

**А. И. Глухенький, Ю. М. Гориславец, А. И. Бондар,
С. В. Ладохин*, Т. В. Лапшук*, Е. А. Дрозд***

Институт электродинамики НАН Украины, Киев

*Физико-технологический институт металлов и сплавов НАН Украины, Киев

ВЫБОР КОНСТРУКЦИЙ ГАРНИСАЖНЫХ ТИГЛЕЙ ПОВЫШЕННОЙ ЕМКОСТИ ДЛЯ ЭЛЕКТРОННО-ЛУЧЕВОЙ ПЛАВКИ ТИТАНА

С учетом уточненных значений параметров теплообмена при электронно-лучевой плавке титана путем мультифизического численного моделирования выполнено расчетное обоснование выбора конструкций гарнисажных тиглей с системами электромагнитного перемешивания, обеспечивающих получение до 150 кг расплава титана, в том числе с донным его сливом.

Ключевые слова: электронно-лучевая плавка, гарнисажный тигель, расплав титана, электромагнитное перемешивание, мультифизическое моделирование.

З урахуванням уточнених значень параметрів теплообміну при електронно-променевої плавці титану шляхом числового мультифізичного моделювання виконано розрахункове обґрунтування вибору конструкцій гарнісажних тиглів із системами електромагнітного перемішування, що забезпечують отримання до 150 кг розплаву титану, в тому числі з донним його зливанням.

Ключові слова: електронно-променева плавка, гарнісажний тигель, розплав титану, електромагнітне перемішування, мультифізичне моделювання.

The multiphysical modeling of electron-beam melting of titanium in skull crucible with electromagnetic stirring is fulfilled with taking into account specified values of heat exchange parameters. The crucible constructed permits to receive up to 150 kg of titanium melt, including bottom pouring.

Keywords: electron-beam melting, skull crucible, titanium melt, electromagnetic stirring, multiphysics modeling.

Создание гарнисажных тиглей достаточно большой емкости для электронно-лучевой плавки (ЭЛП) представляет интерес, в первую очередь, для плавки и литья титана и сплавов на его основе. На практике получение литых изделий из этих материалов преимущественно осуществляют с использованием вакуумно-дуговой гарнисажной плавки (ВДГП) [1]. ВДГП, уступая ЭЛП с точки зрения эффективности рафинирования, существенно превосходит ее по возможности обеспечения достаточно больших сливов расплава, которые в случае ЭЛП обычно не превышают 20-30 кг.

Целью данной работы является расчетное обоснование выбора конструкции гарнисажных тиглей для ЭЛП с системами электромагнитного перемешивания (СЭМП), обеспечивающих получение до 150 кг расплава титана, в том числе с донным его сливом.

Обоснование осуществляется путем мультифизического моделирования электромагнитных, гидродинамических и тепловых процессов с использованием математической модели, которая ранее была применена для моделирования электронно-лучевой плавки титана в гарнисажном тигле с СЭМП, рассчитанном на получение около 50 кг расплава титана [2]. Отметим, что в этой математической модели для численного исследования стационарных электромагнитных, гидродинамических и тепловых процессов использованы основные расчетные уравнения, приведенные в работе [3].

Уточнение параметров теплообмена. Ранее [2] для экспериментально опробованного тигля, рассчитанного на получение около 50 кг расплава титана, с внутренним диаметром $d = 0,29$ м и глубиной загрузки титана $l = 0,24$ м ($l/d = 0,83$) при сопоставлении расчетных и экспериментальных данных их близкое соответствие по объему сливаемого расплава было получено при десятикратном превышении в нем коэффициента турбулентной теплопроводности над молекулярной, и эффективным значением коэффициента теплоотдачи (КТО) на внешней стенке гарнисажа порядка $450 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$. При этом гарнисаж сохранялся на всей внутренней поверхности тигля.

В то же время достаточно реальной представляется ситуация, когда в процессе плавки происходит промыв боковой стенки гарнисажа. В частности, о том, что при ЭЛП с электромагнитным перемешиванием это возможно, утверждается в работе [4]. Следовательно, в месте промыва значение КТО между расплавом и тиглем будет локально увеличиваться. Исходя из этого, в дальнейшем (до проведения экспериментального уточнения) будем пользоваться следующим выражением для значений эффективного КТО между титаном и водоохлаждаемым медным тиглем:

$$h_e = 150 + 200 \cdot (T - T_{\text{пл}}) [\text{Вт} / \text{м}^2 \cdot \text{К}], \quad (1)$$

Данное выражение используется при исследовании технологии высокочастотной вакуумной индукционной плавки титана [5]. Локальное значение эффективного КТО в соответствии с (1) при наличии гарнисажа ($T \leq T_{\text{пл}}$) принимается равным $150 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$, а при его промыве ($T \geq T_{\text{пл}}$) зависит от температуры расплава титана на границе с тиглем и может достигать величин порядка $1500 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ и более. При этом усредненный по поверхности тигля эффективный КТО как раз и может соответствовать значению $400\text{-}450 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$.

Также в дальнейшем при учете потерь излучением со свободной поверхности расплава титана будем пользоваться принятым в [5] значением приведенной степени черноты $\xi = 0,3$ (вместо ранее использованного значения $0,7$). Близкие к $\xi = 0,3$ значения приведенной степени черноты при излучении тепла с поверхности жидкого титана даются также и в [6].

В последующих расчетах значения коэффициента турбулентной теплопроводности расплава титана будем определять по результатам гидродинамического расчета с k - ε моделью турбулентности в соответствии с выражением

$$\lambda_t = \frac{\mu_t C_p}{Pr_t} [\text{Вт} / (\text{м} \cdot \text{К})], \quad (2)$$

где μ_t – турбулентная динамическая вязкость расплава титана, C_p – его теплоемкость, Pr_t – турбулентное число Прандтля, определяемое либо в соответствии с моделями Кэйса-Крауфорда (Kays-Crawford) [7], либо задаваемое.

Такой подход при определении коэффициента турбулентной теплопроводности приводит к его значениям, в среднем превышающим коэффициент молекулярной теплопроводности жидкого титана ($\lambda = 37 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$) в сотни раз (ранее принималось десятикратное превышение). Как будет показано далее, данный параметр теплообмена весьма существенно влияет на температуру в фокальном пятне на поверхности расплава, а также на форму объема жидкого титана в гарнисажном тигле.

При дальнейших расчетах будет также уточнено распределение плотности теплового потока ЭЛП на поверхности жидкого титана. Вместо равномерного распределения по площади фокального пятна принято его Гауссовское распределение по радиусу зеркала титана

$$Q_{(r)} = qe^{-\frac{r^2}{r_f^2}} \quad (3)$$

при интегральном балансе

$$P_{\text{нагр}} = \int_0^{\infty} qe^{-\frac{r^2}{r_f^2}} 2\pi r dr, \quad (4)$$

где $P_{\text{нагр}} = 0,8 P_{\text{ЭЛП}}$ – часть мощности электронно-лучевой пушки, идущая на нагрев и плавление титана, r_f – радиус фокального пятна, который, как и ранее, принят равным 10 % от внутреннего радиуса тигля.

Для тигля с $d = 0,29$ м на рис. 1 в соответствии с представленным ранее алгоритмом расчета [2] для расчетных итераций в виде 5 слайдов последовательно представлены тепловые состояния и структуры течения расплава с границами гарнисажа и изотермами температуры плавления, которые получены с учетом уточненных параметров теплообмена. Значение мощности электронно-лучевого нагрева на поверхности металла, как и ранее, принималось равным $P_{\text{нагр}} = 200$ кВт.

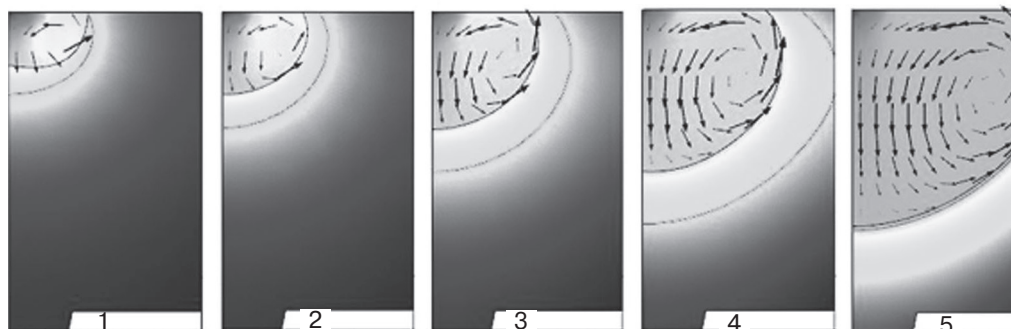


Рис. 1. Смещение границы гарнисажа при последовательных расчетных итерациях (слайды 1-5)

В первую очередь обращает на себя внимание существенное изменение расчетной формы жидкого объема титана по отношению к [2, рис. 4], полученное вследствие принятия уточненных значений параметров теплообмена. Как следует из пятого слайда, промыв гарнисажа на боковой стенке наступает при глубине ванны расплава примерно равной радиусу тигля

$$l = (1-1,2) \cdot r = (0,5-0,6) \cdot d. \quad (5)$$

Следовательно, дальнейший промыв гарнисажа до дна в «высоком» ($cl > (0,5-0,6) \cdot d$) тигле, который необходим для донного слива расплава, уже будет сопровождаться повышенной теплоотдачей к стенкам тигля, что нельзя считать рациональным.

Представленные на рис. 1 результаты получены с использованием модели Кэйса-Кроуфорда при определении коэффициента турбулентной теплопроводности λ_t . Распределение данного коэффициента по поперечному сечению ванны расплава в относительных единицах (относительно коэффициента молекулярной теплопроводности расплава титана) представлено на рис. 2. Среднее его значение по объему расплава при этом составляет 208, что существенно выше принятого раньше [2] десятикратного превышения.

Помимо изменения формы ванны расплава, высокая турбулентная теплопроводность повлекла за собой существенное уменьшение максимальной температуры в фокальном пятне. Ее значение стало равным 2330 К, при том что ранее оно составляло 3090 К. Соответственно, это повлекло за собой уменьшение потерь мощности на испарение титана.

Обоснование выбора конструкции тигля для донного слива 150 кг титана. В качестве основных определяемых размеров тигля примем его внутренний диаметр d и высоту l загружаемого в тигель титана в расплавленном виде. Для слива по-

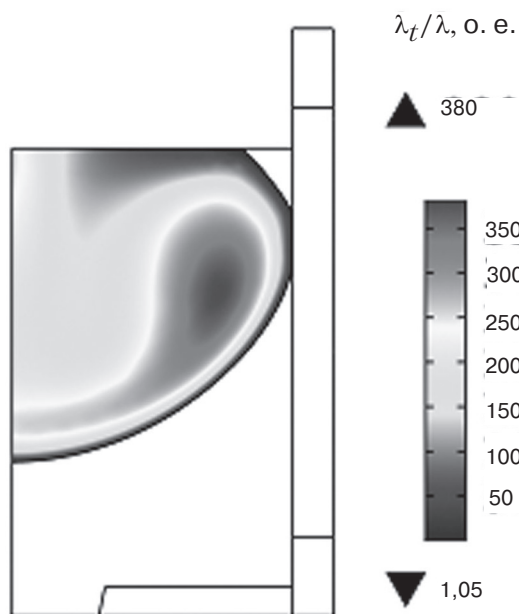


Рис. 2. Распределение коэффициента турбулентной теплопроводности

рядка 150 кг жидкого титана зададимся с учетом коэффициента слива $k = 0,84$ и удельного веса $\rho = 4120 \text{ кг/м}^3$ его объемом в тигле $V = \pi d^2 l / 4 = 0,0435 \text{ м}^3$. Общая масса загрузки титана при этом составит 187 кг.

При выборе рациональной конструкции тигля рассмотрим и сопоставим между собой две конструкции с указанной массой загрузки, принципиальные схемы которых приведены на рис. 3. В первом случае это «высокая» (рис. 3, а) конструкция с минимальной поверхностью теплоотдачи данного объема загрузки титана цилиндрической формы (отношение размеров $l/d = 0,875$), во втором – «широкая» (рис. 3, б) с более чем двукратным превышением величины диаметра над высотой (отношение $l/d = 0,493$). Поверхность теплоотдачи загрузки в первом случае составляет $0,686 \text{ м}^2$, во втором – $0,728 \text{ м}^2$ (увеличение в 1,06 раза). В том и другом случае уровень титана был на 50 мм ниже верхнего торца тигля.

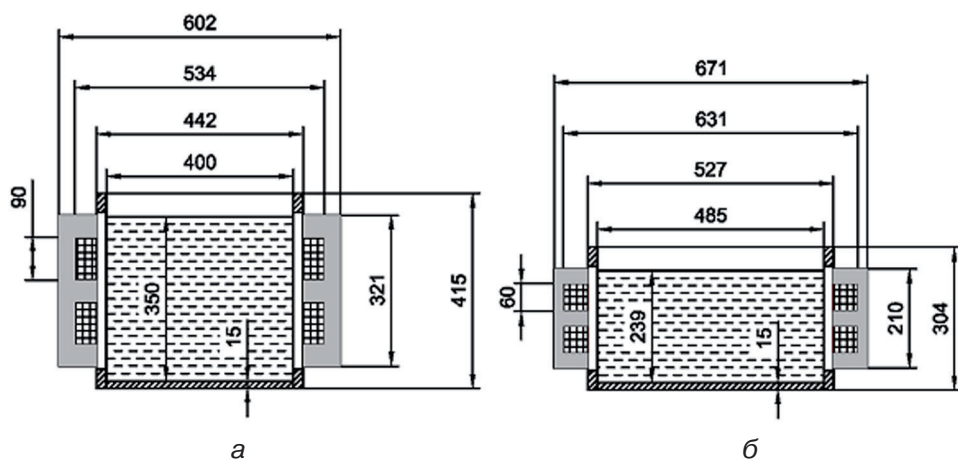


Рис. 3. Принципиальные схемы тиглей «высокой» (а) и «широкой» (б) конструкций для выплавки 150 кг расплава титана

В качестве электромагнитного перемешивателя в обоих случаях рассматривался двухкатушечный индуктор бегущего магнитного поля со сдвигом фаз токов в катушках 90 эл. град. Выбиралось более эффективное для обеспечения донного слива чередование фаз, вызывающее «обратное» течение расплава (от периферии к центру на зеркале расплава титана) [2]. Значения ампер-витков каждой из катушек принималось равным 15 кА.

В общем случае количество отводимой теплоты при нагреве/охлаждении фиксиро-

ванного объема определяется двумя факторами: площадью его поверхности и условиями теплоотдачи на ней. Соответственно, при равенности и неизменности значений КТО с поверхности размеры «высокого» тигля можно было бы считать такими, что обеспечивают минимальную необходимую мощность нагрева. Однако при разных условиях теплоотдачи на различных участках теплоотдающей поверхности может быть и по-другому.

В нашем случае теплота с поверхности загрузки титана при его нагреве и плавлении отводится теплопроводностью и конвекцией к воде в каналах боковой стенки и дна водоохлаждаемого тигля, а также путем испарения и излучения с зеркала металла. Для установившегося теплового состояния оценим вклад в тепловой баланс каждого из перечисленных механизмов.

Для начала отметим, что с учетом интенсивной теплопередачи за счет перемешивания (вдоль потока жидкости) и высокой турбулентной теплопроводности (во всех направлениях), которая на два порядка превосходит молекулярную, температура расплава в тигле, за исключением незначительного объема под фокальным пятном электронного луча, является практически однородной и превышает температуру плавления титана на 5-20 К.

Теплоотдача к воде в стенках тигля обычно представляется эффективным значением КТО, который интегрально учитывает теплоотдачу от стенок каналов к воде в них, тепловое сопротивление медных стенок и гарнисажа, теплопередачу теплопроводностью и излучением в контактном зазоре между тиглем и гарнисажем (при наличии последнего). В соответствии с [5], его значение оценивается в $h_e = 150 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ и, в основном, определяется тепловым сопротивлением контактного зазора. Термическим сопротивлением гарнисажа ($R = b/\lambda$, где b и $\lambda = 35 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$ – толщина и коэффициент теплопроводности гарнисажа) даже при толщинах в 0,02-0,03 м в первом приближении можно пренебречь, поскольку оно будет на порядок меньшим эффективного сопротивления теплоотдачи с его поверхности ($1/h_e$). В случае промыва гарнисажа контактный зазор исчезает и эффективное значение КТО локально может увеличиваться на порядок до $h_e = 1500\text{-}2500 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ и более.

Коэффициент теплоотдачи излучением может быть получен путем деления соответствующего удельного теплового потока с зеркала металла на разность температур. Принимая среднюю температуру поверхности $T_{\text{II}} = 1960 \text{ К}$ (перегрев над температурой плавления титана 16 К) и температуру окружающей среды 293 К, получим

$$h_{\text{изл}} = \xi \sigma (T_{\text{II}}^4 - T_0^4) / (T_{\text{II}} - T_0) = 151 \text{ Вт} / (\text{м}^2 \cdot \text{К}),$$

где $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К}^4)$ – постоянная излучения Стефана-Больцмана.

Таким образом, значения коэффициента теплоотдачи с поверхности жидкого титана при излучении практически совпадают с эффективным значением КТО к воде в каналах тигля при наличии гарнисажа, и будут существенно меньшими значений при отсутствии гарнисажа.

Мощность потерь на испарение может быть ориентировочно оценена, исходя из массы испаряемого титана, которая в среднем составляет 3 % от загрузки. С учетом скрытой теплоты испарения титана $L = 8970 \text{ кДж}/\text{кг}$ энергия, расходуемая испарением, составит $W = 50322 \text{ кДж}$. Данная величина является незначительной (менее 5 %) по отношению к энергии в 1080000 кДж, необходимой для нагрева и плавления 150 кг титана, исходя из удельного расхода энергии 2 кВт·час/кг [8] при ЭЛП титана. При времени плавки один час средняя мощность потерь испарением составит $P_{\text{исп}} = W/t = 14 \text{ кВт}$. По мнению авторов, наиболее интенсивное испарение титана за счет перегрева фокального пятна может наблюдаться при слабой интенсивности перемешивания в начальный период плавки. Поэтому

при подходе к установившемуся тепловому состоянию эта мощность может быть и меньше. Отнеся мощность испарения к площади поверхности зеркала расплава с $d = 0,4$ м и той же разности температур $T_{\text{п}}$ и T_0 , получим

$$h_{\text{исп}} = 4P_{\text{исп}} / ((T_{\text{п}} - T_0) \cdot \pi d^2) = 9,5 \text{ Вт} / (\text{м}^2 \cdot \text{К}).$$

С увеличением диаметра тигля данная величина будет уменьшаться, поскольку мощность испарения практически не изменится, а площадь поверхности зеркала вырастет.

Таким образом, из сопоставления локальных параметров теплообмена на поверхности титановой загрузки следует, что при выборе размеров тигля в первую очередь необходимо исключить возможность бокового промыва гарнисажа, поскольку при этом происходит резкая интенсификация локальной теплоотдачи.

На рис. 4 представлены расчетные формы гарнисажа, структуры движения расплава титана и распределение температуры в расплаве и гарнисаже в «высоком» тигле диаметром $d = 0,4$ м и высотой титановой загрузки $l = 0,35$ м при обратном направлении движения расплава. Промывка донного гарнисажа для возможности слива расплава через отверстие в дне тигля в данном случае будет сопровождаться промывом гарнисажа и на боковой стенке тигля, что неизбежно приводит к высоким тепловым потерям.

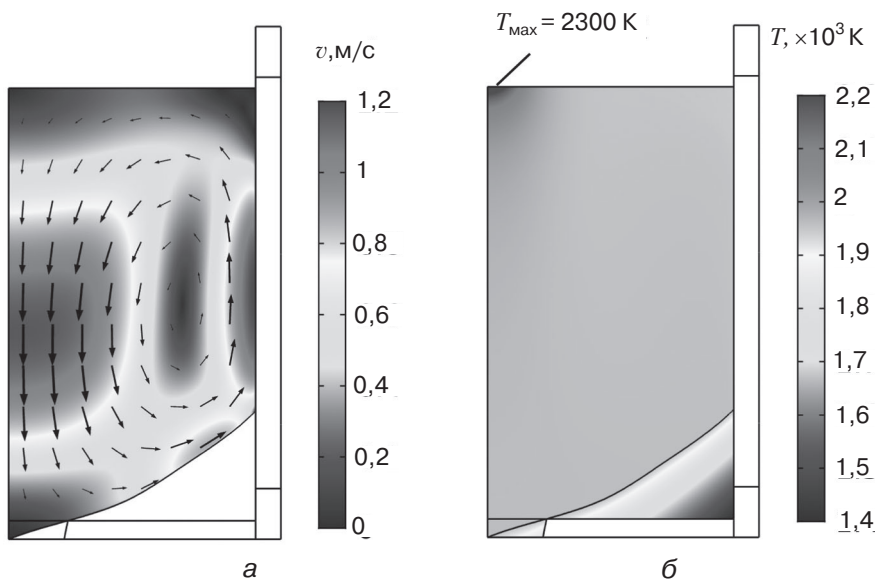


Рис. 4. Гарнисаж, структура движения расплава (а) и распределение температуры (б) в тигле диаметром 0,4 м

В случае «широкого» тигля, результаты расчета для которого представлены на рис. 5, промыв донного гарнисажа достигается без промыва бокового. При сопоставлении между собой расчетных результатов, представленных на рис. 4 и 5, обращает на себя внимание более высокий уровень скоростей расплава, который достигается при одинаковых ампер-витках в более широком тигле. Также в этом случае наблюдается более низкий уровень перегрева фокального пятна.

Ниже в таблице приведены основные параметры, характеризующие представленные на рис. 4 и 5 расчетные варианты.

По существу полученные данные означают, что использование «высоких» тиглей для проведения плавки со сливом расплава через сливное отверстие в днище тигля представляется нецелесообразным вследствие малой вероятности проплавления донного гарнисажа. Соотношение необходимых для этого мощностей электрон-

но-лучевого нагрева для рассмотренных двух конструкций гарнисажных тиглей составит 3,45.

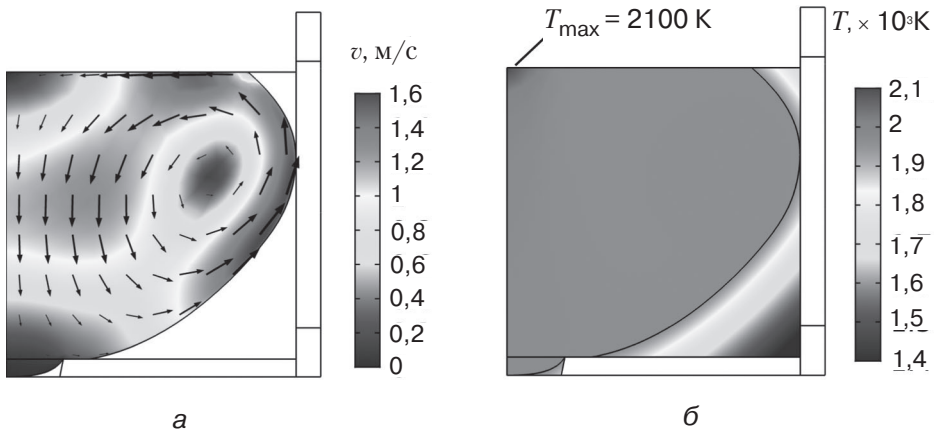


Рис. 5. Гарнисаж, структура движения расплава (а) и распределение температуры (б) в тигле диаметром 0,485 м

Результаты мультифизического моделирования тиглей*

$d, \text{ м}$	$l, \text{ м}$	$P_{\text{инд}}', \text{ кВт}$	$P_{\text{нагр}}', \text{ кВт}$	$P_{\text{подв}}', \text{ кВт}$	$P_{\text{изл}}', \text{ кВт}$	$P_{\text{исп}}', \text{ кВт}$	$P_{\text{конв}}', \text{ кВт}$	$P_{\text{отв}}', \text{ кВт}$	$v_{\text{ср}}', \text{ м/с}$	$T_{\text{ср}}', \text{ К}$	$T_{\text{макс}}', \text{ К}$	$k_p', \text{ о.е.}$
0,4	0,35	19,1	628,3	647,4	32,9	5,0	609,8	647,7	0,57	1958	2300	0,88
0,485	0,24	14,4	182,2	196,6	44,8	5,9	147,8	198,5	0,96	1963	2100	0,73

* $P_{\text{инд}}$ – тепловыделения от вихревых токов в гарнисаже и расплаве; $P_{\text{нагр}}$ – мощность электронно-лучевого нагрева титана; $P_{\text{подв}} = P_{\text{инд}} + P_{\text{нагр}}$ – общая подводимая мощность; $P_{\text{изл}}$ – потери тепла на излучение с зеркала расплава; $P_{\text{исп}}$ – потери тепла на испарение с зеркала расплава; $P_{\text{конв}}$ – потери тепла за счет теплоотдачи к воде в каналах тигля; $P_{\text{отв}} = P_{\text{изл}} + P_{\text{исп}} + P_{\text{конв}}$ – общая отводимая мощность, $v_{\text{ср}}$ – средняя по объему расплава скорость движения; $T_{\text{ср}}$ – средняя температура по объему расплава; $T_{\text{макс}}$ – максимальная температура в расплаве; k_p – коэффициент слива (отношение жидкой фазы к общей массе титана).

Однако здесь необходимо отметить, что в «высоких» тиглях достигается больший, чем в «широких», коэффициент слива k_p (если хватит мощности для его достижения). Данное обстоятельство должно быть учтено при определении необходимого объема титановой загрузки.

Увеличение потерь за счет увеличения диаметра «широкого» тигля на излучение и испарение с зеркала расплава является незначительным и составляет порядка 12 кВт.

Таким образом, результаты проведенных расчетных оценок дают основание заключить, что при донном сливе расплава предпочтение следует отдавать «широким» тиглям. Что касается конкретных значений отношения высоты слоя расплава в тигле к его диаметру, то эта характеристика должна уточняться по условиям проведения плавки.

Для обеспечения необходимой точности и достоверности расчетов необходимо иметь эмпирически определяемые параметры теплообмена в тигле, которые можно получить только в ходе соответствующих экспериментов.



Список литературы

1. Титановые сплавы. Производство фасонных отливок из титановых сплавов / Е. Л. Бибиков, С. Г. Глазунов, А. А. Неуструев и др. – М.: Металлургия, 1983. – 255 с.
2. Глухенький А. И., Гориславец Ю. М., Бондар А. И., Ладохин С. В., Лапшук Т. В., Дрозд Е. А. Моделирование электронно-лучевой плавки титана в гарнисажных тиглях // Процессы литья. – 2017. – № 2. – С. 30-38.
3. Дубоделов В. И., Фикссен В. Н., Гориславец Ю. М., Глухенький А. И., Бондар А. И. Моделирование электромагнитного перемешивания металлических расплавов под воздействием пульсирующего и бегущего магнитных полей // Процессы литья. – 2016. – № 4. – С. 3-9.
4. Особенности получения титановых сплавов из отходов производства в электронно-лучевой литейной установке / Н. И. Левицкий, Е. А. Матвиец, Т. В. Лапшук, М. М. Ворон, А. В. Рябинин // Процессы литья. – 2013. – № 5 (101). – С. 55-59.
5. *Bojarevics V., Harding R. A., Pericleous K. and Wickins M. The Development and Experimental Validation of a Numerical Model of an Induction Skull Melting Furnace // Metallurgical and Materials Transactions B. – 2004. – V. 35 (4). – P. 785-804.*
6. Чернышов Е. А. Специальные плавильные печи. Ч. 1. Электродуговые печи: учеб. пособие. – Нижний Новгород: Нижегород. гос. техн. ун-т им. Р.Е. Алексеева, 2014. – 253 с.
7. Kays W. M. Turbulent Prandtl number – where are we? // ASME Journal of Heat Transfer. – 1994. – v. 116(2). – P. 284-295.
8. Электронно-лучевая плавка в литейном производстве / Под ред. С.В. Ладохина. – Киев: Изд-во «Сталь», 2007. – 626 с.



References

1. *Bibikov Ye. L., Glazunov S. G., Neustruev A. A. et al. (1983) Titanovye splavy. Proizvodstvo fazonnykh otlivok iz titanovykh splavov [Titanium alloys. Production of shaped castings from titanium alloys]. Moscow: Metallurgiya, 255 p. [in Russian].*
2. *Glukhenkiy A. I., Gorislavets Yu. M., Bondar A. I., Ladokhin S. V., Lapshuk T. V., Drozd Ye. A. (2017) Modelirovaniye elektronno-luchevoy plavki titana v garnisazhnykh tiglyakh [Modeling of electron-beam melting of titanium in garnet crucibles]. Protsessy litya, no. 2, pp. 30-38. [in Russian].*
3. *Dubodelov V. I., Fikssen V. N., Gorislavets Yu. M., Glukhenkiy A. I., Bondar A. I. (2016) Modelirovaniye elektromagnitnogo peremeshivaniya metallicheskiikh rasplavov pod vozdeystviem pulsiruyushchego i begushchego magnitnykh poley [Modeling of electromagnetic mixing of metallic melts under the influence of pulsating and running magnetic fields]. Protsessy litya, no. 4, p. 39. [in Russian].*
4. *Levitskiy N. I., Matviets Ye. A., Lapshuk T. V., Voron M. M., Ryabinin A. V. (2013) Osobennosti polucheniya titanovykh splavov iz otkhodov proizvodstva v elektronno-luchevoy liteynoy ustanovke [Features of obtaining titanium alloys from production waste in an electron-beam casting plant]. Protsessy litya, no. 5 (101), pp. 55-59. [in Russian].*
5. *Bojarevics V., Harding R. A., Pericleous K. and Wickins M. (2004) The Development and Experimental Validation of a Numerical Model of an Induction Skull Melting Furnace. Metallurgical and Materials Transactions B, Vol. 35 (4), pp. 785-804. [in English].*
6. *Chernyshov Ye. A. (2014) Spetsialnye pлавильnye pechi. Ch. 1. Elektrodugovyye pechi: ucheb. posobie [Special melting furnaces. Part 1. Electric Arc Furnaces: Textbook]. Nizhniy Novgorod: Nizhegorod. gos. tekhn. un-t im. R. Ye. Alekseeva, 253 p. [in Russian].*
7. *Kays W. M. (1994) Turbulent Prandtl number – where are we?. ASME Journal of Heat Transfer. Vol. 116 (2), pp. 284-295. [in English].*
8. *Ladokhin S. V. (ed.) (2007) Elektronno-luchevaya plavka v liteynom proizvodstve [Electron beam melting in foundry]. K.: Stal, 626 p. [in Russian].*

Поступила 14.03.2017