — плотность материала, кг/м<sup>3</sup>;  $Q$  — внутреннее тепловыделение, Вт/м<sup>3</sup>, которое связано с выделением Джоулева тепла при прохождении электрического тока.

Уравнение Навье—Стокса имеет вид

$$\rho_0 \left( \frac{\partial \mathbf{v}}{\partial t} + (\mathbf{v} \cdot \nabla) \mathbf{v} \right) = -\nabla p + \eta \Delta \mathbf{v} + \rho(T)g, \quad (2)$$

где  $\mathbf{v}$  — скорость течения жидкости, м/с;  $p$  — давление, Па;  $\eta$  — динамическая вязкость, Па·с;  $g = 9,81 \text{ м/с}^2$  — ускорение свободного падения.

Для описания зависимости плотности от температуры применяется линейная аппроксимация

$$\rho(T) = \rho_0(1 - \beta\theta), \quad (3)$$

где  $\rho_0$  — плотность жидкости при равновесной температуре  $T_0$ , кг/м<sup>3</sup>;  $\beta$  — коэффициент объемного расширения, К<sup>-1</sup>;  $\theta = T - T_0$  — отклонение температуры от равновесного состояния, К.

Уравнение несжимаемости представлено в виде

$$\text{div} \mathbf{v} = 0. \quad (4)$$

Непрерывные тепловые потоки в объеме электролизера, обусловленные теплопроводностью, конвекцией и излучением, влияют на формирование гарнисажа. Следовательно, для решения поставленной задачи необходимо учитывать все три вида теплопередачи.

Изменение плотности теплового потока за счет теплопроводности определяется законом Фурье:

$$\mathbf{q} = -\lambda \left( \frac{\partial T}{\partial x} \mathbf{i} + \frac{\partial T}{\partial y} \mathbf{j} + \frac{\partial T}{\partial z} \mathbf{k} \right), \quad (5)$$

где  $\mathbf{i}$ ,  $\mathbf{j}$  и  $\mathbf{k}$  — единичные векторы в декартовой системе координат.

В случае конвективной теплопроводности плотность теплового потока на границах электролита и стенки, электролита и гарнисажа, а также наружных стенок электролизера и окружающего воздуха определяется по формуле Ньютона—Рихмана:

$$q_k = \alpha_k(t_1 - t_2), \quad (6)$$

где  $\alpha_k$  — коэффициент теплоотдачи на соответствующих границах, Вт/(м<sup>2</sup>·К);  $(t_1 - t_2)$  — разность температур стенки и среды, К.

Учет влияния излучения на температурное поле проводится на основе температурной зависимости интегральной плотности, устанавливаемой законом Стефана—Больцмана:

$$E = \varepsilon c_0 T^4, \quad (7)$$

где  $c_0 = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{К}^4) = 20,41 \cdot 10^{-8} \text{ кДж/(м}^2 \cdot \text{ч} \cdot \text{К}^4)$  — постоянная Стефана—Больцмана,  $\varepsilon$  — степень черноты излучающей поверхности тела.

Для определения температурных полей необходимо использовать граничные условия, которые будут приведены ниже.

### Электрическое поле

Электрическое поле внутри любого проводника, в том числе и электролита, находящегося в электролитической ячейке, характеризуется системой следующих дифференциальных уравнений:

$$\text{div} \mathbf{j} = 0, \quad (8)$$

$$\mathbf{j} = \sigma \mathbf{E}, \quad (9)$$

$$\text{rot} \mathbf{E} = 0, \quad (10)$$

где  $\mathbf{j}$  — плотность тока,  $\text{А/м}^2$ ;  $\sigma$  — удельная электропроводность,  $(\text{Ом}\cdot\text{м})^{-1}$ ;  $\mathbf{E}$  — напряженность электрического поля,  $\text{В/м}$ .

Равенство (8) является законом сохранения заряда и представляет собой обобщенный вид первого закона Кирхгофа в дифференциальной форме, уравнение (9) отражает связь между напряженностью электрического поля и плотностью тока, а равенство (10) показывает, что поле постоянных токов имеет безвихревой характер и выражает второй закон Кирхгофа в дифференциальной форме. При этом уравнение (8) оказывается эквивалентным равенству

$$\mathbf{E} = -\text{grad}\varphi, \quad (11)$$

где  $\varphi$  — потенциал электрического поля,  $\text{В}$ .

На основе выражений (9) и (11) можно записать дифференциальное уравнение закона Ома в виде

$$\mathbf{j} = -\sigma \text{grad}\varphi. \quad (12)$$

Решение задач о распределении потенциала электрического поля в общем случае сводится к интегрированию совокупности дифференциальных уравнений (8), (9) и (10) при определенных граничных условиях. Из формул (8), (9) и (11) следует, что

$$\text{div}\mathbf{j} = \text{div}(\sigma \text{grad}\varphi) = 0. \quad (13)$$

Входящая в уравнение (13) удельная электрическая проводимость электролита ( $\sigma$ ) может зависеть от координат рассматриваемой точки  $\sigma(x, y, z)$ . В промышленных электролизерах, системах антикоррозионной защиты аппаратов, а также во многих других случаях применения электролитических ячеек изменением удельной проводимости электролита в процессе протекания тока, как правило, можно пренебречь, т.е.  $\sigma = \text{const}$ . В этом случае уравнение (13) переходит в дифференциальное уравнение Лапласа:

$$\frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \varphi}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \varphi}{\partial z^2} = 0. \quad (14)$$

Определение электрического поля в электролитах в большинстве случаев сводится к решению этого уравнения при соответствующих граничных условиях, получив которое в виде выражения для потенциала  $\varphi(x, y, z)$ , можно легко рассчитать и другие параметры электрического поля в электролизере. Так, например, для определения составляющих по координатным осям вектора плотности тока можно использовать соотношение (12):

$$j_x = -\sigma \frac{\partial \varphi}{\partial x}, \quad j_y = -\sigma \frac{\partial \varphi}{\partial y}, \quad j_z = -\sigma \frac{\partial \varphi}{\partial z}. \quad (15)$$

В настоящей работе были приняты следующие граничные условия, соответствующие средним значениям для промышленных электролизеров [15, 16]:

- плотность тока на аноде  $j = 0,85 \text{ А/см}^2$ ;

- коэффициенты конвективного теплообмена для различных сред:

- $\alpha_k = 12 \text{ Вт/(м}^2\cdot\text{°С)}$  для алюминиевой ошиновки (температура окружающей среды равна  $35 \text{ °С}$ );

- $\alpha_k = 1000 \text{ Вт/(м}^2\cdot\text{°С)}$  для среды электролита (температура окружающей среды соответствует температуре ликвидуса криолита с перегревом на  $5, 10, 15$  или  $20 \text{ °С}$ );

- $\alpha_k = 20 \text{ Вт/(м}^2\cdot\text{°С)}$  для стального кожуха (температура окружающей среды полагается равной  $35 \text{ °С}$ ).

- нулевой потенциал задавался на нижней поверхности катода.

Тепловое распределение излучения определялось на основе использования справочных данных по излучательной способности ( $\epsilon$ ) каждого материала. Сведения о свойствах конструкционных материалов электролизера, необходимые для расчетов, приведены в работах [17—23].

Расчеты выполнены для трех составов электролитов:

- 1) криолит с криолитовым отношением  $\text{КО} = 2,7$ ;

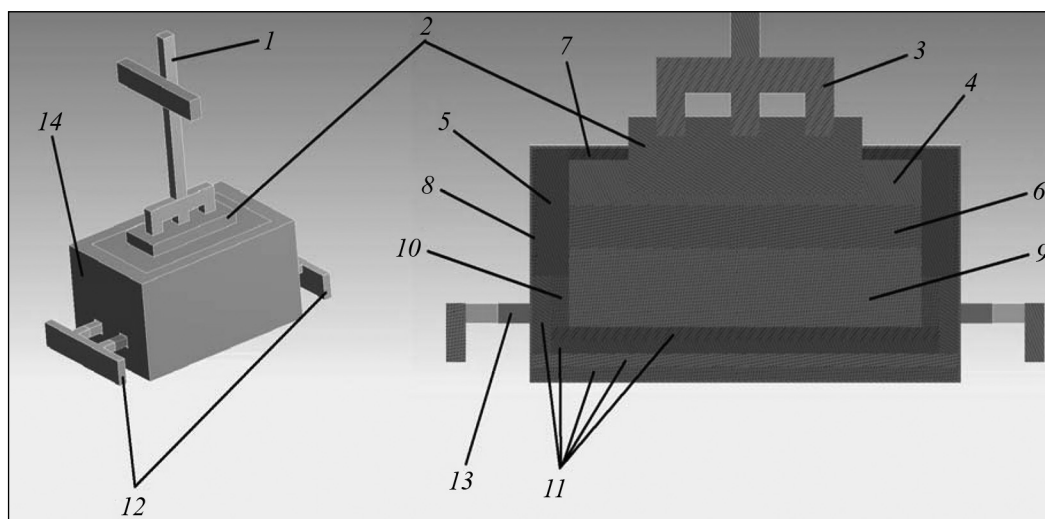
- 2) криолит с  $\text{КО} = 2,7 + 5 \text{ мас.}\% \text{CaF}_2$ ;

- 3) криолит с  $\text{КО} = 2,7 + 5 \text{ мас.}\% \text{CaF}_2 + 5 \text{ мас.}\% \text{Al}_2\text{O}_3$ .

Свойства электролитов (температура ликвидуса, плотность, электропроводность, теплопроводность, динамическая вязкость) рассчитывались на основе литературных данных [12].

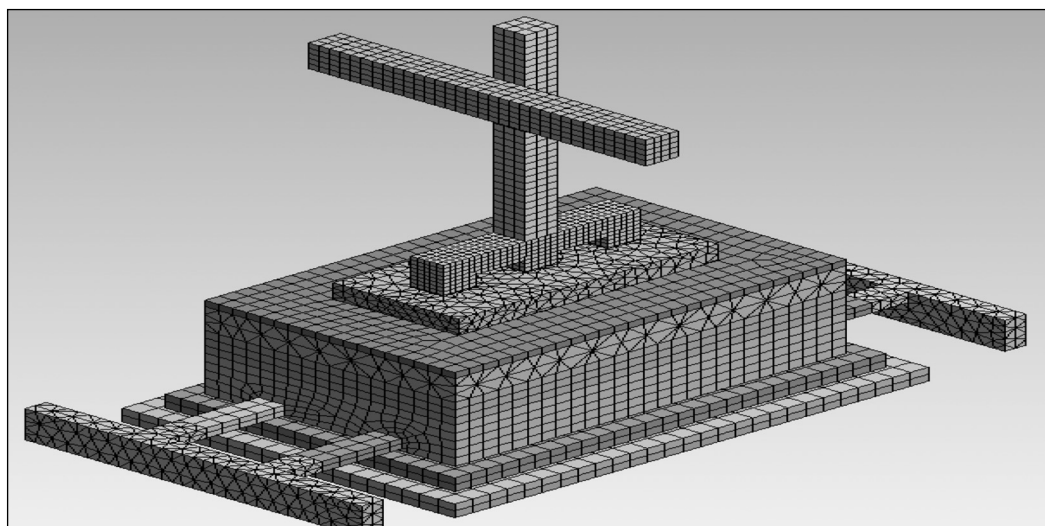
## Геометрическая модель алюминиевого электролизера

Для расчета профиля гарнисажа выбрана упрощенная модель алюминиевого электролизера с предварительно обожженным анодом (рис. 1). Стальной кожух электролизера имеет внешние размеры  $189 \times 120 \times 268 \text{ см}$ . В конструкции используются алюминиевые катодные и анодные токоподводы. Токоподвод соединяется с анодом при помощи стального трехфазного «паука». Электролит с расплавленным алюминием находится в угольной подине, конструкция которой в модели упрощена. Расстояние между катодом и анодом составляет



**Рис. 1.** Геометрическая модель алюминиевого электролизера

*1* – токоподвод (алюминий); *2* – анод; *3* – «паук» (сталь); *4* – электролит; *5* – бортовой блок (SiC); *6* – жидкий алюминий; *7* – глинозем; *8* – сухая барьерная смесь; *9* – подовый блок (графит); *10* – подовая масса; *11* – теплоизоляция (термоизоляционный вермикулит, огнеупорный шамот); *12* – катодные токоподводы; *13* – стальные блюмсы; *14* – стальной кожух



**Рис. 2.** Геометрическая модель алюминиевого электролизера, разбитая на конечные элементы

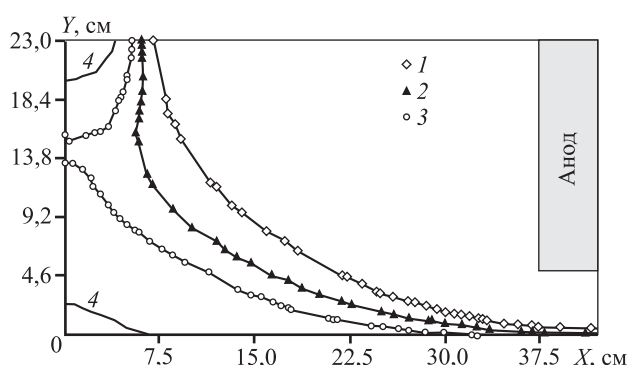
5 см, а между боковой стенкой, граничащей с электролитом, и анодом — 40 см. Границы электролита ограждены бортовыми блоками из SiC. Пространство между внешним стальным кожухом и подиной заполнено теплоизоляцией и сухой барьерной смесью.

Построенная геометрическая модель электролизера разбивается на конечные элементы (рис. 2), максимальный размер которых составляет 2 см, минимальный — 0,05 см. Эти размеры зависят от того, как сильно изменяются параметры, поэтому в объеме электролита размер конечного элемента наименьший.

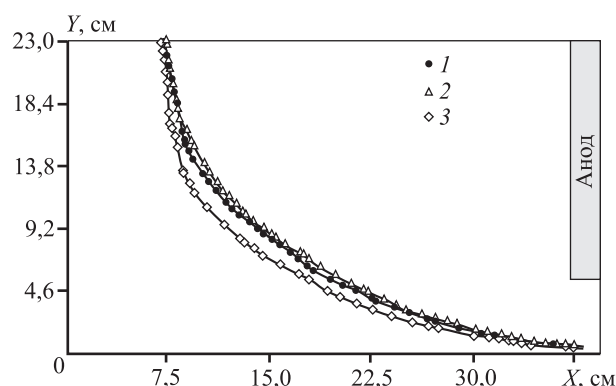
## Результаты расчета

Результаты расчета профиля гарнисажа при различных значениях перегрева и составах электролита представлены на рис. 3 и 4 (по оси *X* отложено расстояние от бортового блока до анода, а по оси *Y* — высота электролита).

Как видно из рис. 3, наибольшее влияние на формирование гарнисажа оказывает перегрев. Максимальная толщина гарнисажа наблюдается при перегреве на 5 град, а при перегреве на 20 град возможно полное исчезновение гарнисажа. Влияние состава электролита при неизменном перегреве на



**Рис. 3.** Профиль гарнисажа при различных значениях перегрева обр. 3 (криолит + 5мас.%CaF<sub>2</sub> + 5мас.% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>)  
1 – перегрев 5 град, 2 – 10 град, 3 – 15 град, 4 – 20 град



**Рис. 4.** Изменение профиля гарнисажа в зависимости от состава электролита при значении перегрева 5 град  
1 – криолит (КО = 2,7), 2 – криолит + 5мас.%CaF<sub>2</sub>,  
3 – криолит + 5мас.%CaF<sub>2</sub> + 5мас.%Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>

5 град достаточно ограниченно (рис. 4). Именно такое его значение стремятся поддерживать при производстве алюминия.

Результаты расчета указывают на то, что в криолите с содержанием глинозема следует ожидать появления наименьшей толщины гарнисажа при прочих идентичных условиях. Это объясняется тем, что наличие глинозема в расплаве существенно уменьшает коэффициент теплопроводности электролита, что приводит к небольшому сокращению объема гарнисажа. Остальные параметры влияют на гарнисаж косвенно — через перегрев расплава, который может происходить по разным причинам и в первую очередь за счет увеличения мощности электролизера.

Модельные расчеты различных исследователей показывают прямую корреляцию между перегревом и толщиной гарнисажа, однако согласие в численных оценках не достигнуто. Согласно ав-

торам [7] изменение перегрева от 9 до 15 град незначительно влияет на толщину гарнисажа, в то время как результаты, представленные в работе [8], предсказывают исчезновение гарнисажа при 15 град перегрева. При этом минимальная толщина гарнисажа при перегреве в 5 град составляет 7 см и более, а разность температур между гарнисажем, соприкасающимся с электролитом, и стенкой бортового блока — 20÷25 град.

Наши расчеты также показывают исчезновение гарнисажа, которое происходит при перегреве 20 град. Скорее всего, подобные расхождения связаны с использованием различных параметров расчета, в первую очередь — коэффициентов теплопереноса, которые значительно отличаются у разных авторов [13, 14].

## Заключение

Методом конечных элементов проведены модельные расчеты профиля гарнисажа для различных составов электролита, а также при различных перегревах расплава. Выявлено, что перегрев оказывает решающее влияние на форму и размеры гарнисажного покрытия. Его толщина при перегреве расплава на 5 град составляет 7 см и более, а при перегреве на 20 град, оно практически исчезает.

Свойства электролита при фиксированном перегреве сказываются незначительно на профиле гарнисажа. Однако присутствие глинозема в электролите несколько уменьшает его толщину, так как Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> снижает коэффициент теплопроводности расплава. Изменение состава электролита оказывает косвенное влияние на профиль образованного гарнисажа, поскольку это приводит к изменению температуры ликвидуса и, следовательно, величины перегрева.

Предложенная математическая модель может быть использована для расчета технологически более сложных промышленных конструкций электролизера, имеющих другие размеры и форму ванны.

*Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования РФ (соглашение № 14.607.21.0146), уникальный идентификатор проекта RFMEFI60716X0146.*

## Литература/References

1. *Capitance W, Schmidt-Hatting W.* Magnetic fields in high amperage aluminum reduction cells. *JOM*. 1965. Vol. 17. No. 3. P. 271—275.

2. Zhou J., Dupuis M. In-depth analysis of lining designs for several 420 kA electrolytic cells. *Light metals*. 2015. P. 685—690.
3. Welch B.J., Hyland M.M., James B.J. Future materials requirements for the high-energy-intensity production of aluminum. *JOM*. 2001. Vol. 53. No. 2. P. 13—18.
4. Kvande H. Bath chemistry and aluminum cell performance: facts, fictions, and doubts. *JOM*. 1994. Vol. 46. No. 11. P. 22—28.
5. Haupt W. The influence of bath additives on Hall-Heroult bath properties. *JOM*. 1991. Vol. 43. No. 11. P. 28—34.
6. Dupuis M. Computation of aluminum reduction cell energy balance using ANSYS® Finite element models. *TMS Light Metals*. 1998. P. 409—417.
7. Beier S., Chen J., Fortin H., Fafard M. FEM analysis of the anode connection in aluminum reduction cell. *Light Metals*. 2011. P. 979—984.
8. Wei L., Jie L., Yan-qing, L., Ye-xiang. L. 2D Finite element analysis of thermal balance for drained aluminum reduction cells. *J. Central South University of Technology*. 2007. Vol. 14. No. 6. P. 783—787.
9. Dupuis M. Using ANSYS to model aluminum reduction cell since 1984 and beyond: Proc. ANSYS Regional Conference, Toronto, 2002.
10. Taylor M., Etzion, R., Lavoie P., Tan J.N. Energy balance regulation and flexible production: A new frontier for aluminum smelting. *Metall. Mater. Trans. E*. 2014. Vol. 1. No. 4. P. 292—302.
11. Lavoie P., Namboothiri S., Dorreen M., Chen J., Zeigler D., Taylor M. Increasing the power modulation window of aluminium smelter pots with shell heat exchanger technology. *Light Metals*. 2011. P. 369—374.
12. Thonstad J., Fellner P., Haarberg G.M., Hives J., Kvande H., Sterten A. Aluminium electrolysis: Fundamentals of the Hall-Heroult process. 3-rd ed. Dusseldorf: Aluminium-Verlag Marketing and Kommunikation GmbH, 2001.
13. Solheim A. Some aspects of heat transfer between bath and sideledge in aluminium reduction cells. *Light Metals*. 2011. P. 381—386.
14. Taylor P., Welch B. Melt/freeze heat transfer measurements in cryolite-based electrolytes. *Metall. Trans. B*. 1987. Vol. 18. No. 2. P. 391—398.
15. Борисоглебский Ю.В., Галевский Г.В., Кулагин Н.М., Минцис М.Я., Сиразутдинов Г.А. Металлургия алюминия: Учеб. пос. Новосибирск: Наука, 1999; Borisoglebsky Yu.B., Galevsky G.V., Kulagin N.M., Mincis M.Ya., Sirazutdinov G.A. Metallurgiya aluminiya [Aluminum metallurgy: Textbook]. Novosibirsk: Nauka, 1999.
16. Arkhipov. G.V., Pingin V.V., Tretyakov Y.A., Polyakov P.V. Simulation of cell thermoelectric field with consideration of electrochemical processes. *Light Metals*. 2007. P. 327—331.
17. Балкевич. В.Л. Техническая керамика. Учеб. для вузов. М.: Стройиздат, 1984; Balkevich V.L. Tehnicheskaya keramika [Technical ceramics: Textbook for Technical Higher Schools]. Moscow: Stroizdat, 1984.
18. ASM Metals handbook. Vol. 1: Properties and selection: Irons, steels, and high-performance alloys. 10-th ed. ASM, 1990.
19. Desai P.D., Chu T.K., James H.M., Ho C.Y. Electrical resistivity of selected elements. *J. Phys. Chem. Ref. Data*. 1984. Vol. 13. No. 4. P. 1069—1096.
20. Shinno H., Kitajima M., Okada M. Thermal stress analysis of high heat flux materials. *J. Nucl. Mater.* 1988. Vol. 155-157. P. 290—294.
21. Giordanengo B., Benazzi N., Vinckel J., Gasser J.G., Roubi L. Thermal conductivity of liquid metals and metallic alloys. *J. Non-Cryst. Solids*. 2000. Vol. 250-252. P. 377—383.
22. Gale W.F., Totemeier T.C. Smithells metals reference book, Amsterdam: Elsevier, 1988.
23. Iida T., Guthrie R.I.L. The physical properties of liquid metals. Oxford: Clarendon, 1988.