

1. В монолитном строительстве в условиях низких температур рекомендуется применять контактный нагрев бетонных и тому подобных смесей в качестве дополнительного источника нагрева, используя для этого электроэнергию нулевого провода. Контактный нагрев позволяет экономить до 20 % электроэнергии при основном и дополнительном разогреве бетонных смесей на $\Delta T = 60^\circ \text{C}$.

2. При конструировании рекомендуется применять секционное расположение витков индукционной обмотки [2], а длину устройства принимать $l = 1,4 - 2,3$ м. В инженерных расчетах технологических параметров устройства — использовать математическую модель (10).

ЛИТЕРАТУРА

1. А. с. 1058949 СССР. Устройство для нагрева бетонной смеси / Н. Г. Пшонкин, Н. Д. Вашенко // Бюл. изобр.— 1983.— № 45.
2. А. с. 1255444 СССР. Устройство для нагрева бетонной смеси / Н. Г. Пшонкин, И. А. Кузлякин // Бюл. изобр.— 1986.— № 33.
3. Матвеев А. Н. Электричество и магнетизм.— М.: Высшая школа, 1983.— 463 с.
4. Руководство по производству бетонных работ в зимних условиях в районах Дальнего Востока, Сибири и Крайнего Севера.— М.: Стройиздат, 1982.— 313 с.

Представлена кафедрой
строительного производства

Поступила 29.12.1989
После доработки 27.03.1990

УДК 621.762:669

**МАКСИМАЛЬНАЯ ТЕПЛОТВОДЯЩАЯ СПОСОБНОСТЬ
ВАЛКОВОГО КРИСТАЛЛИЗАТОРА**

*Кандидаты техн. наук АБРАМЕНКО А. Н., КАЛИНИЧЕНКО А. С.,
инженеры КРИВОШЕЕВ Ю. К., НИКИФОРОВ А. А.*

Белорусский ордена Трудового Красного Знамени политехнический институт

В последнее время большое распространение получили валковые кристаллизаторы, у которых теплоотвод осуществляется за счет фазовых переходов (испарения, кипения) рабочей жидкости, размещенной на внутренней поверхности обода [1]. В этом случае центробежная сила направлена нормально к нагреваемой стенке, прижимая к ней слой жидкости. Анализ тепловой нагрузки кристаллизатора показал, что при затвердевании и кристаллизации слоя расплава она в несколько раз превышает критическую при кипении в большом объеме. Поэтому определение влияния поля центробежных сил на механизм кипения и на кризис теплообмена — актуальная задача.

Влияние линейных ускорений при кипении в большом объеме представлено в [2, 3]. Согласно полученным результатам, максимальная плотность теплового потока увеличивается пропорционально $\left(\frac{a}{g}\right)^m$. Значение $m = 0,25$ при $10 < \frac{a}{g} < 100$. Однако проведенные авторами экспериментальные работы показали, что вращающиеся кристаллизаторы обеспечивают съем больших тепловых нагрузок, чем скорректированные с учетом влияния линейных ускорений.

Достаточно подробно изучен механизм кипения в большом объеме [4]. В настоящей работе рассмотрены эти процессы с учетом воздействия на них поля центробежных сил.

При расчете минимального перегрева стенки выше температуры насыщения, необходимого для существования устойчивого зародыша парового пузыря в большом объеме, обычно анализируется баланс давлений пара в пузырьке и поверхностного натяжения, удерживающего его у нагреваемой стенки. В случае воздействия на пузырь поля центробежных сил дополнительно возникает давление слоя жидкости и собственной массы пара. С учетом взаимодействия всех сил минимальный перегрев, необходимый для образования устойчивого зародыша парового пузыря, вычислим из следующего соотношения:

$$\Delta T_{\min} = \frac{2\sigma T_{\text{нас}}}{R_{\text{п}} \rho_{\text{п}}} + 1,3 \frac{R_{\text{кр}} a_{\text{ц}} T_{\text{нас}}}{r^*} + \frac{h \rho_{\text{ж}} a_{\text{ц}} T_{\text{нас}}}{\rho_{\text{п}} r^*}$$

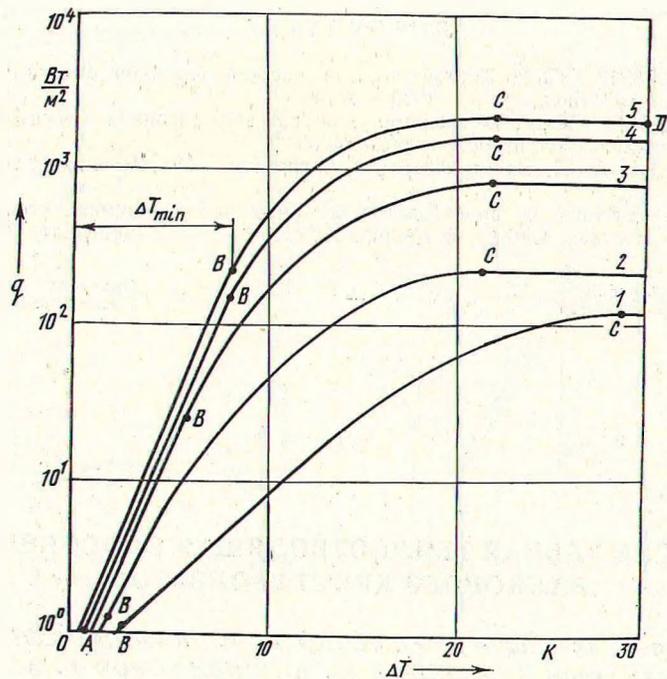


Рис. 1. Зависимость плотности теплового потока q от перегрева стенки ΔT :

AB — теплопередача конвекцией; BC — пузырьчатое кипение; CD — пленочное кипение; 1 — $a_{\text{ц}} = 0$; 2 — 550; 3 — 1380; 4 — 55000; 5 — 124000 м/с²; $h = 0,01$ м

При выводе этого соотношения сделано допущение, что высота слоя жидкости h , размещенной на внутренней поверхности обода кристаллизатора, мала по сравнению с его радиусом $R_{\text{кр}}$.

Увеличение перегрева стенки повышает интенсивность пузыреобразования и величину плотности теплового потока. Исходя из концепции доминирования конвективной теплоотдачи при росте и отрыве пузырей, получено выражение для расчета тепловой нагрузки [5]

$$q = \left\{ \frac{c_{\text{ж}} \Delta T (\mu_{\text{ж}} r^*)^{0,33}}{k r^* \left[\sqrt{\frac{\sigma}{a_{\text{ц}} (\rho_{\text{ж}} - \rho_{\text{п}})}} \right]^{0,33} R_{\text{гж}}^{1,7}} \right\}^{-0,33}$$

где k — коэффициент, учитывающий материал стенки и кипящую жидкость (для пары медная поверхность нагрева — вода $k = 0,013$).

Плотность пара найдем по величине давления в пузырьке

$$p_{\text{п}} = h \rho_{\text{ж}} a_{\text{ц}} + p_{\text{нас}}$$

Однако рост плотности теплового потока с увеличением перегрева не беспределен. При определенных нагрузках инициируется большое количество центров пузыреобразования, пузыри сливаются в пленку, которая

препятствует поступлению жидкости к поверхности нагрева. Это пленочный режим кипения, который характеризует кризис теплообмена. Центробежные силы препятствуют образованию пленки, выдавливая ее.

На основании анализа неустойчивости Гельмгольца получено соотношение для определения критической плотности теплового потока [6]. Когда $a_{\text{ц}} \gg g$, оно принимает вид

$$q_{\text{крт}} = \frac{\pi}{24} r^* \rho_{\text{п}} \left[\frac{\sigma (\rho_{\text{ж}} - \rho_{\text{п}}) a_{\text{ц}}}{\rho_{\text{п}}^2} \right]^{0,25} \left[\frac{\rho_{\text{ж}}}{\rho_{\text{ж}} + \rho_{\text{п}}} \right]^{0,5}$$

Расчеты выполнены для кристаллизатора с наружным радиусом $R_{\text{кр}} = 0,15$ м, имеющего внутри паз для испаряющейся жидкости с макси-

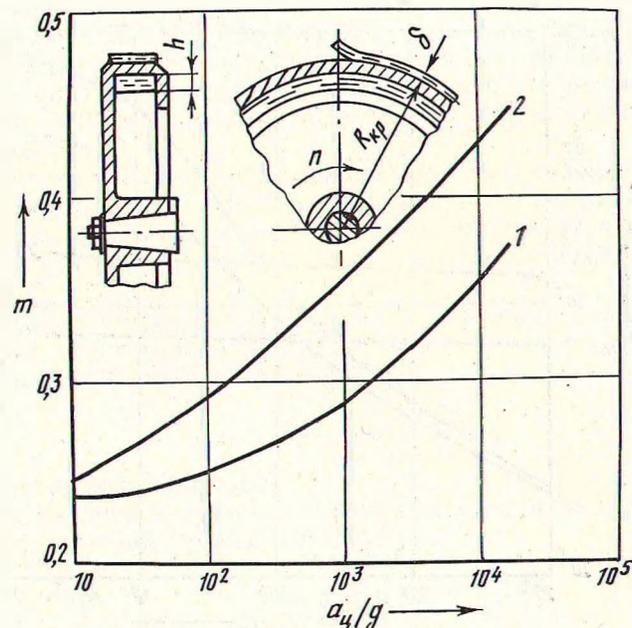


Рис. 2. Зависимость показателя степени m от соотношения центробежного и гравитационного ускорений:

1 — $h = 0,01$; 2 — 0,05 м; $R_{\text{кр}} = 0,15$ м; $n = 4$ с⁻¹ при $\frac{a}{g} = 10$;

$n = 150$ с⁻¹ при $\frac{a}{g} = 1,2 \cdot 10^4$

мальной глубиной $h = 0,05$ м. Испытания проводились при частотах вращения от 4 с⁻¹ ($a_{\text{ц}} = 100$ м/с²) до 150 с⁻¹ ($a_{\text{ц}} = 1,2 \cdot 10^5$ м/с²). В качестве охлаждающей жидкости выбрана вода. При определении перегрева, необходимого для образования устойчивого зародыша парового пузыря, исходили из посылки, что его радиус равен высоте микронеровностей. Для поверхностей вращения средняя высота микронеровностей равна 10^{-5} м. Расчеты показали, что при $a_{\text{ц}} = 0$ перегрев $\Delta T_{\min} = 0,08$ К, при $a_{\text{ц}} = 1,2 \cdot 10^5$ м/с² — $\Delta T_{\min} = 8,4$ К для $h = 0,01$ м. Таким образом, подавляя зародыши центробежными силами, можно увеличить минимальный перегрев более чем в 100 раз.

Зависимость передаваемой плотности теплового потока при кипении жидкости в пазу кристаллизатора при разных значениях центробежного ускорения и $h = 0,01$ м представлена на рис. 1. Кривую кипения можно разделить на три области. На участке AB перегрев ниже ΔT_{\min} . Теплообмен между жидкостью и стенкой осуществляется за счет конвекции. На участке BC , где перегрев выше ΔT_{\min} , происходит развитое пузырьчатое кипение. Участок CD характеризуется пленочным кипением, плотность теплового потока достигает максимума и не увеличивается с ростом перегрева. Как и предполагалось, центробежные силы, подавляя процесс пузыреобразования, смещают кризис теплообмена в сторону

больших тепловых потоков. При $a_{ц}=0$ значение критической плотности теплового потока минимальное.

Как уже указывалось, при воздействии на процесс кипения ускорения тепловой поток изменяется пропорционально $\left(\frac{a}{g}\right)^m$. Значение показателя степени m в зависимости от соотношения центростремительного и гравитационного ускорений, полученное в результате расчетов, приведено на рис. 2. При $h=0,01$ м m изменяется от $0,25\left(\frac{a}{g}=10\right)$ до $0,37\left(\frac{a}{g}=1,2 \cdot 10^4\right)$, при $h=0,05$ м $0,28 \leq m \leq 0,43$ соответственно. Таким об-

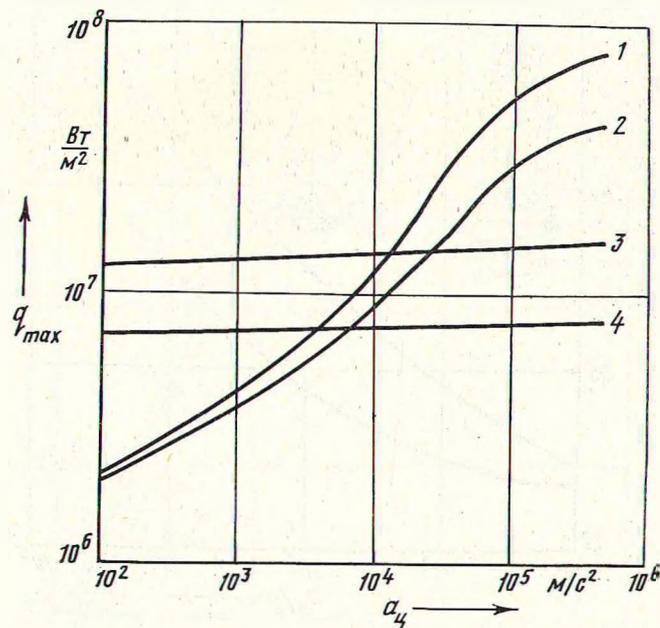


Рис. 3. Зависимость максимальной плотности теплового потока от центростремительного ускорения $a_{ц}$:
1 — расчетное значение q_{max} при $h=0,05$ м; 2 — то же, при $h=0,01$ м; 3 — рабочее значение q_{max} при $R_{кр}=0,15$ м; 4 — то же, при $R_{кр}=0,5$ м

разом, прослеживается зависимость интенсификации теплообмена не только от величины $a_{ц}$, но и от высоты слоя жидкости на внутренней поверхности обода кристаллизатора.

Расчетные результаты соотносились с натурными экспериментами по охлаждению алюминиевого сплава на кристаллизаторе. Плотность теплового потока при затвердевании и кристаллизации расплава

$$q = \delta \rho_{л} n (c_p \Delta T_{ок} + rk),$$

где k — коэффициент, учитывающий соотношение между временем кристаллизации на валке и в воздухе.

Толщина ленты, сформированной на кристаллизаторе [7],

$$\delta = \frac{1}{2\pi n} \sqrt{\frac{\sigma_p \cos \Theta_p}{\rho_p R_{кр}}}$$

С учетом этого

$$q = \frac{c_p \Delta T_{ок} + rk}{2\pi} \sqrt{\frac{\rho_p \sigma_p \cos \Theta_p}{R_{кр}}}$$

Следовательно, при прочих равных условиях и режимах работы предельная рабочая плотность теплового потока зависит также от размеров кристаллизатора.

На рис. 3 представлены расчетная максимальная плотность теплового потока и рабочая тепловая нагрузка кристаллизаторов радиусом 0,15 и 0,5 м. Из графика видно, что только при частоте вращения $n=65$ с⁻¹ ($h=0,01$ м) или 40 с⁻¹ ($h=0,05$ м) предельная расчетная плотность теплового потока будет выше рабочей. Результаты экспериментов совпали с расчетами.

При частоте вращения менее 65 с⁻¹ ($h=0,01$ м) лента получалась разнотолщинная с наплывами и пустотами, ее структура характеризовалась крупнозернистыми элементами, предел прочности составлял 200—250 МПа. Это свидетельствовало о перегреве валка и низкой скорости охлаждения.

При $n=65$ с⁻¹ геометрические размеры ленты были стабильными, структура становилась аморфной или мелкозернистой, предел прочности возрастал до 340 МПа. Следовательно, в этом диапазоне соблюдался баланс между подводимой при затвердевании и кристаллизации расплава и отводимой при кипении воды мощности. Подобные результаты наблюдались при $h=0,05$ м, только критическая частота вращения в этом случае составляла 40 с⁻¹.

При увеличении радиуса кристаллизатора рабочая плотность тепловой нагрузки уменьшается. Исходя из кинематических возможностей оборудования, можно подобрать нужный размер кристаллизатора, при работе которого будет обеспечен теплоотвод за счет кипения выделившейся мощности.

Известно, что максимально возможная плотность теплового потока при фазовых переходах, согласно молекулярно-кинетической теории, определяется следующим соотношением [8]:

$$q = 0,288 p_n r^* \sqrt{\frac{M}{kT_{ж}}}$$

где k — постоянная Больцмана.

Величина рабочих нагрузок испытуемых кристаллизаторов намного меньше этого значения ($q \approx 2,8 \cdot 10^8$ Вт/м²).

ВЫВОДЫ

1. Предельная тепловая нагрузка зависит как от величины центростремительного ускорения, так и высоты слоя испаряющейся жидкости на внутренней части обода кристаллизатора.

2. Подбором радиуса кристаллизатора, высоты слоя жидкости, частоты вращения можно обеспечить баланс между подводимой при затвердевании и кристаллизации расплава и отводимой при кипении жидкости тепловой нагрузки.

ОБОЗНАЧЕНИЯ

a — ускорение;
 c — теплоемкость;
 g — гравитационное ускорение;
 h — высота слоя жидкости;
 M — масса молекулы;
 m — показатель степени;
 n — частота вращения;
 p — давление;
 Pr — число Прандтля;
 R — радиус;
 r — скрытая теплота кристаллизации;
 r^* — скрытая теплота парообразования;
 T — температура;
 ΔT — перегрев;
 δ — толщина ленты;
 Θ — угол смачивания;
 μ — вязкость;
 ρ — плотность;
 σ — поверхностное натяжение.

Индексы

$ж$ — жидкость;
 $кр$ — кристаллизатор;

крт — критическая;
 нас — насыщение;
 ох — охлаждение;
 п — пар;
 р — расплав;
 ц — центростремительное;
 max — максимальный;
 min — минимальный.

ЛИТЕРАТУРА

1. А. с. 1452649 СССР. Устройство для получения металлической ленты / А. Н. Абраменко, А. С. Калинин и др. // Бюл. изобр.— 1989.— № 3.
2. Adams J. M. A study of the critical heat flux in an accelerating pool boiling system // NSF G — 19697. Univ. Washington.— 1962.
3. Лабунцов Д. А., Абдусаттуров З. С. Экспериментальное исследование режимов кипения при инерционных нагрузках // Теплоэнергетика.— 1963.— № 3.— С. 32—37.
4. Тонг Л. Теплоотдача при кипении и двухфазное течение.— М.: Мир, 1969.— 344 с.
5. Rohsenow W. M. A method of correlating heat transfer data for surface boiling of liquid // Trans. ASME.— 1952.— N 74.— P. 969—976.
6. Zuber N. On stability of boiling heat transfer // Trans. ASME.— 1958.— N 80.— P. 711—720.
7. Методика расчета толщины и интенсивности охлаждения лент, получаемых сверхбыстрым охлаждением металла из жидкого состояния / А. Н. Абраменко, А. С. Калинин и др. // ИФЖ.— 1988.— Т. 55.— № 1.— С. 117—122.
8. Reiss F., Schretzmann K. Pressure balance and maximum power density at the evaporation gained from heat pipe experiments // 2nd Int. Conf. on Thermionic Electrical Power Generation.— Stresa.— 1968.— P. 111—124.

Представлена кафедрой
 промышленной
 теплоэнергетики и теплотехники

Поступила 6.03.1990
 После доработки 26.04.1990

УДК 618.513

АЛГОРИТМ РЕШЕНИЯ ЗАДАЧИ НАГРЕВА ТЕЛ С МИНИМАЛЬНЫМ РАСХОДОМ ТОПЛИВА

*Канд. техн. наук КОВАЛЕВСКИЙ В. Б., докт. техн. наук, проф.
 ПАНАСЮК В. И., инж. СЕДЯКО О. Ю.*

Белорусский ордена Трудового Красного Знамени политехнический институт

Нагрев тел перед горячей пластической деформацией — один из наиболее энергоемких участков энергетической цепи. В данной статье предложен метод решения задачи нагрева тел с минимальным расходом топлива.

В [1] рассмотрена задача выбора оптимальной по критерию минимизации расхода топлива температур греющей среды и нагреваемого металла без учета ограничений на температуру газов. Нами решается аналогичная задача с учетом ограничений на температуру газа, при этом используются результаты [2, 5].

Пусть динамика процесса нагрева характеризуется уравнением [1]

$$\frac{dT}{dt} = \frac{T_{\Gamma} - T}{\mu}, \quad (1)$$

где μ — постоянная времени;

T , T_{Γ} — температуры металла и дымовых газов, К, при следующих граничных условиях:

$$T(0) = T_0, \quad T(t_K) = T_K, \quad (2)$$

где T_0 и T_K — начальная и конечная температуры металла соответственно, К.