

## Электротехника

УДК 621.3

### ЭНЕРГЕТИЧЕСКАЯ ЭФФЕКТИВНОСТЬ УСТАНОВОК ОХЛАЖДЕНИЯ ПРИРОДНОГО ГАЗА С ЧАСТОТНО- РЕГУЛИРУЕМЫМ ПРИВОДОМ ВЕНТИЛЯТОРОВ

*А.М. Абакумов, В.Е. Антропов, А.С. Ведерников, О.А. Абакумов*

Самарский государственный технический университет  
Россия, 443100, г. Самара, ул. Молодогвардейская, 244

**Аннотация.** Актуальность задачи снижения энергетических затрат на охлаждение газа на компрессорных станциях магистральных газопроводов определяется высокой энергоемкостью установок охлаждения. В статье рассмотрены энергетические показатели установок охлаждения газа при дискретном и непрерывном регулировании скорости вентиляторов аппаратов воздушного охлаждения. Разработана методика оценки повышения энергетической эффективности при использовании непрерывного регулирования. Приведены оценки потребления электроэнергии в предположении о гармоническом законе изменения температуры наружного воздуха в течение суток. Полученные результаты расчетов позволяют оценить потенциал энергосбережения, а также могут использоваться для прогнозирования электропотребления.

**Ключевые слова:** установки охлаждения газа, регулирование температурного режима, частотно-регулируемый привод вентиляторов, потребление электроэнергии.

Процесс охлаждения природного газа после компримирования на компрессорных станциях магистральных газопроводов является необходимой технологической операцией, позволяющей:

- уменьшить температурный перепад по длине трубопровода, снижающий его продольную устойчивость;
- повысить пропускную способность трубопровода и обеспечить экономию топливного газа на работу газоперекачивающих агрегатов;
- снизить интенсивность процессов коррозии трубопровода;
- исключить негативные экологические и технические последствия растепления газопроводов, расположенных в северных районах страны в зоне многолетнемерзлых грунтов.

Установки охлаждения газа (УОГ) имеют достаточно высокую энергоемкость. Типовая УОГ содержит несколько параллельно включенных аппаратов

---

*Абакумов Александр Михайлович (д.т.н., проф.), профессор кафедры «Электромеханика и автомобильное электрооборудование».*

*Антропов Владимир Евгеньевич (к.т.н.), доцент кафедры «Электромеханика и автомобильное электрооборудование».*

*Ведерников Александр Сергеевич (к.т.н., доц.), доцент кафедры «Электрические станции».*

*Абакумов Олег Александрович, магистрант.*

воздушного охлаждения (АВО). Наибольшее применение на отечественных компрессорных станциях получили АВО типа 2АВГ-75. Каждый такой аппарат оснащен двумя установленными под теплообменником вентиляторами, приводимыми в движение асинхронными двигателями мощностью по 37 кВт. Установленная мощность электроприводов типовых УОГ близка к 1 МВт, а на нужды охлаждения газа на компрессорных станциях с газотурбинным приводом расходуется более 60 % электроэнергии, потребляемой на транспорт газа. Указанные обстоятельства определяют существенный интерес к проблеме повышения энергетической эффективности режимов работы УОГ.

Установка охлаждения должна обеспечивать стабилизацию температуры охлажденного газа на заданном уровне в условиях изменения температуры газа после компримирования, температуры наружного воздуха, расхода газа и других менее значимых возмущений.

На большинстве действующих УОГ температура газа на выходе установки регулируется дискретно включением/отключением электродвигателей отдельных вентиляторов. Существенными недостатками такого способа являются низкая точность стабилизации регулируемой величины, обусловленная дискретностью регулирования, и большие длительные пусковые токи асинхронных короткозамкнутых двигателей вентиляторов, вызванные переходным процессом пуска механизма с большим моментом инерции. Вопросы совершенствования характеристик АВО и оптимизации алгоритмов дискретного управления рассмотрены в [1–8].

В последние годы появился опыт использования систем управления температурой на выходе УОГ за счет непрерывного (частотного) регулирования скорости вентиляторов с использованием частотно-регулируемого привода (ЧРП). Использование ЧРП создает возможности для построения замкнутых по температуре газа на выходе УОГ систем автоматического управления, обеспечивающих высокую точность стабилизации регулируемой температуры [9–17]. Кроме того, использование частотного регулирования обеспечивает существенное снижение расхода электроэнергии на нужды охлаждения.

В предлагаемой работе рассмотрены вопросы сравнительной оценки энергетической эффективности УОГ с дискретным и непрерывным регулированием скорости вентиляторов.

В соответствии с технологическими требованиями система управления УОГ должна обеспечивать поддержание температуры  $\theta_{out}$  охлажденного газа на уровне, не превышающем требуемого  $\theta_r$ :

$$\theta_{out} \leq \theta_r. \quad (1)$$

В установившемся режиме на УОГ создается температурный перепад

$$\Delta\theta = \theta_{inp} - \theta_{out}, \quad (2)$$

где  $\theta_{inp}$  и  $\theta_{out}$  – температура газа на входе (температура газа после компримирования) и выходе УОГ соответственно.

Для оценочных расчетов потребления электроэнергии на нужды охлаждения примем допущение о равномерном распределении потока компримированного газа через параллельно включенные АВО и идентичности их характеристик. С учетом этих допущений для определенных технологических и климатических условий каждый из АВО при включении двух вентиляторов на номинальную

скорость обеспечивает некоторый максимальный температурный перепад  $\Delta\theta_{max}$ , и температурный перепад на УОГ равен  $\Delta\theta_{max}$ .

Для выполнения технологических требований (1) необходимо, чтобы фактический температурный перепад на УОГ был не меньше требуемого  $\Delta\theta_r$ :

$$\Delta\theta \geq \Delta\theta_r. \quad (3)$$

Значение максимального температурного перепада  $\Delta\theta_{max}$  зависит от значений температуры  $\theta_{inr}$  газа на входе в АВО, температуры  $\theta_a$  наружного воздуха, расхода газа через УОГ и может быть определено по паспортным характеристикам АВО. Более надежные результаты могут быть получены на основе экспериментальных исследований, позволяющих учесть фактическое состояние отдельных АВО.

Для оценки эффективности работы АВО газа используется также показатель «глубина охлаждения газа» [7, 10], определяемый в виде

$$\mu = \frac{\theta_{inr} - \theta_{out}}{\theta_{inr} - \theta_a} = \frac{\Delta\theta_{max}}{\theta_{inr} - \theta_a}. \quad (4)$$

Значение показателя  $\mu$  для постоянного расхода газа через УОГ остается неизменным. С учетом выражения (4) величину максимального температурного перепада на УОГ можно записать в виде

$$\Delta\theta_{max} = \mu(\theta_{inr} - \theta_a). \quad (5)$$

Следовательно, в случае постоянной температуры на входе установки и неизменного расхода газа через УОГ максимальный температурный перепад  $\Delta\theta_{max}$  является функцией температуры  $\theta_a$  наружного воздуха.

При снижении температуры наружного воздуха значение максимального температурного перепада  $\Delta\theta_{max}$  увеличивается и может оказаться больше требуемого  $\Delta\theta_r$ . В этих условиях отключается часть двигателей вентиляторов (дискретное регулирование) или, при использовании системы автоматического управления на базе ЧРП, происходит снижение скорости вентиляторов.

Для расчетов энергопотребления при определенном графике изменения температуры  $\theta_a(t)$  наружного воздуха в течение суток можно построить соответствующий график  $\Delta\theta_{max}(t)$  максимального значения температурного перепада на УОГ, который достигается при включении всех вентиляторов на номинальную скорость  $n_n$ . Для упрощения расчетов энергетической эффективности реальные графики изменения температуры наружного воздуха и  $\Delta\theta_{max}(t)$  целесообразно заменить ступенчатыми с фиксированными значениями переменных на каждом временном интервале  $t_i$ ,  $i = 1, 2, \dots, k$ .

В случае дискретного регулирования с учетом принятых выше допущений для  $i$ -го интервала включение  $d_i$  двигателей вентиляторов из общего числа  $N$  обеспечивает температурный перепад

$$\Delta\theta_{di} = \frac{\Delta\theta_{maxi}d_i}{N}. \quad (6)$$

Чтобы выполнить технологические требования (3), требуемое число включенных электродвигателей вентиляторов с учетом дискретности регулирования должно составлять

$$d_{ri} = \left[ d'_{ri} \right] \leq N,$$

где  $[d_{ri}]$  – наименьшее целое, большее или равное  $d'_{ri}$ , определяемого с учетом (6) из соотношения

$$d'_{ri} = \frac{\Delta\theta_{ri}}{\Delta\theta_{maxi}} N. \quad (7)$$

Для получения результатов исследования в обобщенном виде введем новую переменную – относительное значение требуемого температурного перепада:

$$\Delta\theta_{ri}^* = \frac{\Delta\theta_{ri}}{\Delta\theta_{maxi}}, 0 < \Delta\theta_{ri}^* \leq 1. \quad (8)$$

Тогда соотношение (7) можно записать в виде

$$d'_{ri} = \Delta\theta_{ri}^* N. \quad (9)$$

Требуемая мощность на валу двигателей вентиляторов при дискретном регулировании определяется числом включенных вентиляторов:

$$P_{di} = d_{ri} P_n, \quad (10)$$

где  $P_n$  – номинальная мощность электродвигателя одного вентилятора.

В качестве примера на рис. 1 показана зависимость мощности включенных электродвигателей  $P_d$  от относительного требуемого температурного перепада. Результаты приведены для типовой УОГ, содержащей  $N=24$  вентилятора с приводными двигателями мощностью  $P_n=37$ кВт каждый (ступенчатый график). Количество электродвигателей вентиляторов УОГ обычно достаточно велико ( $N=24\dots48$ ). В этих условиях без существенных погрешностей для расчета электропотребления можно принять  $d_{ri} = d'_{ri}$  и аппроксимировать ступенчатый график мощности линейным (см. рис. 1).

Учитывая соотношения (9), (10), для требуемой мощности электродвигателей вентиляторов при дискретном регулировании можно записать следующее выражение:

$$P_{di} = d_{ri} P_n = \Delta\theta_{ri}^* N P_n.$$

Примем суммарную номинальную мощность электродвигателей вентиляторов УОГ  $P_\Sigma = N P_n$  за базовую величину и выразим  $P_{di}$  в относительных единицах (о.е.):

$$P_{di}^* = \Delta\theta_{ri}^*. \quad (11)$$

Для построения графика потребления электроэнергии в течение суток можно с использованием графика относительного требуемого температурного перепада  $\Delta\theta_{ri}^*(t)$  вычислить расход электроэнергии на каждом  $i$ -том интервале:

$$W_{di} = \frac{\Delta\theta_{ri}^* N P_n t_i}{\eta},$$

где  $\eta$  – КПД электродвигателей вентиляторов.

Для расчета потребления в относительных единицах примем за базовое значение потребление электроэнергии за сутки в случае, когда все электродвигатели вентиляторов включены 24 часа:

$$W_0 = \frac{24 N P_n}{\eta}.$$

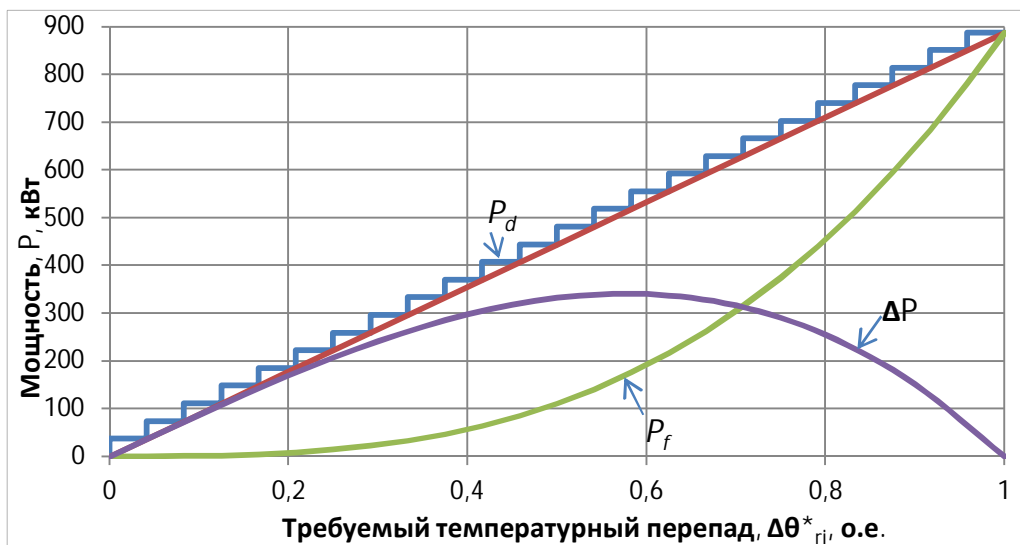


Рис. 1. Зависимость мощности электродвигателей вентиляторов от относительного требуемого температурного перепада

Тогда выражение для расхода электроэнергии на  $i$ -том интервале в относительных единицах будет иметь вид

$$W_{di}^* = \Delta\theta_{ri}^* t_i / 24. \quad (12)$$

Суточный расход электроэнергии в относительных единицах определяется суммированием расходов на отдельных интервалах:

$$W_{do}^* = \sum_{i=1}^k W_{di}^*.$$

Остановимся далее на методике расчета энергетических показателей при частотном регулировании скорости вентиляторов УОГ.

Наибольшая энергетическая эффективность режимов работы УОГ с ЧРП вентиляторов достигается в том случае, когда в работе находятся все вентиляторы. Причем систему автоматического управления температурой газа выполняют так, что все электродвигатели вентиляторов вращаются с одинаковой скоростью [9, 10, 12, 13].

Приняв во внимание отмеченные особенности непрерывного регулирования, рассмотрим зависимость температурного перепада на УОГ от частоты вращения вентиляторов.

В работе [9] на основе аналитических исследований получена математическая модель температурного перепада на АВО от относительной скорости обдува теплообменника в виде степенной зависимости, причем значение показателя степени близко к единице.

В работе [11] на основе экспериментальных исследований показано, что изменение температурного перепада на АВО в стационарном режиме приближенно пропорционально относительной частоте  $n$  вращения вентиляторов:

$$\Delta\theta_{fi} = \Delta\theta_{maxi} \left( \frac{n_i}{n_n} \right). \quad (13)$$

Используя соотношение (13), требуемое по технологическим условиям (3) значение относительной частоты вращения вентиляторов можно представить в виде

$$\frac{n_{ri}}{n_n} = \frac{\Delta\theta_{fi}}{\Delta\theta_{maxi}} = \Delta\theta_{ri}^*. \quad (14)$$

Мощность на валу двигателей вентиляторов находится в кубической зависимости от относительной частоты вращения, и выражение для мощности при частотном регулировании с учетом соотношений (13), (14) можно записать в виде

$$P_{fi} = P_{\Sigma} \left( \frac{n_{ri}}{n_n} \right)^3 = P_{\Sigma} (\Delta\theta_{ri}^*)^3. \quad (15)$$

График зависимости мощности  $P_f$  на валу вентиляторов при частотном регулировании от относительного требуемого значения температурного перепада  $\Delta\theta_{ri}^*$  приведен на рис. 1. Там же показано снижение мощности при переходе от дискретного регулирования к частотному:

$$\Delta P = P_{di} - P_{fi}.$$

В относительных единицах выражение (15) для мощности при частотном регулировании будет иметь вид

$$P_{fi}^* = (\Delta\theta_{ri}^*)^3. \quad (16)$$

Расход электроэнергии на  $i$ -том интервале при частотном регулировании:

$$W_{fi} = \frac{P_{fi} t_i}{\eta \eta_f}. \quad (17)$$

Приняв для оценочных расчетов КПД преобразователей частоты  $\eta_f = 1$ , расход электроэнергии в относительных единицах можно определить в виде

$$W_{fi}^* = (\Delta\theta_{ri}^*)^3 t_i / 24. \quad (18)$$

Суточный расход электроэнергии, аналогично предыдущему, можно найти суммированием расходов на отдельных интервалах.

На основе приведенных соотношений проведем анализ электропотребления для гармонического закона изменения температуры  $\theta_a$  наружного воздуха, характерного для установившихся климатических условий.

В предположении о постоянстве расхода газа и температуры  $\theta_{inp}$  на входе в УОГ требуемое значение относительного температурного перепада в течение суток также изменяется по гармоническому закону:

$$\Delta\theta_r^*(t) = \theta_{r0}^* - \Delta\theta_r^* \sin\left(\frac{2\pi}{24}(t + t_0)\right), \quad (19)$$

где  $\theta_{r0}^*$  и  $\Delta\theta_r^*$  – среднее значение и амплитуда изменения требуемого относительного значения температурного перепада;

$t_0$  – время, соответствующее фазовому сдвигу графика температуры наружного воздуха относительно начала отсчета.

В дальнейшем анализе рассматриваются режимы работы, при которых тепловая мощность УОГ позволяет обеспечить требуемую температуру газа на выходе, т. е. выполняется соотношение

$$0 < \Delta\theta_r^*(t) \leq 1.$$

Последующие расчеты показателей электропотребления выполнены на основе численного интегрирования с заменой исходного графика, описываемого выражением (14), ступенчатым с длительностью временных интервалов  $t_i = 1$  час.

В качестве примера на рис. 2 приведен суточный график мощности электродвигателей при дискретном  $P_d^*$  и частотном  $P_{fi}^*$  регулировании. На рис. 3 показаны соответствующие расчетные графики электропотребления:  $W_d^*$  при дискретном и  $W_f^*$  при частотном регулировании для значений  $\theta_{r0}^* = 0,7$  и  $\Delta\theta_r^* = 0,3$ . Принято, что минимум ночной температуры воздуха достигается в 4 часа ночи, что соответствует значению  $t_0 = 2$  час.

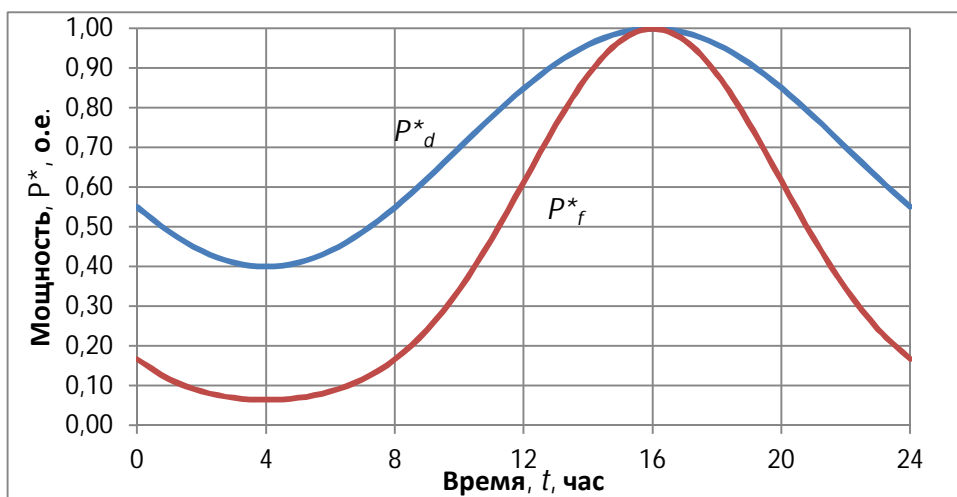


Рис. 2. Расчетные суточные графики мощности двигателей вентиляторов:  $P_d^*$  – при дискретном регулировании;  $P_{fi}^*$  – при частотном регулировании

Если представляет интерес только значение электропотребления за сутки, то для дискретного регулирования в относительных единицах оно может быть рассчитано по среднему значению требуемого температурного перепада:

$$W_{d0}^* = \Delta\theta_{r0}^*.$$

В случае частотного регулирования такой подход вследствие нелинейности зависимости  $P_{fi}(\Delta\theta_{ri}^*)$  приводит к погрешностям. Величина погрешности нелинейно зависит от среднего значения  $\theta_{r0}^*$  и амплитуды изменения требуемого значения температурного перепада  $\Delta\theta_r^*$ .

В качестве примера на рис. 4 приведена зависимость (кривая 1) относительного суточного потребления электроэнергии от значения  $\theta_{r0}^*$  для  $\Delta\theta_r^* = 0,3$ , рассчитанная по изложенной выше методике. Расчет по среднему значению  $\theta_{r0}^*$  (кривая 2 на рис. 4) приводит к заниженным оценкам электропотребления.

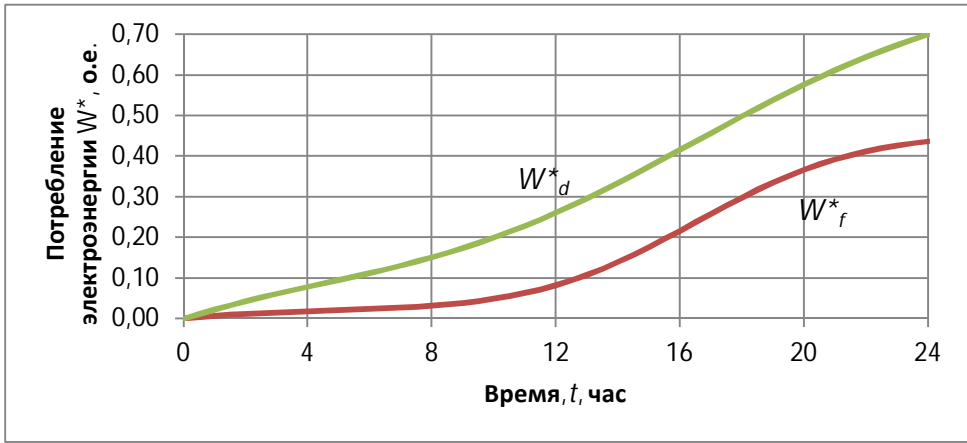


Рис. 3. Расчетные суточные графики потребления электроэнергии:  $W_d^*$  – при дискретном регулировании;  $W_f^*$  – при частотном регулировании

Как показывает анализ, погрешность расчета расхода электроэнергии по среднему значению  $\theta_{r0}^*$  не превышает 10 % для  $\Delta\theta_r^*=0,1\dots0,15$  и  $\theta_{r0}^*=0,3\dots0,8$  и существенно возрастает при увеличении значений  $\Delta\theta_r^*$ .

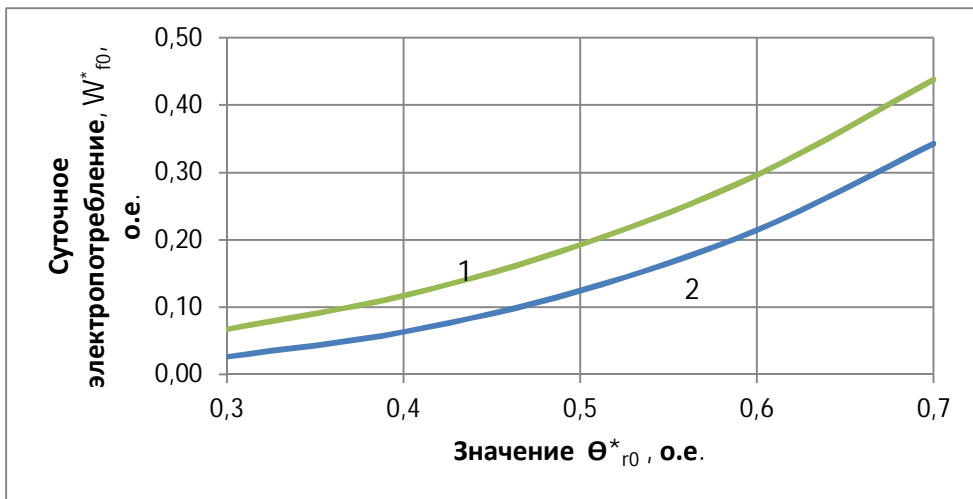


Рис. 4. Зависимость относительного суточного потребления электроэнергии от  $\theta_{r0}^*$  для  $\Delta\theta_r^*=0,3$

Относительная экономия электроэнергии за сутки при переходе от дискретного регулирования к частотному может быть рассчитана по выражению

$$\Delta W^* = \frac{W_d^* - W_f^*}{W_d^*} 100\% . \quad (20)$$

На рис. 5 приведены результаты расчета по выражению (20) экономии электроэнергии в зависимости от среднего значения требуемого относительного температурного перепада  $\theta_{r0}^*$  для двух значений  $\Delta\theta_r^* = 0,2$  и  $\Delta\theta_r^* = 0,3$ .



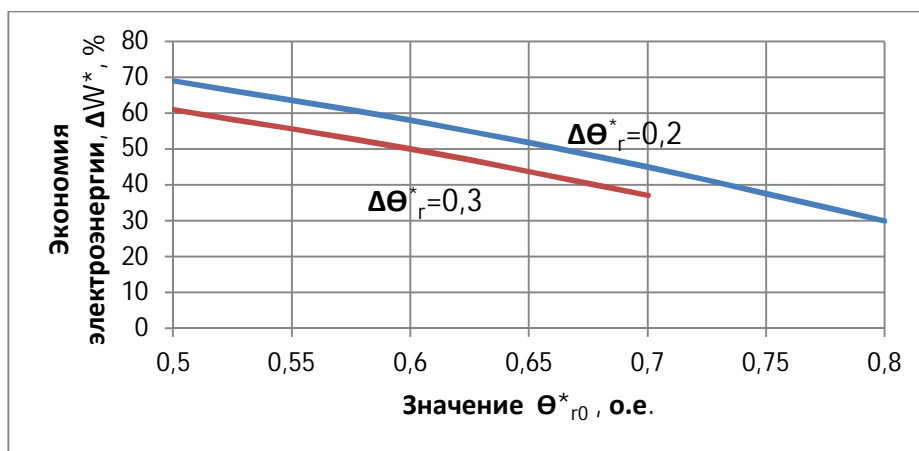


Рис. 5. Экономия электроэнергии при частотном регулировании

Как следует из приведенных результатов расчетов, наибольшая относительная экономия электроэнергии достигается при работе УОГ в области значений  $\Theta^*_{r0}$ , соответствующих максимальным значениям экономии мощности (см. рис. 1), а также зависит от значений  $\Delta\Theta^*_r$ . Полученные расчетные результаты по энергоэффективности согласуются с приведенными в [9, 14] экспериментальными данными.

Таким образом, разработана методика и приведены сравнительные оценки энергетической эффективности использования дискретного и частотного регулирования скорости вентиляторов установок охлаждения природного газа. Полученные результаты могут быть использованы для прогнозирования мощности и электропотребления электродвигателями вентиляторов УОГ при формировании заявок поставщику электроэнергии, а также для технико-экономического анализа эффективности использования частотно-регулируемого электропривода для аппаратов воздушного охлаждения газа.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. *Алимов С.В., Прокопец А.О., Кубаров С.В. и др.* Модернизация вентиляторов АВО газа при реконструкции КС МГ // Газовая промышленность. – 2009. – № 4. – С. 54–56.
2. *Алимов С.В., Данилушкин И.А., Мосин В.Н.* Моделирование установившихся процессов теплообмена в аппаратах воздушного охлаждения газа // Вестник Самарского государственного технического университета. Сер. Технические науки. – 2010. – № 2 (26). – С. 178–186.
3. *Маланичев В.А., Миатов О.Л., Типайлов А.М.* Разработка и модернизация вентиляторных блоков аппаратов воздушного охлаждения // Химическая техника. – 2004. – № 2. – С. 11–16.
4. *Ванчин А.Г.* Расчет работы узла воздушного охлаждения газа в условиях компрессорной станции магистрального газопровода [Электронный ресурс] // Электронный научный журнал «Нефтегазовое дело». – 2013. – Вып. 3. – С. 164–179. – Режим доступа : <http://www.ogbus.ru>
5. *Данилушкин А.И., Крайнов В.Г., Мигачева Л.А.* Оптимизация стационарного распределения нагрузки аппаратов воздушного охлаждения газа // Вестник Самарского государственного технического университета. Сер. Технические науки. – 2011. – № 3 (31). – С. 159–164.
6. *Шайхутдинов А.З., Лифанов В.А., Маланичев В.А.* Современные АВО газа – ресурс энергосбережения в газовой отрасли // Газовая промышленность. – 2010. – № 9. – С. 40–41.
7. *Сагитов Р.Р.* Повышение эффективности эксплуатации элементов компрессорных станций на базе энергетического анализа: автореф. дис. ... канд. техн. наук / Р.Р. Сагитов. – М., 2014. – 24 с.

8. *Крайнов В.Г.* Оптимизация режимов работы электроприводов установок охлаждения газа при транспортировке: автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Самара, 2014. – 24 с.
9. *Артохов И.И., Аршамян И.И., Тарисов Р.Ш., Тримбач А.А., Устинов Е.В.* Ресурсосберегающая технология охлаждения газа на компрессорных станциях // Вестник Саратовского государственного технического университета. – 2011. – № 1 (54). Вып. 3. – С. 25–32.
10. *Артохов И.И., Аршамян И.И., Крылов И.П.* Автоматическое управление аппаратами воздушного охлаждения на объектах магистрального транспорта газа // Мехатроника, автоматизация, управление. – 2003. – № 1. – С. 33–36.
11. *Алимов С. В.* Повышение энергоэффективности стационарных режимов работы установок охлаждения газа с частотно-регулируемым электроприводом: автореф. дис. ... канд. техн. наук / С.В. Алимов. – Самара, 2011. – 24 с.
12. *Абакумов А.М., Алимов С.В., Мигачев Л.А., Мосин В.Н.* Оптимизация стационарных режимов работы установок охлаждения газа компрессорных станций магистральных газопроводов // Известия вузов. Электромеханика. – 2011. – № 3. – С. 110–113.
13. *Абакумов А.М., Алимов С.В., Мигачева Л.А.* Аналитическое и экспериментальное исследование стационарных режимов работы установок охлаждения газа компрессорных станций магистральных газопроводов // Вестник Самарского государственного технического университета. Сер. Технические науки. – 2010. – № 6(28). – С. 113–117.
14. *Абакумов А.М., Мигачев А.В., Степашкин И.П.* Оценка энергетической эффективности использования системы автоматического управления температурой газа на компрессорных станциях // Ашировские чтения: Сб. трудов Междунар. науч.-практ. конф. Т. II: Проблемы энергетического обеспечения нефтегазового комплекса. – Самара: Самарский гос. техн. ун-т, 2016. – С. 292–295.
15. *Кумар Б.К., Выгонюк П.И.* Система автоматического управления аппаратами воздушного охлаждения сырого природного газа // Вестник Казахского национального технического университета им. К.И. Сатнаева. – 2011. – № 1 (83). – С. 67–71.
16. *Linde R.* Advantage of pipelining gas at low temperatures // Pipe Line Industry. – 1984. – vol. 55. – No 3. – P. 49–56.
17. *Abakumov A.M., Stepashkin I.P.* Research of the adaptive automatic control system at the natural gas air-cooling unit // IEEE Xplore, 2017. doi: 10.1109/ICIEAM.2017.8076297.

*Статья поступила в редакцию 14 июня 2019 года*

## **THE ENERGY EFFICIENCY OF COOLING THE NATURAL GAS WITH VARIABLE FREQUENCY DRIVE FANS**

***A.M. Abakumov, V.E. Antropov, O.A. Abakumov, A.S. Vedernikov***

Samara State Technical University  
244, Molodogvardeyskaya st., Samara, 443100, Russian Federation

**Annotation.** *The relevance of the problem of reducing energy costs for gas cooling at compressor stations of main gas pipelines is determined by the high energy intensity of cooling plants. The article deals with the energy performance of gas cooling units with discrete and continuous speed control of air cooling fans. The method of estimation of increase of power efficiency at use of continuous regulation is developed. The estimates of electricity consumption in the assumption of a harmonic law of change of temperature of external air during the day, the results of calculations allow us to estimate the energy saving potential, and can be used to predict energy consumption.*

**Keywords:** *gas cooling units, temperature control, frequency-controlled fan drive, power consumption.*

---

*Alexander M. Abakumov (Dr. Sci. (Techn.)), Professor.  
Vladimir E. Antropov (Ph.D. (Techn.)), Associate Professor.  
Oleg A. Abakumov, Postgraduate Student.  
Alexander S. Vedernikov (Ph.D. (Techn.)), Associate Professor.*

## REFERENCES

1. *Alimov S.V., Prokopets A.O., Rubarov S.V.* Modernizatsiya ventilyatorov AVO gaza pri rekonstruktsii KS MG // *Gazovaya promyshlennost.* – 2009. – № 4. – P. 54–56.
2. *Alimov S.V., Danilushkin I.A., Mosin V.N.* Modelirovanie ustanovivshikhnya protsessov teploobmena v apparatakh vozdušnogo okhlazhdeniya gaza // *Vestnik Samar. gos. tekhn. un-ta. Ser. Tekhnicheskie nauki.* – 2010. – № 2 (26). – P. 178–186.
3. *Malanichev V.A., Miatov O.L., Tipaylov A.M.* Razrabotka i modernizatsiya ventilyatornykh blokov apparatov vozdušnogo okhlazhdeniya // *Khimicheskaya tekhnika.* – 2004. – № 2. – P. 11–16.
4. *Vanchin A.G.* Raschet raboty uzla vozdušnogo okhlazhdeniya gaza v usloviyakh kompressornoy stantsii magistralnogo gazoprovoda [Elektronnyy resurs] // *Elektronnyy nauchnyy zhurnal «Neftegazovoye delo».* – 2013. – Vyp. 3. – S. 164–179. – Rezhim dostupa: <http://www.ogbus.ru>
5. *Danilushkin A.I., Kraynov V.G., Migacheva L.A.* Optimizatsiya stantsionarnogo raspredeleniya nagruzki apparatov vozdušnogo okhlazhdeniya gaza // *Vestnik Samarskogo gos. tekhnicheskogo un-ta. Ser. Tekhnicheskiye nauki.* – 2011. – № 3 (31). – S. 159–164.
6. *Shaykhutdinov A.Z., Lifanov V.A., Malanichev V.A.* Sovremennyye AVO gaza – resurs energosberezheniya v gazovoy otrasli // *Gazovaya promyshlennost.* – 2010. – № 9. – S. 40–41.
7. *Sagitov R.R.* Povysheniye effektivnosti ekspluatatsii elementov kompressornykh stantsiy na baze eksergeticheskogo analiza: avtoref. dis. ... kand. tekhn. nauk / *R.R. Sagitov.* – M., 2014. – 24 s.
8. *Kraynov V.G.* Optimizatsiya rezhimov raboty elektroprivodov ustanovok okhlazhdeniya gaza pri transportirovke: avtoref. dis. ... kand. tekhn. nauk / *V.G. Kraynov.* – Samara, 2014. – 24 s.
9. *Artyukhov I.I., Arshakyan I.I., Tarisov R.Sh., Trimbach A.A., Ustinov E.V.* Resursosberegayushchaya tekhnologiya okhlazhdeniya gaza na kompressornykh stantsiyakh // *Vestnik Saratovskogo gos. tekhn. un-ta.* – 2011. – № 1 (54). Vyp. 3. – S. 25–32.
10. *Artyukhov I.I., Arshakyan I.I., Krylov I.P.* Avtomaticheskoye upravleniye apparatami vozdušnogo okhlazhdeniya na obyektakh magistralnogo transporta gaza // *Mekhatronika, avtomatizatsiya, upravleniye.* – 2003. – № 1. – S. 33–36.
11. *Alimov C.B.* Povysheniye energoeffektivnosti stantsionarnykh rezhimov raboty ustanovok okhlazhdeniya gaza s chastotno-reguliruyemym elektroprivodom: avtoref. dis. ... kand. tekhn. nauk. – Samara, 2011. – 24 s.
12. *Abakumov A.M., Alimov S.V., Migacheva L.A., Mosin V.N.* Optimizatsiya stantsionarnykh rezhimov raboty ustanovok okhlazhdeniya gaza kompressornykh stantsiy magistralnykh gazoprovodov // *Izvestiya vuzov. Elektromekhanika.* – 2011. – № 3. – S. 110–113.
13. *Abakumov A.M., Alimov S.V., Migacheva L.A.* Analiticheskoye i eksperimentalnoye issledovaniye stantsionarnykh rezhimov raboty ustanovok okhlazhdeniya gaza kompressornykh stantsiy magistralnykh gazoprovodov // *Vestnik Samar. gos. tekhn. un-ta. Ser. Tekhnicheskiye nauki.* – 2010. – № 6 (28). – S. 113–117.
14. *Abakumov A.M., Migachev A.V., Stepashkin I.P.* Otsenka energeticheskoy effektivnosti ispolzovaniya sistemy avtomaticheskogo upravleniya temperaturoy gaza na kompressornykh stantsiyakh // *Ashirovskiy chteniya: Sb. trudov Mezhdunarodnoy nauchno-prakticheskoy konferentsii. T. II: Problemy energeticheskogo obespecheniya neftegazovogo kompleksa.* – Samara: Samarskiy gos. tekhn. un-t, 2016. – S. 292–295.
15. *Kumar B.K., Vygoniyuk P.I.* Sistema avtomaticheskogo upravleniya apparatami vozdušnogo okhlazhdeniya syrogo prirodnogo gaza // *Vestnik Kazakhskogo natsionalnogo tekhnicheskogo universiteta im. K.I. Satnayeva.* – 2011. – № 1 (83). – S. 67–71.
16. *Linde R.* Advantage of pipelining gas at low temperatures // *Pipe Line Industry.* – 1984. – vol. 55. – No 3. – P. 49–56.
17. *Abakumov A.M., Stepashkin I.P.* Research of the adaptive automatic control system at the natural gas air-cooling unit // *IEEE Xplore*, 2017. doi: 10.1109/ICIEAM.2017.8076297

УДК 621.365.511

**МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ И ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ В ИНДУКЦИОННОМ КРИСТАЛЛИЗАТОРЕ КРЕМНИЯ\******А.А. Базаров, А.А. Навасардян***Самарский государственный технический университет  
Россия, 443100, г. Самара, ул. Молодогвардейская, 244

**Аннотация.** Рассмотрен комплекс вопросов по компьютерному моделированию электромагнитных и тепловых процессов в индукционном кристаллизаторе расплава кремния, в котором обеспечивается создание сил между расплавом и катушкой индуктора, сжимающих столб жидкого материала и предотвращающих прямой контакт расплава со стенками тигля. В известных индукционных системах, использующих электромагнитное давление на расплавленный металл, для кристаллизации выбираются параметры индуктора такими, чтобы при достаточном усилии не происходило повышения температуры за счет внутренних источников тепловыделения. Решение этой задачи достигается путем снижения частоты тока. Отвод тепла в основном происходит через контакт с водоохлаждаемой опорной поверхностью.

**Ключевые слова:** индукционный нагрев, кристаллизация, кремний, метод конечных элементов, электромагнитное литье.

**Введение**

Целью работы является определение параметров процесса, при которых происходит формирование необходимого электромагнитного усилия на стенку расплава с учетом резкого снижения плотности тока на границе твердой и жидкой фаз кремния. Кремний в твердом состоянии обладает более низким значением электропроводности, чем в жидком, что отражается на резком снижении плотности тока на границе перехода из одного агрегатного состояния в другое. Математическое моделирование тепловых процессов в расплаве учитывает процесс перехода из жидкого в твердое состояние с выделением теплоты плавления. Использование встроенных математических функций в программном пакете позволяет при правильном подборе сетки конечных элементов и параметров процедуры аппроксимации процесса кристаллизации за счет локального изменения удельной теплоемкости получить распределение температуры в пространстве при движении фронта кристаллизации.

При определении параметров индукционных кристаллизаторов использовались температурные зависимости теплофизических свойств. Исследованы варианты реализации индуктора, позволяющего охватывать весь объем расплава или его часть при условии непрерывного перемещения после затвердевания металла, что сопровождается изменением электропроводности кремния и мощности внут-

---

\* Работа выполнена при поддержке РФФИ (проект №19-06-00212).

Базаров Александр Александрович (д.т.н.), профессор кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий».

Навасардян Аиот Александрович, аспирант.

ренных источников тепла. Результаты исследования показали возможность применения кристаллизатора при различных соотношениях высоты и диаметра столба расплава, интенсивности охлаждения. Эффективность процесса для кремния увеличивается при уменьшении высоты и увеличении радиуса столба расплава.

В современной металлургической промышленности кремний металлургической чистоты получают путем восстановления из расплава песка или кварца с коксом при температуре около 1900 °С в рудотермических дуговых печах. Чистота полученного таким образом кремния может достигать 99 % (основные примеси – углерод, металлы). Основным устройством для выплавки металлургического кремния является дуговая рудотермическая одно- или трехфазная печь мощностью от 8 до 25 МВА.

Данный метод на сегодняшний день является самым распространенным и обеспечивает чистоту выпускаемого кремния 97–99,9 % по массе. Кремний подвергается глубокой доочистке химическими или металлургическими методами. После выплавки кремния в печи он сливается в изложницы, и тем самым происходит прямой контакт жидкого кремния и поверхности теплоизоляции, что в свою очередь приводит к попаданию примесей, а именно поверхностной пыли.

Технологии современной металлургической промышленности позволяют удалять примеси с первичных слитков цветных металлов, используя только металлургические методы перекристаллизации металлов с целью распределения примесей согласно коэффициенту сегрегации единичных элементов и химических соединений из расплава. Предотвращение попадания примесей в процессе литья слитков на сегодняшний день является актуальной задачей для литейных цехов металлургии. В работе [1] была показана технология литья алюминия в обжимающем электромагнитном поле. Данный способ позволяет получать цилиндрические слитки с контролируемым диаметром и ровной поверхностью без дополнительного загрязнения расплава.

Электромагнитное поле индуктора помимо отталкивающих сил приводит к созданию источников тепловыделения, поэтому для ускорения процесса кристаллизации предусматривается интенсивное охлаждение. Алюминиевые сплавы допускают использование в качестве охлаждающей среды водяного потока.

Применение технологии кристаллизации в электромагнитном поле имеет некоторые особенности, обусловленные физическими свойствами: в твердом состоянии кремний имеет малое значение электропроводности, что делает переход из жидкого состояния в твердое непростым с точки зрения функционирования индуктора, так как на границе сред наблюдается десятикратное уменьшение плотности тока. Дополнительной проблемой является подверженность растрескиванию при создании больших градиентов температуры. В работах [2–4] показано изменение свойств кремния при кристаллизации и то, как это отражается на распределении температуры и напряжений. Кремний является хрупким материалом, и только при нагревании выше 800 °С он становится пластичным. Поэтому применение водяного охлаждения при кристаллизации нежелательно.

Компьютерное моделирование процесса с учетом поведения теплофизических свойств в широком диапазоне температур позволяет с достаточной точностью предсказать поведение процесса кристаллизации металлов в обжимающем магнитном поле. Моделирование процессов охлаждения с учетом теплообмена с внешней средой и выделения теплоты плавления показало возможность контроля перемещения границы «жидкость – твердое тело» [5].

### Формулировка задачи

Для реализации управляемого процесса кристаллизации расплава кремния необходим учет нескольких факторов [6, 7]. Формирование кристаллов нужной величины и предотвращение недопустимых термонапряжений требуют определенной скорости охлаждения и поддержания величины тепловых потоков. Создание магнитного поля, обеспечивающего электромагнитную силу [8, 9], необходимую для удержания расплава на расстоянии от футеровки, требует решения задачи проектирования индуктора. Поддержание общего характера процесса кристаллизации направлено на формирование распределения температуры по высоте, в рамках которого минимальное и максимальное значения не выходят за рекомендуемые, то есть не происходит повторного расплавления застывшей части и холодная часть слитка имеет температуру, препятствующую появлению больших термонапряжений. Для выполнения этих требований нужна небольшая высота слоя жидкой фазы. В задаче охлаждения кремния поиск высоты расплава является очень важным. Решение указанных проблем требует применения математического моделирования нелинейных связанных электромагнитных и тепловых процессов, протекающих в условиях изменения агрегатного состояния [5, 10, 11]. Помимо статического воздействия электромагнитного поля на расплав возможно иное проявление сил, способных привести к возникновению вибраций. Интересное применение внешних воздействий на расплавленный металл исследовано в работе [12], где решается задача повышения качества за счет удаления газовых включений. Использование вибрации в жидком металле на этапе рафинирования может быть эффективно, хотя представляет собой сложную инженерную задачу разработки конструкции.

Математическая модель в общем случае представляется системой нелинейных дифференциальных уравнений в частных производных. В рассматриваемой задаче необходимо учитывать целый ряд нелинейных процессов при переходе кремния из жидкого состояния в твердое:

- теплообмен между расплавом, футеровкой, системой охлаждения и окружающей средой, т. е. одновременно протекающие процессы кондуктивного, конвективного, радиационного теплообмена;

- охлаждение расплава, при котором теплофизические и электрофизические свойства нагреваемого изделия значительно изменяют свои значения с падением температуры;

- индукционный нагрев кремния, основанный на преобразовании электрической энергии в тепловую на фоне снижения температуры в условиях резкого снижения электропроводности, что приводит к изменению распределения мощности и силы по высоте расплава.

В качестве исходной конструкции кристаллизатора принята цилиндрическая форма. Теплоизоляция боковой стенки выполнена из карбида кремния, чтобы исключить перенос загрязняющего вещества в расплав при возможном контакте. Нижняя часть корпуса содержит тонкий слой карбида кремния и слой металла, выполняющий функции несущей конструкции. Под металлическим основанием располагается теплообменник в виде медной трубки с проточной водой.

Для решения тепловой задачи с учетом реальных режимов теплообмена с окружающей средой в качестве исходной модели принято нелинейное уравнение теплопроводности вида [13]

$$C\rho \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left[ \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial r} \left[ \lambda r \frac{\partial T}{\partial r} \right] + Q$$

с начальными условиями

$$T(r, x, 0) = T_0$$

и граничными условиями

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=0} = 0;$$

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R} = \alpha_1 [T(R, x, t) - T_{ext}] + \varepsilon \sigma [T^4(R, x, t) - T_{wall}^4];$$

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} = -\alpha_2 [T(r, 0, t) - T_{ext}];$$

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=X} = \alpha_3 [T(r, X, t) - T_{ext}] + \varepsilon \sigma [T^4(r, X, t) - T_{ext}^4].$$

Здесь  $C$  – удельная теплоемкость;

$\rho$  – плотность;

$\lambda$  – теплопроводность;

$Q$  – плотность внутренних источников тепла;

$\alpha_i$  – коэффициенты конвективного теплообмена на поверхностях загрузки, футеровки, основания под расплавом;

$\varepsilon$  – степень черноты загрузки и футеровки;

$T_{wall}$  – температура внутренней стенки футеровки;

$T_{ext}$  – температура окружающей среды.

Решение тепловой задачи выполняется методом конечных элементов. Данный метод позволяет с высокой точностью учитывать все нелинейности задачи путем изменения всех свойств на каждом шаге по времени, а также задавать сложные геометрические формы нагреваемого изделия.

Определение распределения температуры в нагреваемом изделии сводится к решению уравнения теплопроводности с функцией распределения внутренних источников тепла, которая находится в результате решения электромагнитной задачи.

Электромагнитная задача формулируется в виде уравнений Максвелла [14], описывающих связь между основными электромагнитными величинами, такими как напряженность магнитного поля и индукция. Для перехода к численному решению исходная система преобразуется в терминах векторного магнитного потенциала к виду

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[ \frac{1}{\mu_a} \cdot \frac{\partial rA}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial r} \left[ \frac{1}{\mu_a} \cdot \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial rA}{\partial r} \right] - j\omega A - J_0 = 0,$$

где  $\omega = 2\pi f$  – круговая частота;

$\mu_a$  – магнитная проницаемость материалов, определяется как произведение относительной проницаемости на проницаемость вакуума  $\mu_a = \mu \cdot \mu_0$ .

В качестве граничных условий для однозначности задачи принимаются наиболее общие условия – равенство нулю векторного потенциала на границе расчетной области:

$$A|_{S_1 \in S} = 0,$$

где  $S_1$  – удаленная граница расчетной области.

На базе основного дифференциального уравнения и граничных условий осуществляется переход к конечно-элементной формулировке и строится система алгебраических уравнений. В результате ее решения определяются значения магнитного потенциала для каждого элемента, по которым производится расчет токов и других переменных. В индукционной системе кристаллизации кремния не предусматривается применение ферромагнитных материалов, поэтому для всех сред магнитная проницаемость равна единице.

Объемная плотность внутренних источников тепла, создаваемых в проводящей неподвижной среде, определяется в соответствии с выражением

$$Q = \frac{1}{2} \operatorname{Re} \left( J_z \sigma^{-1} J_z^* \right).$$

Здесь в скобках показано произведение плотности тока на его комплексно сопряженную величину.

Со стороны катушки индуктора на нити тока, протекающего в расплаве, действуют силы Лоренца, определяемые векторным произведением плотности тока и индукции:

$$F = J \times B.$$

Такой способ определения удобен для расчета электромагнитных сил в проводящих областях.

### **Задание теплофизических характеристик материалов**

При реализации предлагаемой технологии необходимо учитывать особенности изменения теплофизических свойств материала в большом диапазоне температур. На примере кремния можно наблюдать изменения свойств. При обычных условиях кремний хрупок, а при определенных температурах становится пластичным. Электрические свойства кремния сильно изменяются при переходе из твердого состояния в расплавленное. Если в холодном состоянии кремний ведет себя как обычный полупроводник, то при расплавлении его удельная электропроводность становится как у горячей стали. В расплавленном состоянии можно применять индукционный нагрев по отношению к кремнию. При остывании эффективность вихревых токов снижается, и вынужденное увеличение токов, способных создать необходимое давление, приводит к росту тепловыделения и затруднению процесса охлаждения. Для разрешения этой проблемы необходим поиск параметров индукционной системы, футеровки и системы охлаждения, позволяющих минимизировать энергозатраты [10, 15].

При использовании численного метода решения задач для повышения точности расчетов удобно пользоваться аппроксимирующими выражениями для физических параметров. Коэффициент теплопроводности и теплоемкость представлены линейными функциями

$$\lambda = 148,4 - 0,0734 \cdot T ;$$



$$C = 504,9 + 0,389 \cdot T .$$

Переход из жидкого состояния в твердое [2, 5, 11] сопровождается выделением теплоты плавления кремния  $L=1409$  кДж/кг. Для учета этого процесса в выражение для теплоемкости добавляется компонента, приводящая к значительному увеличению в окрестности температуры затвердевания. В результате теплоемкость приобретает вид

$$C_{res} = 504 + 0,389 \cdot T + \frac{L}{\Delta T} (H(T_{L-H} - T) - H(T_{L-H} - \Delta T - T)).$$

Здесь  $\Delta T$  – принятое для расчетов значение интервала температуры, на котором происходит выделение теплоты плавления;

$H$  – ступенчатая функция;

$T_{L-H}$  – температура затвердевания.

Для теплоизоляции, в качестве которой используется корунд, коэффициент теплопроводности и теплоемкость представлены линейными функциями

$$\lambda = 12,2 - 0,86 \cdot 10^{-3} \cdot T ;$$

$$C = 680,3 + 0,42 \cdot T .$$

Плотность кремния равна  $2330 \text{ кг/м}^3$ , а корунда  $3600 \text{ кг/м}^3$ .

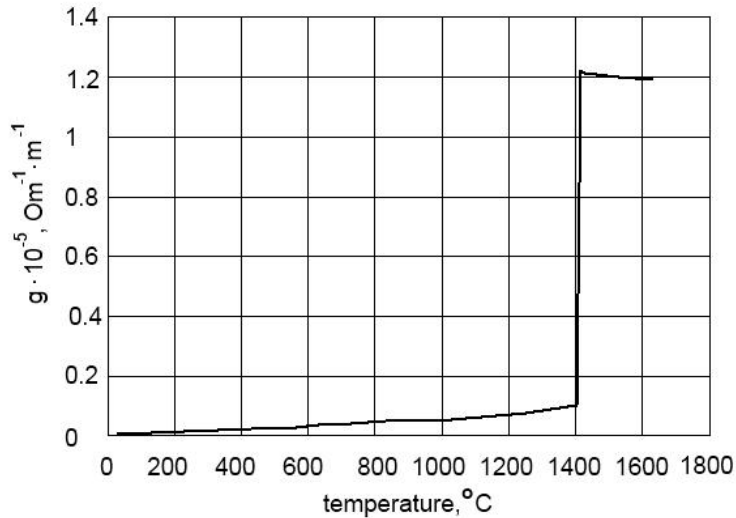


Рис. 1. Зависимость электропроводности кремния от температуры

Температура плавления кремния равна  $1415 \text{ }^\circ\text{C}$ , и в качестве интервала температур, где происходит кристаллизация, можно взять величину  $\Delta T = 30 \text{ }^\circ\text{C}$ . Дальнейшее уменьшение диапазона нежелательно из-за вычислительных проблем, вызванных плохой сходимостью. С учетом принятых допущений теплоемкость и коэффициент теплопроводности в функции от температуры примут вид

$$C_{res} = 504 + 0,389 \cdot T + 46900 \cdot (H(1688 - T) - H(1718 - T));$$

$$\lambda = 148 - 0,073 \cdot T .$$

Электропроводность кремния увеличивается приблизительно в 10 раз при расплавлении. Для представления электропроводности используется ступенчатая функция, задающая скачкообразное изменение при переходе через температуру плавления (рис. 1):

$$\sigma = 10000 \cdot (1 + 0,005 \cdot T) + 1,1 \cdot 10^6 \cdot H(T - 1688) .$$

Мощность тепловыделения в кремнии при переходе через температуру плавления изменяется в несколько раз. Учитывая ограничения на величину охлаждающего теплового потока от границы кристаллизации к основанию, принимаем высоту жидкого слоя постоянной. По мере охлаждения и кристаллизации верхнего слоя производится добавление расплава. Таким образом, происходит непрерывное увеличение высоты затвердевшей части столба кремния при неизменной величине высоты жидкой фазы.

### **Расчеты электромагнитных и тепловых процессов**

Расчеты электромагнитных и тепловых процессов при кристаллизации кремния выполнялись в отдельности, так как наличие существенных нелинейностей для мультифизических задач создает очень серьезные вычислительные проблемы.

В результате расчета индуктора должна быть показана возможность формирования необходимого давления на столб жидкого кремния, но при этом выделяющееся тепло не должно превосходить величину отводимого теплового потока через охлаждаемую поверхность основания. Для обеспечения силы, прилагаемой к стенке расплава, достаточной для создания зазора, электромагнитное давление на расплавленный кремний должно превышать гидростатическое давление столба жидкого кремния:

$$p = \rho gh .$$

При плотности кремния  $2330 \text{ кг/м}^3$  и высоте столба жидкости  $0,02 \text{ м}$  давление составляет  $457 \text{ Па}$ . В таблице приведены значения необходимой электромагнитной силы в зависимости от радиуса столба расплава.

Для определения сил между индуктором и участками кремния в жидкой и твердой фазе произведены расчеты с помощью программы Comsol на базе модели электромагнитной задачи, соответствующей приведенным выше теоретическим положениям [5, 8, 9]. Выполнены вычисления для вариантов загрузки радиусом от  $0,1$  до  $0,25 \text{ м}$ . В результате расчетов получены силы, обеспечивающие требуемое давление, а также найдены значения мощности тепловыделения в слоях жидкого и твердого кремния при высоте слоев  $0,02 \text{ м}$  и  $0,1 \text{ м}$  (см. таблицу). Из-за разницы высот участков твердой и жидкой фаз значения мощности оказались близкими по величине, но при этом объемная плотность отличается в несколько раз. Вихревые токи в кремнии генерируют тепловую мощность, которую нужно учитывать при охлаждении расплава. Низкие значения электропроводности делают неэффективным использование тока промышленной частоты из-за низкого электрического КПД индуктора, так как глубина проникновения тока больше величины радиуса слитка. Приведенные в таблице параметры найдены при частоте  $500 \text{ Гц}$ .

## Параметры источников тепловыделения в расплаве кремния

$R_{ц}, \text{ м}$	0.1	0.15	0.2	0.25
$S_{\sigma}, \text{ м}^2$	0,01256	0,01884	0,02512	0,0314
F, Н	5,74	8,61	11,48	14,35
I, А	6502	6713	7312	7912
$P_{жс}, \text{ Вт}$	493	1075	1939	3038
$P_{те}, \text{ Вт}$	469	1187	2310	3754
$V_{жс}, \text{ м}^3$	0.000628	0,001413	0,002512	0,003925
$V_{те}, \text{ м}^3$	0,00314	0,007065	0,01256	0,019625
Q, Вт/м <sup>3</sup>	785000	761000	772000	774000
Q, Вт/м <sup>3</sup>	149000	168000	184000	191000

Распределение мощности тепловыделения в кремнии с учетом снижения удельной электропроводности при кристаллизации показано на рис. 2 для нескольких значений радиуса слитка. Для всех вариантов высота индуктора составляет 0,5 м, а радиус индуктора больше радиуса слитка на 0,1 м.

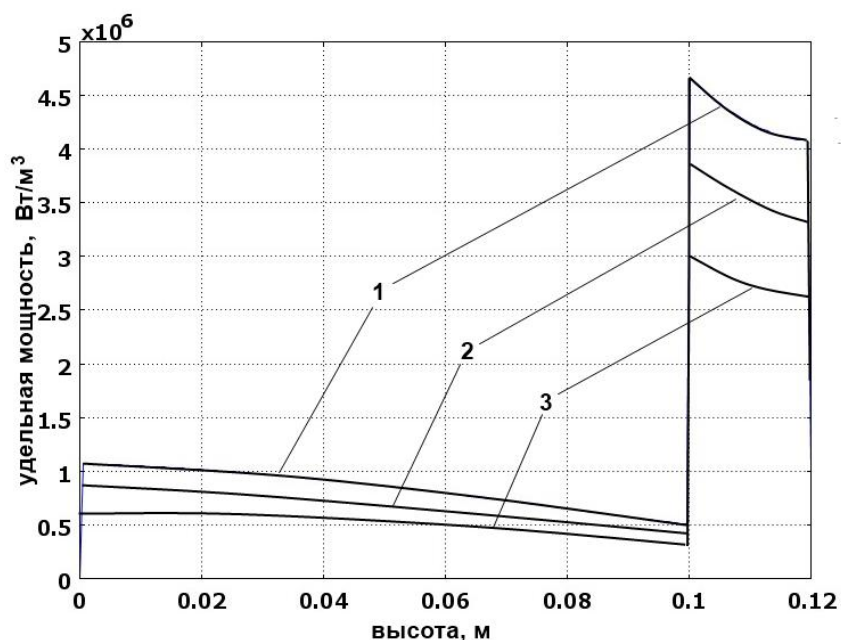


Рис. 2. Диаграммы распределения мощности тепловыделения на боковой поверхности расплава:

1 – радиус слитка 0,25 м; 2 – радиус слитка 0,2 м; 3 – радиус слитка 0,15 м

Диаграммы распределения силы по высоте линии боковой поверхности приведены на рис. 3. Расчеты показывают, что уменьшение высоты индуктора приводит к ухудшению формы диаграммы распределения силы, действующей на расплав. Это может привести не только к уменьшению общей силы, но и к искажению формы затвердевающего расплава.

Проведенные расчеты для принятых соотношений высоты жидкой и твердой фаз расплава и его радиуса показали, что значения тепловых потоков охлаждения для эффективного процесса кристаллизации достижимы с помощью охладителей с водяным теплообменником.

Использование мультифизических задач для моделирования процессов кристаллизации является очень ресурсоемким. Поэтому после определения закона распределения мощности по высоте столба кремния при заданных высоте и радиусе слитка выгодно перейти к отдельной тепловой задаче. На основании диаграмм распределения мощности (см. рис. 2) можно найти аппроксимирующее выражение для задания в качестве источника внутреннего тепловыделения, учитывая изменение при переходе через точку плавления.

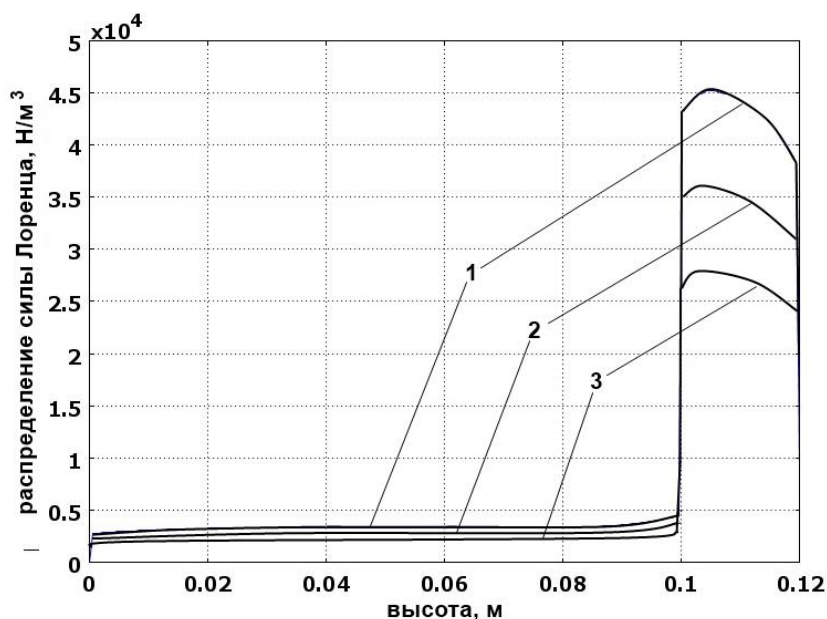


Рис. 3. Диаграммы распределения электромагнитной силы на боковой поверхности расплава:

1 – радиус слитка 0,25 м; 2 – радиус слитка 0,2 м; 3 – радиус слитка 0,15 м

Зависимость удельной мощности тепловыделения от температуры во всем столбе кремния может быть представлена в виде выражения

$$Q = 150000 \cdot (1 + 4 \cdot H(T - 1688)) .$$

В выражении для мощности ступенчатая функция  $H$  отражает изменение мощности в пять раз при плавлении или кристаллизации.

Дальнейшие расчеты направлены на детализацию тепловых процессов при кристаллизации на разных этапах. Увеличение высоты слитка сопровождается

ростом термического сопротивления, снижением величины теплового потока к теплообменнику и вероятностью возникновения распределений температуры в столбе, сопровождающихся термонапряжениями. В отличие от задачи кристаллизации металла необходимо учитывать большее число факторов.

Вариация высот остывшей и расплавленной частей столба кремния, высоты индуктора, мощности индуктора, величин теплового потока с боковой и нижней поверхностей позволила определить параметры установки. Диаметр слитка принят равным 0,3 м, высота жидкого кремния не превышает 0,02 м. На рис. 4 представлены диаграммы температур по высоте кристаллизатора, состоящего из металлической опоры, теплоизоляции и расплава в момент времени 300 секунд при различных значениях тепловых потоков к охладителю. К этому времени процессы кристаллизации уже завершились.

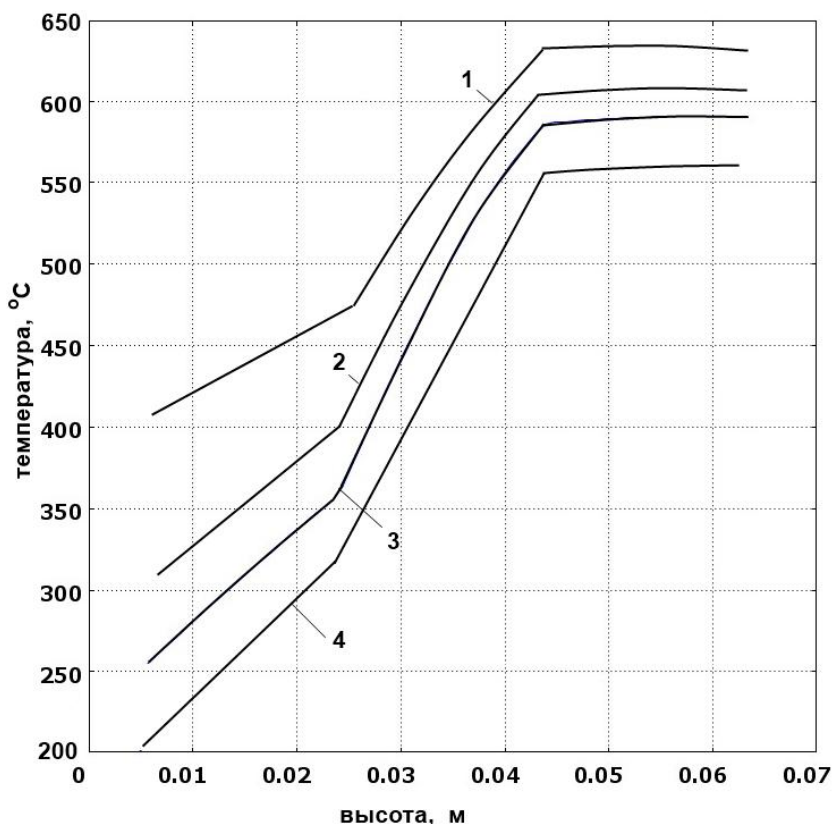


Рис. 4. Диаграммы температур на осевой линии при  $r = 0.15$  м:

1 – при коэффициенте теплообмена  $250 \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{град})$ ; 2 – при коэффициенте теплообмена  $500 \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{град})$ ; 3 – при коэффициенте теплообмена  $750 \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{град})$ ; 4 – при коэффициенте теплообмена  $1000 \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{град})$

Диаграммы температуры иллюстрируют возможность изменения скорости охлаждения за счет увеличения охлаждающих тепловых потоков. Решение этой задачи обеспечивается путем изменения площади охладителя.

Представляет интерес распределение температуры в процессе охлаждения. На рис. 5 показаны временные диаграммы в нескольких точках зоны расплавлен-

ного кремния. Интенсивность охлаждения иллюстрируется разной величиной горизонтальных участков на диаграммах. Температура снижается медленнее не только в зоне кристаллизации, но и вблизи с участками, где кристаллизация еще не завершилась.

Кристаллизация кремния приводит к увеличению коэффициента теплопроводности, но эти изменения не столь значительны, как для теплоемкости. Диаграмма температуры по высоте столба кремния определяется агрегатным состоянием (рис. 5) с постепенным перемещением границы перехода от жидкого к твердому состоянию. Расчеты для процессов охлаждения слоя жидкого кремния, налитого поверх затвердевшего слоя, показали, что при выбранной высоте расплава 0,02 м не происходит повторного расплавления нижних слоев. Диаграммы температур по высоте имеют вид, показанный на рис. 5. Если граница перехода через точку кристаллизации в начале этапа охлаждения отмечается резким переходом от практически горизонтального участка к круто падающему (см. рис. 5), то в области более низких температур (ниже 800 градусов) градиент в столбе твердого кремния гораздо меньше, чем в слое теплоизоляции.

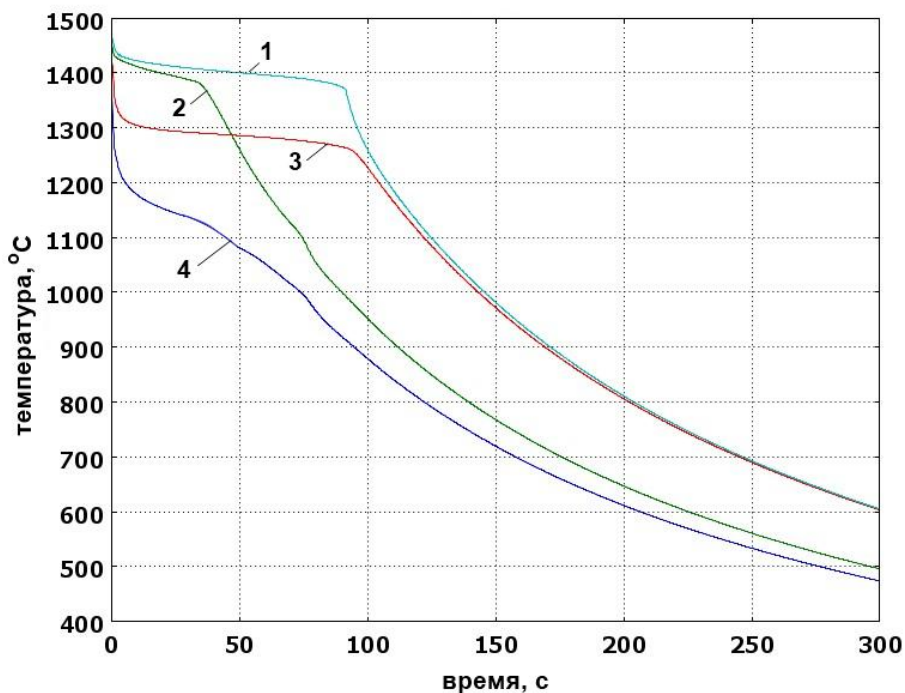


Рис. 5. Диаграммы температуры в конце первого этапа охлаждения:  
 1 –  $r = 0$ ,  $z = 0.02$  м; 2 –  $r = 0,15$  м,  $z = 0.02$  м; 3 –  $r = 0$ ,  $z = 0$ ; 4 –  $r = 0.15$  м;  $z = 0$

Характер изменения температуры в основном определяется условиями охлаждения. Снижение мощности тепловыделения от вихревых токов зависит от изменения агрегатного состояния, но на диаграммах температуры отражается слабо.

В результате исследования процессов кристаллизации с периодическим добавлением расплава получено распределение температуры по высоте столба кремния (рис. 6). Моменты времени соответствуют кристаллизации во всем объ-

еме и значительному охлаждению. Одинаковые интервалы времени после очередного добавления порции расплава показывают постепенное увеличение среднего значения температуры.

По мере кристаллизации увеличивается слой затвердевшего кремния, сверху добавляется новая порция расплава. Увеличение высоты твердой части слитка до 0,3 м не препятствует дальнейшему процессу. Повышение уровня минимальной температуры столба кремния происходит из-за снижения эффективности охлаждения, так как тепло отводится через боковую поверхность посредством излучения, а вниз к теплообменнику – через промежуточный теплоизолирующий материал. Достижение одинакового уровня температуры по окончании каждого этапа возможно, если регулировать их длительность. Более обоснованный выбор уровня температуры кремния в конце каждого интервала перед добавлением новой порции расплава возможен при анализе термонапряжений и решении задачи оптимизации [15] с критерием минимума времени процесса.

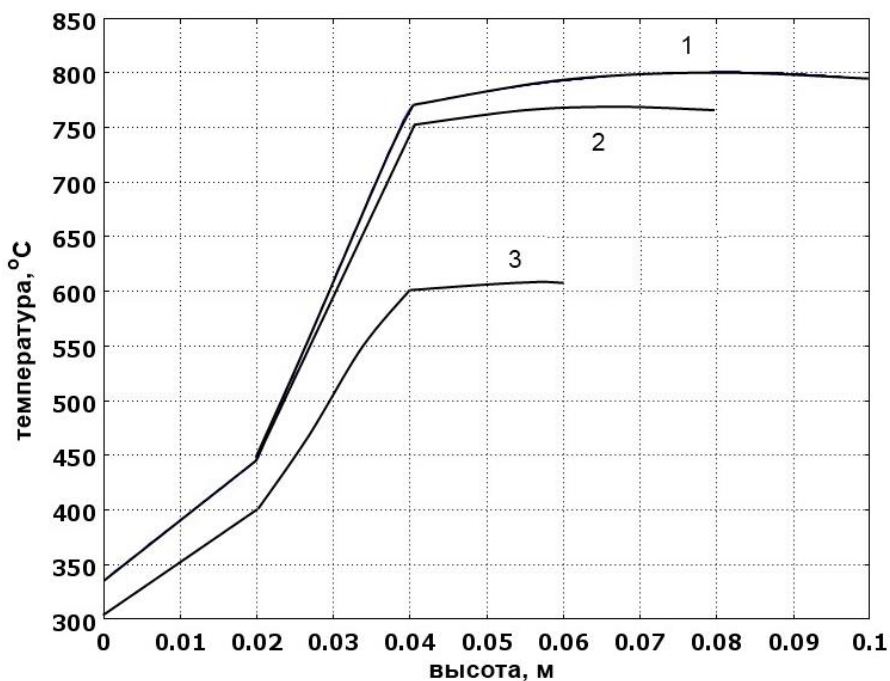


Рис. 6. Диаграммы температуры на линии вдоль боковой поверхности расплава:  
1 – при  $t = 900$  с; 2 – при  $t = 600$  с; 3 – при  $t = 300$  с

### Закключение

На основании проведенных исследований процесса кристаллизации технического кремния подтверждена идея использования магнитного поля в качестве средства для изоляции расплава от футеровки с целью повышения чистоты продукции. Применение метода конечных элементов позволило получить результаты расчета удовлетворительной точности на всех этапах моделирования, что обусловлено корректным описанием задачи, учетом нелинейностей, достаточно плотной сеткой элементов. Параметры индуктора и системы охлаждения,

найденные при анализе вариантов, позволяют обеспечить низкие энергозатраты и малое время кристаллизации кремния с повышенной степенью чистоты.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. *Гецелев З.Н., Балахонцев Г.А., Квасов Ф.И. и др.* Непрерывное литье в электромагнитный кристаллизатор. – М.: Металлургия, 1983. – 152 с.
2. *Глазов В.М., Щеликов О.Д.* Объемные изменения при плавлении и нагреве расплавов кремния и германия // Теплофизика высоких температур. – 2000. – Т. 38, № 3. – С. 429–436.
3. *Магомедов Я.Б., Гаджиев Г.Г.* Высокотемпературная теплопроводность кремния в твердом и жидком состояниях // Теплофизика высоких температур. – 2009. – Т. 46, № 3. – С. 466–467.
4. *Барботько М.А.* Численное моделирование термических напряжений и деформаций в цилиндре с упругопластической оболочкой и вязкоупругим наполнителем // Вестник инженерной школы Дальневосточного федерального университета. – Владивосток: Изд-во Дальневосточного федерального университета, 2018. – № 4 (37). – С. 16–23.
5. *Базаров А.А., Навасардян А.А.* Система индукционного нагрева в производстве технического кремния // Вестник Самарского государственного технического университета. Сер. Технические науки. – 2016. – № 1. – С. 87–95.
6. *Колядов Е.В., Герасимов В.В., Висик Е.М., Межин Ю.А.* Литье методом направленной кристаллизации с управляемым градиентом температуры на фронте кристаллизации // Литейное производство. – 2016. – № 8. – С. 24–26.
7. *Chakraborty S., Ganguly S., Talukdar P.* Determination of optimal taper in continuous casting billet mould using thermo-mechanical models of mould and billet / Journal of Materials Processing Technology. – Volume 270, August 2019, P. 132–141.
8. *Елизарян А.С., Зимин Л.С.* Электродинамические процессы при индукционном нагреве // Вестник Самарского государственного технического университета. Сер. Технические науки. – 2016. – № 1. – С. 156–159.
9. *Певчев В.П., Стрижакова Е.В., Овсянников В.Н.* Расчет параметров линейного асинхронного двигателя для системы перемешивания расплава // Вестник Самарского государственного технического университета. Сер. Технические науки. – 2018. – № 4. – С. 135–144.
10. *Сарапулов Ф.Н., Фризен В.Э., Сокунов Б.А., Урманов Ю.Р.* Снижение энергозатрат в металлургическом производстве за счет применения МГД-технологий // Промышленная энергетика. – М.: Научно-техническая фирма «Энергопрогресс», 2016. – № 12. – С. 21–27.
11. *Соколовская Л.А., Мамшиев В.А.* О математическом моделировании задач с фазовыми переходами в металлургии и литейном производстве // Процессы литья. – 2009. – № 2. – С. 24–29.
12. *Балакин Ю.А., Завалишин И.В., Шумская Л.П.* Разработка теоретических основ инновационных технологий внешнего воздействия на кристаллизацию металлов // Качество. Инновации. Образование. – 2016. – № 2 (129). – С. 23–30.
13. *Лыков А.В.* Теплообмен. – М.: Энергия, 1971. – 560 с.
14. *Слухоцкий А.Е., Рыскин С.Е.* Индукторы для индукционного нагрева. – Л.: Энергия, 1974. – 264 с.
15. *Данилушкин А.И., Данилушкин В.А., Животягин Д.А.* Параметрический анализ и оптимальное проектирование индукционной системы по критерию максимального коэффициента полезного действия // Вестник Самарского государственного технического университета. Сер. Технические науки. – 2018. – № 3. – С. 143–153.

*Статья поступила в редакцию 2 июля 2019 года*



# SIMULATION OF ELECTROMAGNETIC AND THERMAL PROCESSES IN AN INDUCTIVE CRYSTALLIZER OF SILICON

**A.A. Bazarov, A.A. Navasardyan**

Samara State Technical University  
244, Molodogvardeyskaya st., Samara, 443100, Russia

**Abstract.** *This publication describes a set of questions on computer simulation of electromagnetic and thermal processes in an induction crystallizer of a silicon melt, in which forces are created between the melt and the inductor coil, compressing a column of liquid material and preventing direct contact of the melt with the crucible walls. In the well-known induction systems using electromagnetic pressure on the molten metal, the parameters of the inductor are chosen for crystallization so that with sufficient force there will be no increase in temperature due to internal heat sources. The solution to this problem is achieved by reducing the frequency of the current. Heat removal mainly occurs through contact with a water-cooled support surface.*

*The aim of the work is to determine the process parameters at which the formation of the required electromagnetic force on the wall of the melt takes place, taking into account the sharp decrease in current density at the interface between the solid and liquid phases of silicon. Silicon in a liquid state has a low value of electrical conductivity, which is reflected in the reduction of currents. Mathematical modeling of thermal processes in the melt takes into account the process of transition from a liquid to a solid state with the release of heat of melting. The use of built-in mathematical tools in the software package allows for the correct selection of the finite element mesh and parameters of the procedure for approximating the crystallization process by obtaining a local change in the specific heat capacity to obtain the temperature distribution in space during the movement of the crystallization front.*

*In determining the parameters of induction crystallizers, the temperature dependences of the thermophysical properties were used. Investigations of the implementation of the inductor, allowing to cover the entire volume of the melt or its part under the condition of continuous movement after solidification of the metal, which is accompanied by a change in the electrical conductivity of silicon and the power of internal heat sources. The results of the study showed the possibility of using the mold at different ratios of the height and diameter of the melt column, and the cooling intensity. The efficiency of the process for silicon increases with decreasing height and increasing the radius of the melt column.*

**Keywords:** *induction heating, crystallization, silicon, finite element method, electromagnetic casting.*

## REFERENCES

1. Getslev Z.N., Balakhontsev G.A., Kvasov F.I. *e dr.* Nepreryvnoye lit'ye v elektromagnitnyy kristallizator. – M.: Metalluggiya, 1983. – 152 c.
2. Glazov V.M., Shchelikov O.D. Ob'yemnye izmeneniya pri plavlenii i nagreve rasplavov kremniya // Teplofika vysokikh temperature. – 2000, tom 38, № 3. – s. 429–436.
3. Magomedov Ya.B., Gadzhiev G.G. Vysokotemperaturnaya teploprovodnost' kremniya v tverdom i zhidkom sostoyaniyakh // Teplofika vysokikh temperature. – 2009, tom 46, № 3. – s. 446–467.
4. Barbot'ko M.A. Chislennoye modelirovaniye termicheskikh napryazheniy i deformatsiy v tsilindre s uprugoplasticheskoy obolochkoy i vyazkouprugim zapolnitilem / Vestnik inzhenernoy shkoly

---

*Alexander A. Bazarov (Dr. Sci. (Techn.)), Professor.*

*Ashot A. Navasardyan, Postgraduate Student.*

- Dal'nevostochnogo federal'nogo universiteta. Izdatel'stvo: Dal'nevostochniy federal'nyy universitet (Vladivostok). № 4 (37). 2018. s. 16–23.
5. *Bazarov A.A., Navasardyan A.A.* Sistema induktsionnogo nagreva v proizvodstve tekhnicheskogo kremniya // Vestnik Samarskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta. Ser. Tekhnicheskkiye nauki. – 2016. – № 1. – s. 87–95.
  6. *Kolyadov Ye.V., Gerasimov V.V., Visik Ye.M., Mezhin Yu.A.* Lit'ye metodom napravlennoy kristallizatsii s upravlyayemym gradientom temperatury na fronte kristallizatsii / Liteynoye proizvodstvo. 2016. № 8. – s. 24–26.
  7. *Chakraborty S., Ganguly S., Talukdar P.* Determination of optimal taper in continuous casting billet mould using thermo-mechanical models of mould and billet / Journal of Materials Processing Technology. Volume 270, August 2019, P. 132–141.
  8. *Yegiazaryan A.S., Zimin L.S.* Elektridnamicheskiye protsessy pri induktsionnom nagreve / Vestnik Samarskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta. Ser. Tekhnicheskkiye nauki. 2016. № 1. s. 156–159.
  9. *Pevchev V.P., Strizhakova Ye.V., Ovsyannikov V.N.* Raschet parametrov lineynogo asunkhronnogo dvigatelya dlya sistemy peremeshivaniya rasplava // Vestnik Samarskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta. Ser. Tekhnicheskkiye nauki. 2018. № 4. – s. 135–144.
  10. *Sarapulov F.N., Frizen V.E., Sokunov B.A., Urmanov Yu.R.* Snizheniye energozatrat v metallurgicheskome proizvodstve za schet primeneniya MGD-tekhnologiy / Promyshlennaya energetika. Moskva: Izdatel'stvo: Nauchno-tekhnicheskaya firma «Energopress». 2016. № 12. s. 21–27.
  11. *Sokolovskaya L.A., Mamishev V.A.* O matematicheskom modelirovanii zadach s fazovym perekhodom v metallurgii I liteynom proizvodstve // Protsessy litiya. – 2009. – № 2. – s. 24–29.
  12. *Balakin Yu.A., Zavzlishin I.V., Shumskaya L.P.* Razrabotka teoreticheskikh osnov innovatsionnykh tekhnologiy vneshnego vozdeystviya na kristallizatsiyu metallov / Kachestvo. Innovatsii. Obrazovaniye. 2016. № 2 (129). s. 23–30.
  13. *Lykov A.V.* Teplomassoobmen. – M.: Energiya, 1971. – 560 s.
  14. *Slukhotskiy A.Ye., Ryskin S.Ye.* Induktory dlya induktsionnogo nagreva. – L.: Energiya, 1974. – 264 s.
  15. *Danilushkin A.I., Danilushkin V.A., Zhivotyagin D.A.* Parametricheskyy analiz I optimalnoye proektirovaniye induktsionnoy sistemy po kriteriyu maksimal'nogo koeffitsiyenta poleznogo deystviya / Vestnik Samarskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta. Ser. Tekhnicheskkiye nauki. 2018. № 3. s. 143–153.

УДК 621.365

**РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЕ ТРЕХФАЗНОГО ИНДУКЦИОННОГО УСТРОЙСТВА ДЛЯ НАГРЕВА И ПЕРЕМЕШИВАНИЯ ЖИДКОСТИ \****А.И. Данилушкин, В.А. Данилушкин, М.А. Максимова, Д.В. Сурков*Самарский государственный технический университет  
Россия, 443100, г. Самара, ул. Молодогвардейская, 244

**Аннотация.** Рассмотрены вопросы разработки конструктивных и режимных параметров трехфазного индукционного устройства, совмещающего функции нагрева и перемешивания вязких жидкостей, в частности нефти и вязких нефтепродуктов. Отмечены специфические особенности технологического процесса транспортировки вязких жидкостей по трубопроводам. Показано, что высокая вязкость перекачиваемых жидкостей приводит к высоким энергетическим затратам. Одним из способов снижения энергозатрат является подогрев жидкости перед транспортировкой. Для повышения интенсивности теплообмена между стенкой трубы и потоком нагреваемой жидкости предлагается встроенное в трубопроводную систему индукционное устройство, которое одновременно выполняет функцию привода вращения колеса смесителя и нагревательного устройства. Представлены результаты численного расчета электрических параметров устройства. Показано, что подведенная к индуктору мощность распределяется на два потока – на мощность внутреннего тепловыделения в стенке ротора и на мощность вращения ротора. Установлена зависимость соотношения между тепловой энергией, выделяющейся в стенке ротора, и энергией, идущей на вращение ротора, от частоты вращения поля индуктора. Расчеты показали, что повышение частоты приводит к увеличению доли мощности на нагрев, а снижение частоты – к увеличению вращающего момента. Полученный вывод позволяет использовать частоту для выбора эффективного режима работы смесителя. Предложенное устройство целесообразно использовать в многосекционных нагревательных системах с целью оптимизации конструктивных и режимных параметров многосекционного нагревателя.

**Ключевые слова:** индукционный нагрев, математическая модель, трубопроводный транспорт, плотность тока, мощность, температура, вращающий момент.

Транспортировка по трубопроводам нефтяных продуктов, тяжелых масел, других аналогичных сред сталкивается со значительной вязкостью таких продуктов. Вязкость ограничивает в соответствии с законом Стокса [1, 2] возможность получить необходимую производительность трубопроводной системы, требует больших энергетических мощностей для транспортировки. Высокая вязкость обуславливает небольшие значения чисел Рейнольдса, вследствие чего в трубо-

---

\* Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ в рамках научного проекта № 19-08-00212 А.

Данилушкин Александр Иванович (д.т.н., проф.), профессор кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий».

Данилушкин Василий Александрович (к.т.н.), доцент кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий».

Максимова Марина Александровна, аспирант.

Сурков Дмитрий Викторович, аспирант.

проводе формируется ламинарный режим течения [3, 4]. Вязкость отмеченных жидких сред гиперболически зависит от температуры. На рис. 1 приведены температурные зависимости вязкости нефтей различных месторождений [5].

Подогревом транспортируемой жидкости можно понизить величину вязкости, увеличив тем самым производительность трубопровода. В работах [6–8] для уменьшения вязкости авторы предлагают в качестве подогревателей различные электрические методы и устройства, встроенные в трубопроводную систему. Электроэнергия превращается в тепловую в специальных нагревательных кабелях или непосредственно в стенке трубопровода. В работах [9–11] рассматриваются устройства косвенного индукционного нагрева жидкостей с помощью цилиндрических индукционных катушек, расположенных на трубопроводе.

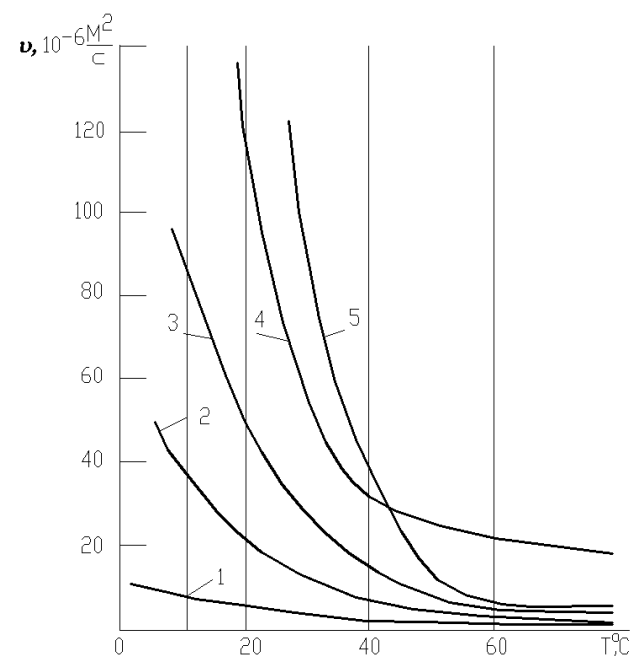


Рис. 1. Температурные зависимости вязкости нефтей:  
1 – samotлорской; 2 – осинской; 3 – арланской;  
4 – ножовской; 5 – узеньской

Под действием вихревых токов, наведенных в трубе, стенка трубы разогревается, в результате чего нагреваются слои жидкости, прилегающие к стенке трубы. Ламинарное течение вязкой жидкости носит слоистый характер. Жидкость течет по трубе параллельными слоями, один слой скользит по другому, слои не перемешиваются, т. е. практически отсутствует конвективная передача теплоты к оси потока жидкости. Нагрев внутренних слоев жидкости осуществляется лишь за счет теплопроводности. Низкая теплопроводность вязких жидкостей, ламинарный режим течения, нелинейное распределение скорости потока по радиусу не позволяют обеспечить на приемлемой длине нагревательной секции достаточный прогрев жидкости по всему сечению потока. Температура пристенного слоя быстро достигает предельно допустимого значения, определяемого физическими свойствами жидкости. Величина предельно допустимой температуры стенки трубы лежит в пределах  $90\div 100$  град. Вследствие этого по мере про-

движения жидкости от входа в нагреватель к выходу тепловой поток от стенки трубы в жидкость уменьшается. Это обстоятельство приводит к необходимости использовать протяженные нагревательные системы, состоящие из нескольких секций [12, 13]. Для увеличения теплоотдачи необходимо снижать температуру пристенного слоя жидкости. Эффективным способом увеличения теплообмена между стенкой трубы и жидкостью является активное перемешивание слоев жидкости, при котором внутренние холодные слои жидкости перемещаются к стенкам трубы [14].

В практике применения смесителей для привода вращения смесителя используются устройства, состоящие из электропривода, соединенного с лопастным колесом смесителя. Электродвигатель устанавливается с внешней стороны трубопроводной системы, что значительно усложняет конструкцию смесителя и увеличивает нагрузку на нагнетатель [15, 16].

В качестве альтернативного варианта для повышения интенсивности теплообмена между стенкой трубы и потоком нагреваемой жидкости в настоящей работе предлагается встроенное в трубопроводную систему трехфазное индукционное устройство, которое одновременно выполняет функцию привода вращения колеса смесителя и нагревательного устройства.

В работе [17] исследуется возможность использования индукционной нагревательной установки для нагрева алюминиевых сплавов в поперечном поле трехфазного индуктора с замкнутым магнитопроводом. Применение подобных индукторов позволит улучшить энергетические показатели. Однако их применение усложняет конструкцию нагревателя в связи с высокими рабочими температурами.

В последние годы значительно расширилось применение индукционных установок для низкотемпературных процессов, к которым относятся, в частности, процессы подготовки нефти при транспортировке по трубопроводам. Предлагаемая работа направлена на расширение возможностей индукционных устройств за счет использования трехфазных индукторов с вращающимся магнитным полем.

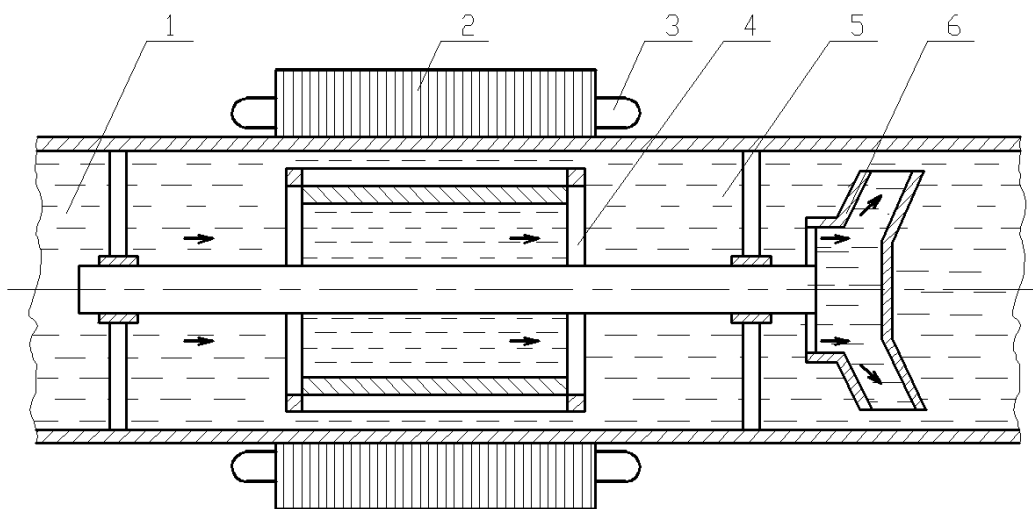


Рис. 2. Эскиз индукционного устройства для перемешивания и нагрева:  
 1 – внешняя труба; 2 – магнитопровод индуктора; 3 – обмотка индуктора; 4 – ротор;  
 5 – поток нагреваемой жидкости; 6 – лопастное колесо

Конструкция индукционного устройства для перемешивания и нагрева жидкости представляет собой систему, состоящую из многофазного цилиндрического индуктора с вращающимся магнитным полем, в расточке которого находится полый ферромагнитный цилиндр – ротор. На одной оси с ротором закреплено лопастное колесо смесителя, конструкция и методика расчета которого рассмотрены в работах [15, 16, 18]. Эскиз индукционного устройства для перемешивания и нагрева представлен на рис. 2.

Для расчета конструктивных и режимных параметров индукционного смесителя используется программный комплекс Elcut 5.9 [18]. Так как электромагнитные процессы можно считать практически безынерционными по сравнению с тепловыми, решение электромагнитной и тепловой задач выполняется раздельно, что значительно упрощает и ускоряет процедуру расчета.

Учитывая периодичность конструкции, обусловленную чередованием пазов и зубцов магнитной системы, исходную математическую модель процесса индукционного нагрева в поперечном поле осесимметричной системы тел в общем случае можно представить системой дифференциальных уравнений в частных производных вида [19–22]

$$\frac{\partial(\mu_a(H(r, x, t), T)H(r, x, t))}{\partial t} - \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{1}{\sigma(T)} \frac{\partial H(r, x, t)}{\partial r} \right) - \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{1}{\sigma(T)} \frac{\partial H(r, x, t)}{\partial x} \right) = 0;$$

$$\frac{\partial H(0, x, \tau)}{\partial r} = 0;$$

$$c(T)\gamma \frac{\partial T(r, x, \theta, \tau)}{\partial \tau} = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r\lambda(T) \frac{\partial T(r, x, \theta, \tau)}{\partial r} \right) +$$

$$+ \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \theta} \left( \lambda(T) \frac{\partial T(r, x, \theta, \tau)}{\partial \theta} \right) + \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda(T) \frac{\partial T(r, x, \theta, \tau)}{\partial x} \right) + \frac{1}{c(T)\gamma} W(r, x, \theta, \tau).$$

Здесь  $H(R, Lt)$  – вектор напряженности магнитного поля;

$\mu_a$  – магнитная проницаемость;

$\sigma(T)$  – электропроводимость;

$T(r, x, \theta, \tau)$  – температурное распределение в системе сопряженных тел;

$\tau$  – время;

$\lambda(T)$  – удельная теплопроводность;

$W(r, x, \theta, \tau)$  – удельная мощность тепловыделения;

$c(T)$  – удельная теплоемкость;

$\gamma$  – плотность;

$\theta$  – угловая координата.

Теплообмен между стенкой тепловыделяющего элемента и жидкостью аппроксимируется зависимостью теплового потока от аксиальной координаты  $x$ :

$q(x) = q_0 e^{-\frac{x}{L}}$ , где  $q_0$  – тепловой поток от стенки нагревателя в жидкость на входе в нагреватель.

В табл. 1 приведены исходные данные для расчета.

## Исходные данные

Наименование	Усл. обозн.	Величина	Размерность
Длина секции		0,5	м
Производительность		90	т/сут
Диаметр внешней трубы		0,260	м
Толщина стенки трубы		0,008	м
Внешний диаметр ротора		0,24	м
Размер паза ротора	$A \times B$	18×12	мм
Кол-во пазов ротора	$n_1$	12	шт.
Внутренний диаметр ротора		0,18	м
Размер паза статора	$A \times B$	30×20	мм
Кол-во пазов статора	$n_2$	12	шт.
Внешний диаметр статора		0,4	м
Внутренний диаметр статора		0,266	м
Материал витков		Медь	
Материал статора		Сталь электротехническая	
Материал ротора		Сталь 45	
Материал беличьей клетки		Сплав алюминия	
Исследуемая жидкость		Нефть	
Частота	$f$	50	Гц

Моделирование электромагнитных процессов в значительной степени усложняется наличием многослойной структуры исследуемого объекта. Цилиндрический магнитопровод индуктора, выполненный из пакета шихтованной электротехнической стали, отделен от трубопровода слоем тепловой и электрической изоляции. Труба выполнена из немагнитной стали. Ротор, расположенный внутри трубы, представляет собой полый ферромагнитный цилиндр, в пазах которого расположена короткозамкнутая обмотка из сплава алюминия.

Ниже приводятся результаты расчета конструктивных и режимных параметров трехфазного индукционного устройства с вращающимся магнитным полем и многослойной нагрузкой и детального исследования энергетических характеристик.

При исследовании процессов преобразования электрической энергии индуктора в тепловую и механическую энергию для вращения смесителя в качестве варьируемых параметров рассматриваются частота вращения поля индуктора, напряжение на индукторе и момент нагрузки на валу смесителя. В качестве управляемых величин рассматриваются частота вращения ротора, мощность, выделяемая в стенке трубы под действием внутренних источников тепла, мощность, выделяемая в стенке ротора, механическая мощность на вращение ротора и соотношение доли мощности, выделяющейся в стенке трубы, и доли мощности на вращение ротора. Анализ всех вопросов одновременно представляет сложную

задачу, так как требуется многократное уточнение параметров при более детальном исследовании различных сторон процесса. В работе приведен анализ влияния частоты поля индуктора на величины тепловой мощности, выделяющейся в роторе, и мощности, идущей на вращение, и на соотношение между ними в зависимости от момента нагрузки на валу. В комплексе программ Elcut есть встроенный параметр, учитывающий сдвиг фаз, что значительно упрощает и постановку задачи, и ее вычисление. В то же время наличие двухслойной нагрузки индуктора с вращающимся ротором усложняет процедуру расчета параметров индуктора.

Расчет электромагнитных параметров выполнен с помощью двумерной модели. Представив систему уравнений Максвелла [23] в форме векторного магнитного потенциала  $A$ , дифференциальное уравнение электромагнитного поля в двумерной постановке можно записать в виде

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{1}{\mu_y} \frac{\partial A}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \frac{1}{\mu_x} \frac{\partial A}{\partial y} \right) - j\omega g A = -j_{ext}; \quad A|_L = 0. \quad (1)$$

Здесь  $\mu_x, \mu_y$  – относительная магнитная проницаемость материала по осям  $x, y$ ;  
 $x, y$  – координаты;  
 $j$  – мнимая единица;  
 $\omega$  – круговая частота тока;  
 $g$  – удельная электрическая проводимость;  
 $L$  – граница расчетной области;  
 $j_{ext}$  – плотность стороннего тока.

Конечная система уравнений имеет вид

$$[K] \cdot \{u\} = \{I\}. \quad (2)$$

Здесь  $[K], \{I\}, \{U\}$  – матрица жесткости и векторы источников и неизвестных величин.

На базе уравнений (1), (2) решается электромагнитная задача для плоской двумерной области. Результаты расчета электромагнитных параметров и вращающего момента ротора для установившегося режима работы исследуемой системы представлены на рисунках. На рис. 3 приведен график распределения плотности тока в элементах конструкции – в катушке индуктора, в стенке трубы, в короткозамкнутой обмотке ротора и в стальном теле ротора. Здесь участок № 1 – плотность тока в обмотке статора, участок № 2 – плотность тока в стенке трубы из нержавеющей стали, участок № 3 – плотность тока в беличьей клетке ротора. Отсчет расстояния ведется от дна паза магнитопровода. Как следует из полученных результатов, наибольшая плотность тока достигается в поверхностных слоях обмотки индуктора и короткозамкнутой обмотки ротора.

Небольшая плотность тока в стенке трубы из нержавеющей стали обусловлена тем, что отношение глубины проникновения тока к толщине стенки трубы значительно больше единицы, вследствие чего основная часть подводимой к индуктору энергии выделяется в роторе в виде тепла и преобразуется в механическую энергию для вращения смесителя. На рис. 4 представлены результаты расчета мощности тепловыделения в роторе, а на рис. 5 – результаты расчета полного вращающего момента ротора. Расчеты выполнены для частоты вращения поля индуктора 314 рад/с.



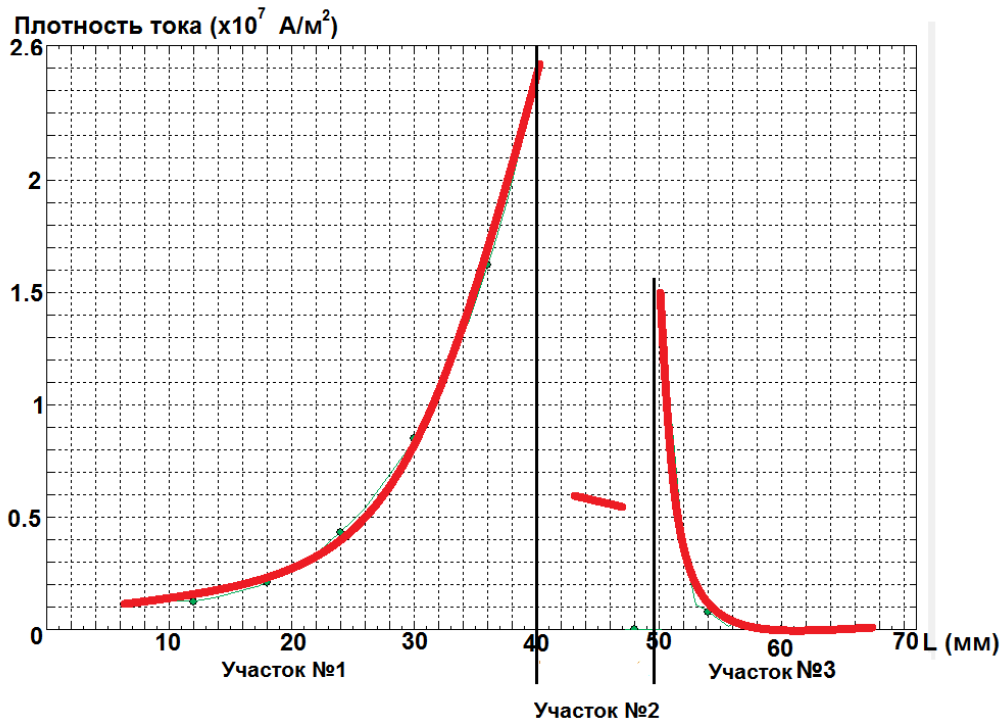


Рис. 3. График плотности тока

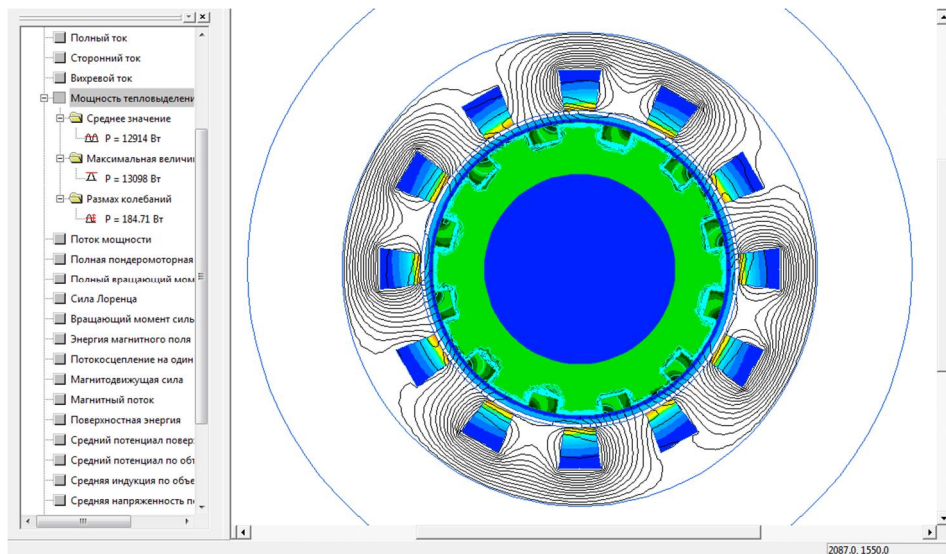


Рис. 4. Мощность тепловыделения в роторе при частоте вращения поля индуктора 314 рад/с

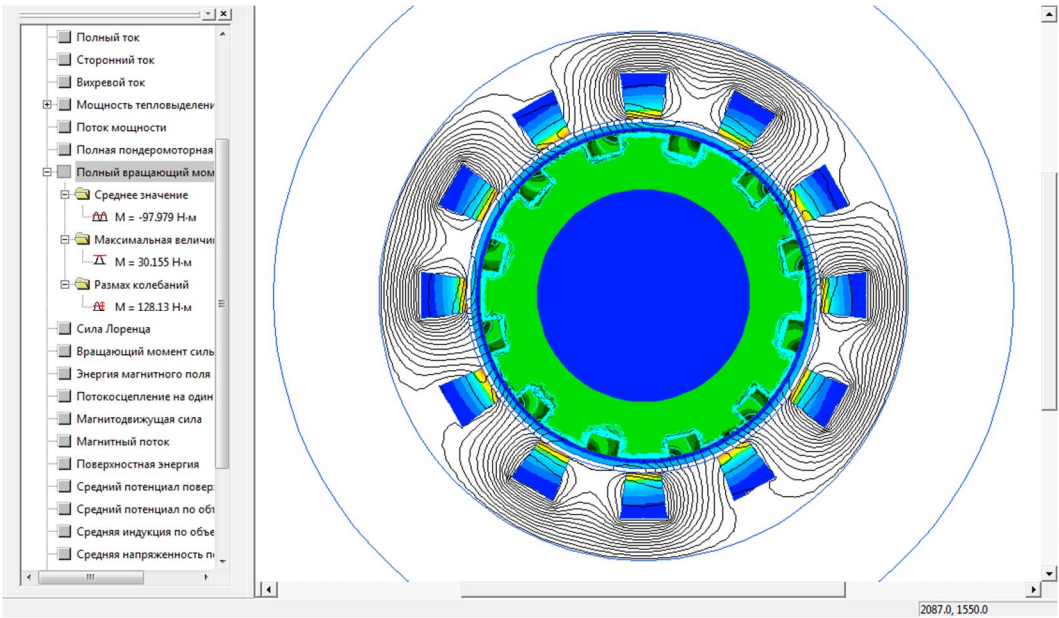


Рис. 5. Вращающий момент индуктора-смесителя при частоте вращения поля индуктора 314 рад/с

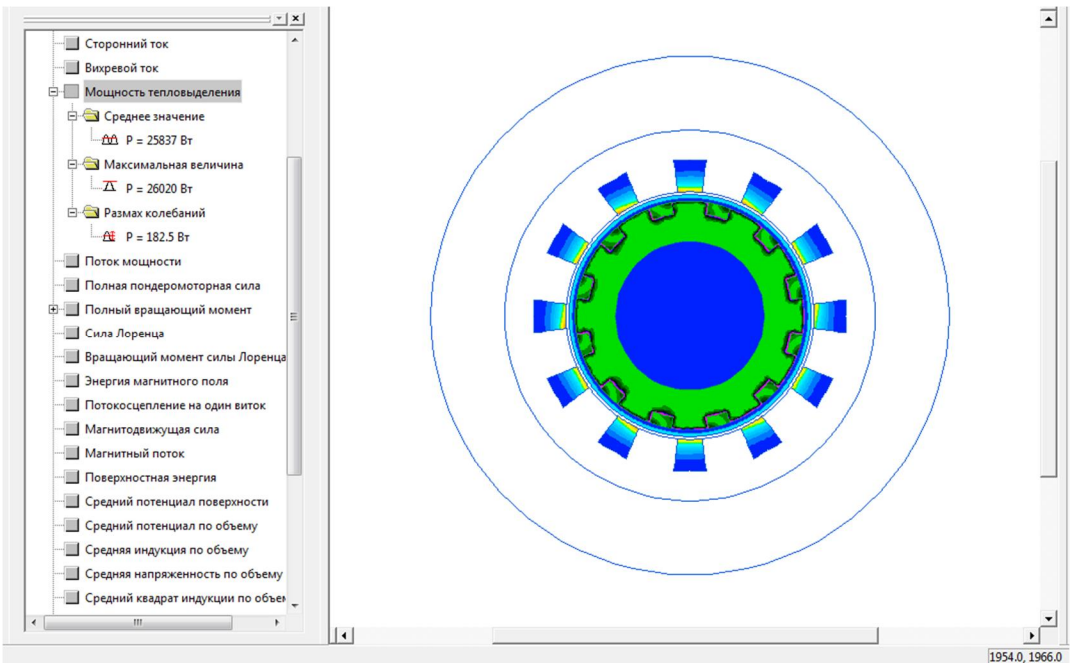


Рис. 6. Мощность тепловыделения в роторе при частоте вращения поля индуктора 157 рад/с

Для оценки эффективности устройства и соотношения между мощностью, идущей на вращение ротора, и мощностью, идущей на нагрев, был произведен расчет электрических параметров и величины вращающего момента при скоро-

сти вращения поля индуктора 157 рад/с. Как следует из сравнительного анализа, мощность тепловыделения при частоте 157 рад/с (рис. 6) уменьшилась более чем в два раза по сравнению с той же мощностью при работе на частоте 314 рад/с (см. рис. 4). В то же время вращающий момент при частоте 157 рад/с значительно увеличился (рис. 7) по сравнению с вращающим моментом на частоте 314 рад/с (см. рис. 5). Следовательно, изменение частоты поля индуктора можно использовать для выбора оптимального режима работы устройства в зависимости от реологических свойств жидкости, прежде всего от вязкости.

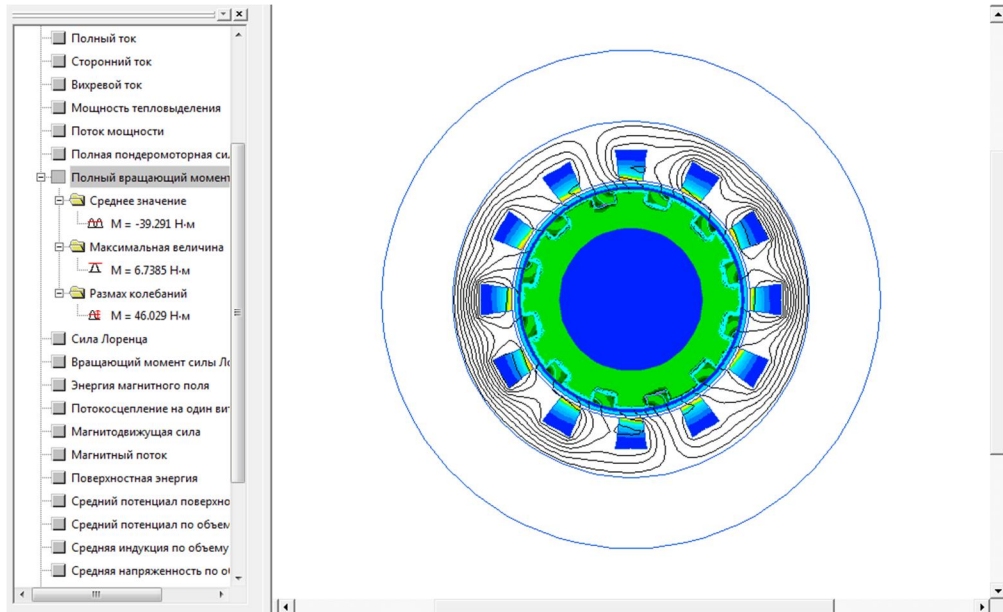


Рис. 7. Полный вращающий момент ротора при частоте вращения поля индуктора 157 рад/с

Расчеты показывают, что чем выше вязкость, тем ниже должна быть частота вращения поля, чтобы обеспечить необходимую скорость вращения смесителя при увеличении момента нагрузки.

В табл. 2 приведены сравнительные характеристики исследуемого устройства при работе на частоте 314 и 157 рад/с.

Механическая характеристика устройства приведена на рис. 8.

Таблица 2

Сравнительные характеристики смесителя

Параметр	Частота вращения поля, рад/с	
	157	314
Частота источника питания	50	50
Ток, А	6500	5400
Напряжение, В	5,27	6,27
Момент трогания, Н/м	179	87
Полная мощность, ВА	44221	43858

Параметр	Частота вращения поля, рад/с	
	157	314
Мощность реактивная, ВАр	35377	32893
Полная активная мощность, Вт	26533	31326,28
Мощность на нагрев в роторе, Вт	12914,5	21837
Мощность на нагрев в немагнитной трубе, Вт	1120	2380
Мощность на вращение, Вт	13638,5	7109,28
Доля мощности на нагрев	0,528	0,9
$\cos\varphi$	0,625	0,71

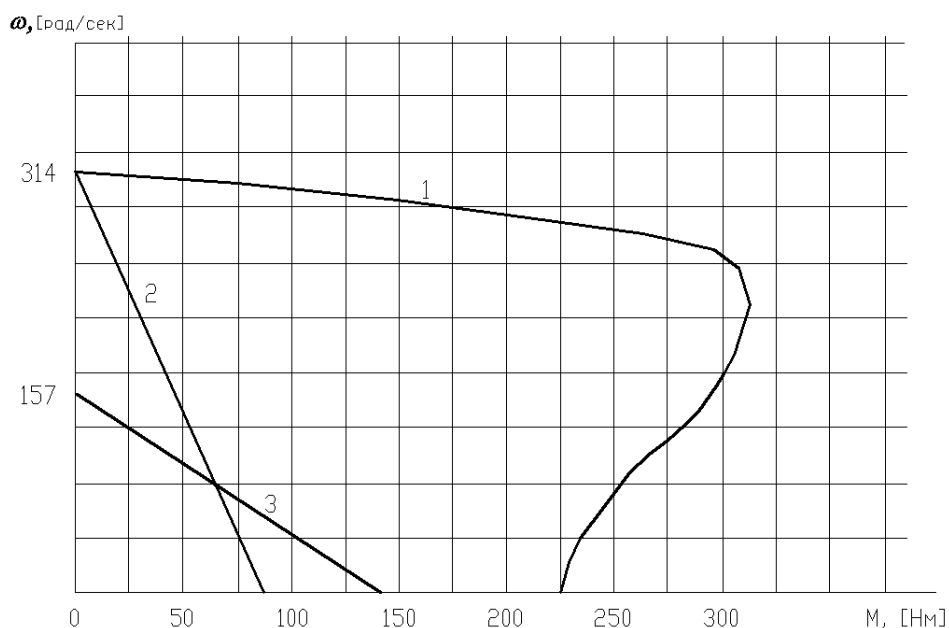


Рис. 8. Механическая характеристика смесителя:

1 – характеристика серийного асинхронного электродвигателя; 2 – характеристика индукционного смесителя с частотой вращения поля 314 рад/с; 3 – характеристика индукционного смесителя с частотой вращения поля 157 рад/с

Как следует из графика, механическая характеристика смесителя – мягкая, что обусловлено наличием большого зазора между статором и ротором. В то же время, как показывают расчеты, в зависимости от вязкости жидкости скорость вращения смесителя для параметров нефти, приведенных в табл. 1, лежит в пределах  $45 \div 110$  рад/с, а момент вращения, необходимый для эффективного перемешивания, находится в диапазоне  $(35 \div 140)$  Нм. Следовательно, в заданном диапазоне вязкости нагреваемой жидкости  $(1 \div 4) \times 10^{-5} \text{ м}^2 / \text{с}$  энергетические характеристики исследуемого устройства обеспечивают эффективную работу смесителя.

## Выводы

С помощью разработанной численной модели исследованы энергетические характеристики трехфазного устройства, совмещающего функции нагревателя и привода вращения. Показана возможность использования трехфазного индуктора с вращающимся магнитным полем для создания вращающего момента ротора-смесителя и нагрева жидкости теплом, выделяющимся в стенке ротора. Установлена зависимость соотношения между тепловой энергией, выделяющейся в стенке ротора, и энергией, идущей на вращение ротора, от частоты вращения поля индуктора. Как следует из анализа, мощность тепловыделения в роторе увеличивается при увеличении частоты вращения поля индуктора, а вращающий момент соответственно уменьшается. Следовательно, регулированием частоты вращения поля индуктора можно устанавливать оптимальный режим работы устройства в зависимости от реологических свойств нефти, прежде всего от вязкости. Частоту вращения можно регулировать изменением схемы соединения обмоток индуктора или изменением частоты источника питания. Увеличение частоты целесообразно использовать в том случае, когда требуется более эффективный нагрев, а понижение – при необходимости получить максимальный вращающий момент для интенсивного перемешивания. В то же время необходимо отметить, что независимо от частоты вращения поля индуктора вся энергия, передаваемая в ротор, в конечном итоге расходуется на нагрев жидкости, т. е. общий коэффициент полезного действия устройства близок к единице.

## БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. *Повх И.Л.* Техническая гидромеханика. – Л.: Машиностроение, 1969. – 529 с.
2. *Альшикуль А.Д., Киселёв П.Г.* Гидравлика и аэродинамика. – М.: Стройиздат, 1965. – 273 с.
3. *Вильнер Я.М., Ковалев Я.Т., Некрасов Б.Б.* Справочное пособие по гидравлике, гидромашинам и гидроприводам. – Минск: Высшейш. школа, 1976. – 416 с.
4. *Идельчик И.Е.* Справочник по гидросопротивлениям. – М.: Машиностроение, 1992. – 672 с.
5. *Тугунов П.И.* Нестационарные режимы перекачки нефтей и нефтепродуктов. – М.: Недра, 1984. – 224 с.
6. *Фонарев З.И.* Электроподогрев трубопроводов, резервуаров и технологического оборудования в нефтяной промышленности. – Л.: Недра, 1984. – 148 с.
7. *Струтинский М.Л., Хренков Н.Н., Кувалдин А.Б.* Проектирование и эксплуатация систем электрического обогрева в нефтегазовой отрасли. – М.: Инфра-Инженерия, 2015. – 272 с.
8. Индукционные котлы EXPRO [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://protek.if.ua/induct-boilers.html>
9. *Данилушкин А.И., Базаров А.А., Зиннатуллин Д.А.* Исследование электромагнитных и тепловых полей в установке технологического нагрева нефти // Вестник Самарского государственного технического университета. Сер. Технические науки. – 2004. – Вып. 24. – С. 171–173.
10. *Базаров А.А.* Система индукционного нагрева движущейся жидкости // Вестник Самарского государственного технического университета. Сер. Технические науки. – 2005. – № 37. – С. 12–17.
11. *Базаров А.А., Данилушкин А.И., Данилушкин В.А., Васильев И.В.* Моделирование электромагнитных процессов в многослойной трехфазной индукционной цилиндрической системе // Вестник Самарского государственного технического университета. Сер. Технические науки. – 2017. – № 3(55). – С. 50–60.
12. *Данилушкин В.А.* Оптимизация конструкции и режимов работы индукционных подогревателей высоковязких нефтей при транспортировке по трубопроводам // Вестник Самарского государственного технического университета. Сер. Технические науки. – 2004. – № 20. – С. 176–179.
13. *Данилушкин В.А., Васильев И.В.* Проектирование индукционной системы минимальной длины для нагрева жидкости // Евразийский союз ученых (ЕСУ). – 2015. – № 10(19). – Ч. 2. – С. 58–60.
14. *Данилушкин А.И., Кривошеев В.Е., Васильев И.В.* Многосекционная установка косвенного индукционного нагрева жидкости // Вестник Самарского государственного технического университета. Сер. Технические науки. – 2018. – Вып. 1 (57). – С. 92–101.

15. *Черкасский В.М.* Насосы, вентиляторы, компрессоры. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 424 с.
16. *Баширов Б.П.* Судовые насосы и вентиляторы. – В/О Мортехреклама, 1983. – 32 с.
17. *Базаров А.А., Данилушкин А.И., Пименов Д.Н.* Решение полевых задач при проектировании индуктора с магнитопроводом // Вестник Самарского государственного технического университета. Сер. Технические науки. – 2015. – Вып. 1 (45). – С. 92–101.
18. *Белоусов А.Н., Мусаткин Н.Ф., Радько В.М.* Теория и расчет авиационных лопаточных машин. – Самара: Самарский Дом печати, 2003. – 336 с.
19. ELCUT. Моделирование двумерных полей методом конечных элементов. Руководство пользователя. Версия 5.9. – СПб.: Производственный кооператив ТОР, 2009.
20. *Немков В.С., Демидович В.Б.* Теория и расчет устройств индукционного нагрева. – Л.: Энергоатомиздат, Ленингр. отд-ние, 1988. – 280 с.
21. *Лыков А.В.* Тепломассообмен (Справочник). – М.: Энергия, 1978. – 480 с.
22. *Рапопорт Э.Я.* Оптимальное управление системами с распределенными параметрами. – М.: Высшая школа, 2009. – 677 с.
23. *Вайнберг А.М.* Индукционные плавильные печи. – М.: Энергия, 1967. – 415 с.

*Статья поступила в редакцию 3 июля 2019 года*

## **DEVELOPMENT AND RESEARCH OF A THREE-PHASE INDUCTION DEVICE FOR HEATING AND MIXING LIQUIDS**

***A.I. Danilushkin, V.A. Danilushkin, M.A. Maximova, D.V. Surkov***

Samara State Technical University  
244, Molodogvardeyskaya st., Samara, 443100, Russia

**Abstract.** *The questions of the development of design and operating parameters of a three-phase induction device combining the functions of heating and mixing viscous liquids, in particular oil and viscous oil products, are considered. Specific features of the process of transporting viscous fluids through pipelines are noted. It is shown that the high viscosity of the pumped fluids leads to high energy costs. One way to reduce energy consumption is to heat the liquid before transporting it. To increase the intensity of heat transfer between the pipe wall and the heated fluid stream, an induction device built into the pipeline system is proposed that simultaneously performs the function of driving the rotation of the mixer wheel and the heating device. The results of a numerical calculation of the electrical parameters of the device are presented. It is shown that the power supplied to the inductor is distributed into two flows - the power of internal heat generation in the rotor wall and the power of rotation of the rotor. The relationship between the thermal energy released in the rotor wall and the energy used to rotate the rotor on the frequency of rotation of the inductor field is established. Calculations showed that an increase in frequency leads to an increase in the fraction of power for heating, and a decrease in frequency leads to an increase in torque. The resulting conclusion allows you to use the frequency to select the effective mode of operation of the mixer. The proposed device is advisable to use in multi-section heating systems in order to optimize the design and operating parameters of a multi-section heater.*

**Keywords:** *induction heating, mathematical model, pipeline transport, viscosity, current density, power, temperature, torque*

---

*Alexander I. Danilushkin (Dr. Sci. (Techn.)), Professor.  
Vasily A. Danilushkin (Ph.D. (Techn.)), Associate Professor.  
Marina A. Maximova, Graduate Student.  
Dmitry V. Surkov, Graduate Student.*

## REFERENCES

1. *Povkh I.L.* Technical hydromechanics. – L.: Mechanical Engineering, 1969. – 529 p.
2. *Altshul D.A., Kiselev P.G.* Hydraulics and aerodynamics. – M.: Stroyizdat, 1965. – 273 p.
3. *Vilner M.Ya., Kovalev Y.T., Nekrasov B.B.* Handbook of hydraulics, the hydraulic machines and hydraulic drives. – Minsk: Visas. School, 1976. – 416 p.
4. *Idelchik I.E.* Handbook of hydraulic resistance. – Moscow: Mechanical engineering, 1992. – 672 p.
5. *Chugunov P.I.* Unsteady pumping oil and petroleum products. – Moscow: Nedra, 1984. – 224 p.
6. *Fonarev Z.I.* Electric Heating of pipelines, tanks and process equipment in the oil industry. – L.: Nedra, 1984. – 148 p.
7. *Strupinsky M.L., Khrenkov N.N., Kuvaldin A.B.* Design and operation of electric heating systems in the oil and gas industry. – M.: Infra-Engineering, 2015. – 272 p.
8. Induction boilers EXPRO [Electronic resource]. – Mode of access: <http://protek.if.ua/induct-boilers.html>
9. *Danilushkin A.I., Bazarov A.A., Zinnatulin D.A.* Investigation of electromagnetic and thermal fields in the installation of technological heating of oil // Vestnik Samgtu. Ser. Technical Sciences. – 2004. – Vol. 24. – pp. 171–173.
10. *Bazarov A.A.* System of induction heating of a moving liquid // Bulletin Of Samara State Technical University. Ser. Technical Sciences. – 2005. No. 37. – pp. 12–17.
11. *Bazarov A.A., Danilushkin A.I., Danilushkin V.A., Vasiliev I.V.* Modeling of electromagnetic processes in multilayer three-phase induction cylindrical system // Bulletin of Samara State Technical University. Ser. Technical Sciences. 2017. No. 3(55). – pp. 50–60.
12. *Danilushkin V.A.* Optimization of design and operation modes of induction heaters of high-viscosity oils during transportation through pipelines // Bulletin of Samara State Technical University. Ser. Technical Sciences. – 2004. – No. 20. – P. 176–179.
13. *Danilushkin V.A., Vasiliev I.V.* Design of induction system of minimum length for liquid heating // Eurasian Union of scientists (ESU). – 2015. – № 10(19). – P. 2. – pp. 58–60.
14. *Danilushkin A.I., Krivosheev V.E., Vasiliev I.V.* Multisection installation of indirect induction heating of liquid // Vestnik Samgtu. Ser. Technical Sciences. 2018. Issue. No. 1 (57). P. 92–101.
15. *Cherkassky V.M.* Pumps, fans, compressors. – M.: Energoatomizdat, 1984. – 424 c.
16. *Bashurov B.P.* Ship pumps and fans. – I/O Marterella, 1983. – 32 c.
17. *Belousov A.N., Musatkin N.F., Radko V.M.* Theory and calculation of aircraft shovel machines. – Samara: Samara house press, 2003. – 336 p.
18. ELCUT. Modeling of two-dimensional fields by finite element method. User manual. Version 5.9. SPb.: TOR production cooperative, 2009.
19. *Nemkov V.S., Demidovich V.B.* Theory and calculation of induction heating devices. – L.: Energoatomizdat, Leningrad. otd-nie, 1988. – 280 p.
20. *Lykov A.V.* Heat And Mass Transfer (Reference). – M.: Energy, 1978. – 480 p.
21. *Rapoport E.Ya.* Optimal control of systems with distributed parameters. – M.: Higher school, 2009. – 677 c.

УДК 621.316.13:621.3.064:621.316.923.6

## МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА КОРОТКОГО ЗАМЫКАНИЯ В СЕТИ С ТОКООГРАНИЧИВАЮЩИМ УСТРОЙСТВОМ НА ОСНОВЕ ЖИДКОМЕТАЛЛИЧЕСКОГО САМОВОССТАНАВЛИВАЮЩЕГОСЯ ПРЕДОХРАНИТЕЛЯ

*А.В. Кузнецов, Ю.П. Юренков*

Ульяновский государственный технический университет  
Россия, 432027, г. Ульяновск, ул. Северный Венец, 32

E-mail: kav2@ulstu.ru; alxim2@mail.ru

**Аннотация.** Показано, что высокое быстродействие и токоограничивающие свойства ЖСП вызывают интерес в их использовании в системах электроснабжения. Однако уровень исследований как в нашей стране, так и за рубежом не позволяет перейти к созданию промышленных образцов ЖСП. Наиболее полное научное обоснование в технической литературе получил вариант использования ЖСП в комплексе с шунтирующим сопротивлением для ограничения токов короткого замыкания, подобно токоограничивающему реактору. Однако математическая модель, посредством которой получены имеющиеся результаты, несовершенна.

Для исследования процесса короткого замыкания в сети переменного тока предложена новая математическая модель, которая в отличие от известной позволяет более качественно исследовать токоограничивающие свойства устройства на основе ЖСП. Модель учитывает сопротивление электрической дуги во время коммутационного процесса. Период времени горения дуги может быть разделен на бесконечно малые участки, сопротивление дуги на каждом из которых принято линейным.

Сравнение результатов расчета с осциллограммой, полученной в результате эксперимента, показывает их полное совпадение, что подтверждает адекватность предложенной математической модели физическим процессам в цепи короткого замыкания с ЖСП.

**Ключевые слова:** система электроснабжения, математическая модель, устройство защиты, процесс короткого замыкания, жидкометаллический самовосстанавливающийся предохранитель, токоограничивающее устройство на основе жидкометаллического самовосстанавливающегося предохранителя.

Уровень исследований жидкометаллических самовосстанавливающихся предохранителей (ЖСП) на сегодняшний день как в РФ, так и за рубежом не позволяет разработать промышленные образцы для использования в системах электроснабжения. Такие исследования проводятся отдельными инициативными группами в разных странах мира – Японии, США, Германии, Китае, РФ и др. [1–9]. На сегодняшний день установлено [1, 3, 10, 11, 12], что ЖСП и устройства на их основе обладают более высокими токоограничивающими свойствами и быстродействием, чем освоенные промышленностью электрические аппараты.

---

*Кузнецов Анатолий Викторович (д.т.н., с.н.с.), заведующий кафедрой «Электроснабжение».*

*Юренков Юрий Петрович, ассистент кафедры «Электроснабжение».*



Это вызывает интерес и потребность в развитии и продолжении исследований в направлении создания макетных и промышленных образцов ЖСП и определения области их применения.

Жидкометаллический самовосстанавливающийся предохранитель (ЖСП) – это электрический аппарат, в котором в качестве плавкого элемента применяется жидкий металл (индий, галлий, ртуть, щелочные металлы и т. п.), расположенный в канале диэлектрической втулки. При протекании по жидкометаллической плавкой вставке тока короткого замыкания (КЗ) она испаряется, вызывая взрывообразное повышение давления. При высоком давлении пары металла обладают значительным сопротивлением. В результате ток резко ограничивается, после чего в канале образуется электрическая дуга, которая гасится при естественном переходе тока через нулевое значение. После остывания и конденсации паров жидкого металла электрическая цепь восстанавливается. Экспериментальные исследования показывают, что время восстановления колеблется в достаточно широких пределах и может быть соизмеримо с половиной периода частоты сети [1, 13]. В этой связи во втором, третьем и последующих полупериодах процесс может повторяться до момента отключения цепи дополнительным коммутационным аппаратом.

Конструкции ЖСП, у которых время восстановления может задерживаться до вмешательства дежурного персонала или средств автоматики, имеются [1]. Однако их исследования не доведены до создания макетных образцов и экспериментальных исследований. Говорить о ЖСП как электрическом аппарате, способном отключать цепь как обычный предохранитель, пока преждевременно. Кроме того, исследования показывают, что во время коммутационного процесса канал диэлектрической втулки ЖСП подвергается дуговой эрозии при каждом срабатывании [1]. Устранить эрозию не представляется возможным в связи со значительной разницей между температурой плавления известных диэлектрических материалов и температурой плазмы электрической дуги.

Экспериментальные исследования ЖСП со втулкой из термостойкой вакуумплотной керамики на основе окиси бериллия с температурой плавления 2670 °С показали, что увеличение диаметра канала диэлектрической втулки произошло более чем в три раза [1]. Испытания проводились в контуре с ударным током 50 кА и напряжением 240 В. В каждом опыте макетный образец подвергался воздействию тока короткого замыкания в течение одного полупериода. Число опытов равнялось пяти. ЖСП сохранял работоспособность после каждого опыта, но его токоограничивающие свойства ухудшались. Дуговая эрозия накладывает ограничение на коммутационный ресурс ЖСП. В условиях эксплуатации после первого КЗ параметры ЖСП могут измениться так, что не будут удовлетворять требованиям защиты элементов сети. В ряде случаев потребуется его замена. Дуговая эрозия препятствует созданию ЖСП многократного использования. Коммутационный ресурс может быть увеличен за счет применения материалов более стойких к воздействию электрической дуги, чем керамика на основе окиси бериллия. Это могут быть карбиды металлов и другие материалы с температурой плавления от 3000 до 4000 °С [14]. Однако сведений об их использовании в настоящее время не обнаружено.

Коммутационный ресурс ЖСП может повышаться не только использованием материалов с повышенной стойкостью к воздействию электрической дуги. Он повышается как конструктивными [1, 2], так и схемными решениями. Схемное решение предполагает шунтирование ЖСП низкоомным резистором, которое

уменьшает энергию, выделенную в канале ЖСП во время дуговой стадии процесса. Часть энергии поглощается и рассеивается шунтирующим сопротивлением. Вариант использования ЖСП в комплексе с шунтирующим сопротивлением и дополнительным коммутационным аппаратом получил более полное научное обоснование и развитие. Научный задел в этом отношении более всего приближен к практическому выходу.

ЖСП в комплексе с шунтирующим сопротивлением может найти применение для ограничения токов КЗ в электрической сети [1, 3]. В настоящее время для ограничения токов КЗ в сетях используются токоограничивающие реакторы и согласующие трансформаторы с повышенным напряжением короткого замыкания. Они позволяют избежать превышения номинальных параметров элементов сети, вызванного термическим и динамическим воздействием тока КЗ; использовать в сети коммутационную аппаратуру с предельной отключающей способностью ниже возможного тока КЗ; вместо дорогих выключателей с высокой отключающей способностью использовать выключатели с пониженной отключающей способностью и т. п. К сожалению, реакторы и согласующие трансформаторы создают дополнительные потери электроэнергии в нормальном режиме, обусловленные активным сопротивлением их обмоток. Применение токоограничивающих устройств на основе ЖСП позволяет снизить эти потери электроэнергии в сети.

В [1] содержатся результаты параметрического синтеза устройства на основе ЖСП, включающие в себя расчет геометрии плавкой вставки, расчет значения шунтирующего сопротивления в соответствии с требованиями защиты элементов защищаемой электрической сети, вывод выражения для определения коэффициента чувствительности и т. п. Все эти результаты получены на основе исследования математической модели, в которой сопротивление ЖСП как на стадии образовавшихся паров жидкого металла в канале диэлектрической втулки, так и на стадии горения дуги принято равным бесконечности. Следовательно, на этой стадии ток КЗ ограничивается шунтирующим сопротивлением. В ряде конкретных случаев это можно допустить.

В общем же случае сопротивление электрической дуги может быть соизмеримо со значением величины шунтирующего сопротивления. В период дуговой стадии процесса ток КЗ будет ограничиваться параллельно включенными сопротивлениями. Одно из них – шунтирующее сопротивление, второе – сопротивление электрической дуги. Результирующее сопротивление будет меньше, чем шунтирующее сопротивление. Ток в сети увеличится по сравнению с током, определенным по модели. Использование модели [1] может привести к ошибкам при разработке, проектировании и применении токоограничивающих устройств на основе ЖСП. Требуется расширение функциональных возможностей модели.

Новая модель включает в себя схему замещения сети с токоограничивающим устройством на основе ЖСП в режиме КЗ (рис. 1). Она состоит из источника переменного напряжения  $G$ , коммутационного аппарата  $Q_1$ , индуктивности сети  $L$ , активного сопротивления сети  $R$ , сопротивления плавкой вставки ЖСП  $R_F$ , сопротивления дуги  $R_d$ , возникающей при срабатывании ЖСП, шунтирующего сопротивления  $R_{SH}$ . Положение ключа  $Q_1$  «замкнуто» соответствует возникновению тока КЗ и его протеканию в сети, положение ключа  $Q_1$  «разомкнуто» – его прекращению. Предложенная модель предусматривает отключение тока КЗ (размыкание ключа  $Q_1$ ) в момент второго естественного перехода через ноль. При использовании быстродействующих коммутационных аппаратов рассматривать

процесс короткого замыкания в течение времени большего периода частоты сети нецелесообразно. При применении аппаратов с большим или меньшим временем действия в модель можно внести поправки.

За время от возникновения КЗ до второго естественного перехода тока через ноль проходит семь основных этапов процесса. Каждый этап на схеме замещения (см. рис. 1) соответствует состоянию ключа  $Q_2$  в определенном положении – 1, 2 или 3. На любом из этапов цепь КЗ проходит через индуктивность сети и активное сопротивление  $R_K$ , значение которого определяется состоянием ключа  $Q_2$ .

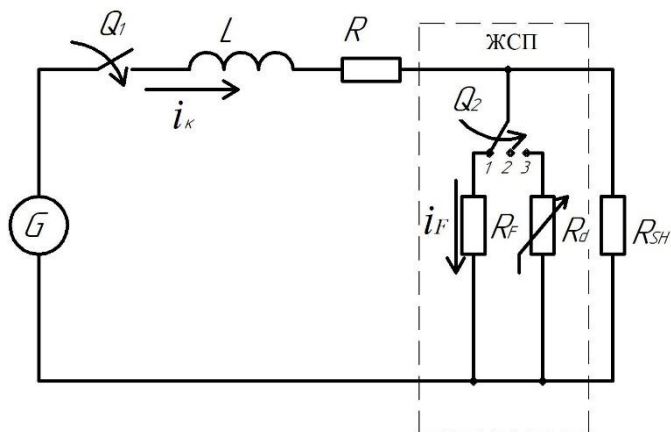


Рис. 1. Эквивалентная схема процесса короткого замыкания в сети с токоограничивающим устройством на основе ЖСП:

$i_K$  – ток КЗ;  $i_F$  – ток, протекающий через ЖСП

На первом этапе ключ  $Q_2$  находится в состоянии 1. При замыкании ключа  $Q_1$  происходит включение токоограничивающего устройства на КЗ. Так как шунтирующее сопротивление велико по сравнению с сопротивлением ЖСП, ток  $i_K$  КЗ проходит через плавкую вставку, сопротивление которой принято равным нулю. В данном случае  $i_K = i_F$  (см. рис. 1) активное сопротивление цепи короткого замыкания  $R_K$  представляет собой активное сопротивление источника  $R_K = R$ . Длительность этапа  $\Delta t_1$  определяется периодом  $0 \leq t \leq t_1$ , где  $t_1$  – время, включающее в себя время нагрева плавкой вставки до температуры кипения, время перехода из жидкого состояния в парообразное. Это время предшествует образованию высокоомного сопротивления паров металла и возникновению электрической дуги. Используя терминологию для обычных плавких вставок, назовем это время преддуговым:

$$t_{prd} = t_1 . \quad (1)$$

Оно определяется как время, за которое текущее значение теплового интеграла

$$W = \int i_F^2 dt \quad (2)$$

от протекающего через ЖСП тока  $i_F$  достигнет значения, равного значению преддугового интеграла  $W_{prd}$ :

$$W = W_{prd} = A \cdot S^2 . \quad (3)$$

В выражении (3)  $S$  – минимальное сечение плавкой вставки;  $A$  – постоянная для материала плавкой вставки величина [1]. Уравнения (2), (3) решаются относительно  $t$  численными методами. При изменении текущего значения  $i_K = i_F$  на каждом шаге итерационного процесса вычисляют текущее значение  $W$  и сравнивают его с  $W_{prd}$ . При выполнении условия (3) текущее значение  $t$  приравнивают  $t_1$ . Решение найдено, если различие между  $W$  и  $W_{prd}$  не превышает заданной погрешности. Значение тока  $i_K = i_F$  при этом представляет собой ограниченный ЖСП ток КЗ (пропускаемый ток).

Второй этап процесса происходит на интервале времени  $t_1 < t \leq t_2$ . На этом этапе в образовавшихся в результате нагрева плавкой вставки парах жидкого металла начинается образование электрической дуги. В некоторых литературных источниках этот этап называют переходной фазой предварительного образования дуги [15]. Процесс предварительного образования дуги плохо изучен даже в обычных плавких предохранителях. В большей степени то же можно сказать и про ЖСП. Многие модели этот этап не учитывают, что может привести к определенным погрешностям. Авторами предлагается представить процесс на этом этапе упрощенно – как возникновение паровой пробки, обладающей высоким сопротивлением, резко ограничивающим ток короткого замыкания. В конце этапа приложенное напряжение вызывает пробой образовавшейся паровой пробки и образование электрической дуги.

В соответствии с предположением на этом этапе электрическая ветвь с ЖСП разрывается, что эквивалентно переключению ключа  $Q_2$  из положения 1 в положение 2 (см. рис. 1). Активное сопротивление цепи КЗ  $R_K = R + R_{SH}$ . Ток КЗ ограничивается шунтирующим сопротивлением. Длительность второго этапа  $\Delta t_2$  определяется длительностью существования паровой пробки.

Третий этап происходит на интервале времени от  $t_2$  до  $t_3$ . На этом этапе в начальный момент времени происходит пробой паровой пробки и возникновение электрической дуги, что эквивалентно переключению ключа  $Q_2$  из положения 2 в положение 3. В конце этапа в момент времени  $t_3$ , соответствующий естественному переходу тока через нуль, электрическая дуга гасится. Время окончания третьего этапа определяется путем контроля вычисленных значений тока в итерационном процессе и сравнения их с нулевым значением. Нулевое значение тока соответствует времени окончания третьего этапа. Длительность этапа составляет время, равное  $\Delta t_3$ . Часть тока КЗ на этом этапе течет через сопротивление дуги в ЖСП, другая часть – через шунтирующее сопротивление. Ток КЗ ограничивается двумя параллельно включенными сопротивлениями  $R_d$  и  $R_{SH}$ .

Сопротивление электрической дуги  $R_d$  является нелинейным. Оно зависит от тока и приложенного к ЖСП напряжения  $U_{SH}$ . Сделав предположение о том, что это сопротивление не изменяется при изменении напряжения  $U_{SH}$  в течение бесконечно малого интервала времени  $\Delta t$ , соответствующего шагу разбиения всего времени этапа на  $n$  частей, можно процесс КЗ на этом этапе представить в соответствии со схемой замещения, изображенной на рис. 2. В этой схеме нелинейное сопротивление  $R_d$  представлено набором линейных сопротивлений

$R_{d,j}$ , поочередно включаемых в цепь с помощью ключа  $Q_3$  с промежутком времени  $\Delta t$ .

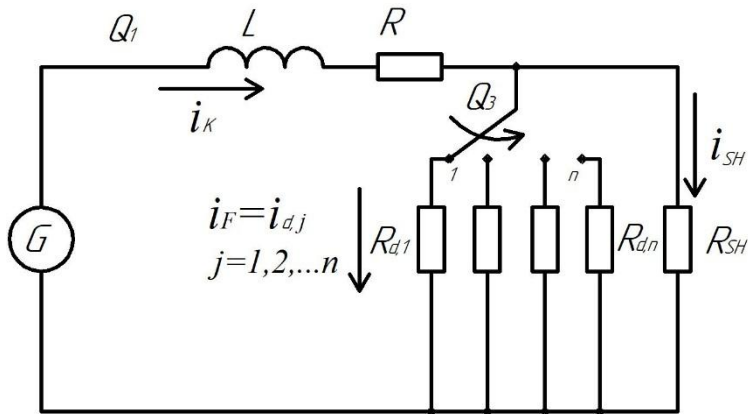


Рис. 2. Эквивалентная схема замещения дугового этапа

На третьем этапе на каждом  $j$ -том его интервале  $\Delta t_{3,j}$  активное сопротивление цепи короткого замыкания  $R_K$  состоит из двух последовательно соединенных участков. Один из них – сопротивление источника  $R$ , второй представляет собой параллельное соединение сопротивлений  $R_{SH}$ ,  $R_{d,j}$ . В таком случае

$$R_K = R_{K,j} = R + \frac{R_{SH} \cdot R_{d,j}}{R_{SH} + R_{d,j}}.$$

Четвертый этап процесса происходит в интервале времени от  $t_3$  до  $t_4$ . Длительность этапа представляет собой время восстановления ЖСП. На этом этапе пары металла образуют высокоомное сопротивление. Ветвь с ЖСП разорвана. В начале этапа ключ  $Q_2$  (см. рис. 1) переходит из состояния 3 в состояние 2. Активное сопротивление цепи КЗ равно  $R_K = R + R_{SH}$ . Окончание этапа длительностью  $\Delta t_4$  связано с остыванием и конденсацией паров жидкого металла.

В начале пятого этапа ЖСП восстанавливается, его сопротивление стремится к нулю. Ключ  $Q_2$  из состояния 2 переходит в состояние 1. Происходит повторное включение ЖСП на КЗ. Этап 5 и последующие этапы 6 и 7 протекают по аналогии с этапами 1, 2, 3. Состояние ключа  $Q_2$ , активные сопротивления цепи КЗ на этих этапах полностью идентичны. Пятый, шестой и седьмой этапы проходят на временных интервалах  $t_4 < t \leq t_5$ ,  $t_5 < t \leq t_6$ ,  $t_6 < t \leq t_7$  соответственно. Длительность каждого из них составляет  $\Delta t_5$ ,  $\Delta t_6$ ,  $\Delta t_7$ . Седьмой этап закончится при гашении электрической дуги во время естественного перехода тока через ноль, после чего следует отключение цепи короткого замыкания ключом  $Q_1$ .

В итоге получилось, что процесс короткого замыкания разбит на ряд следующих друг за другом отрезков времени:  $\Delta t_1$ ,  $\Delta t_2$ , соответствующих длительности первого и второго этапа процесса; отрезков  $\Delta t_{3,j}$  ( $j=1, 2, \dots, n$ ), каждый из которых представляет собой часть этапа 3 дуговой стадии процесса в первом полу-периоде;  $\Delta t_4, \Delta t_5, \Delta t_6$ , соответствующих четвертому, пятому и шестому этапу

процесса;  $\Delta t_{7,j}$  ( $j = 1, 2 \dots n$ ), каждый из которых представляет собой часть этапа 7 дуговой стадии процесса во втором полупериоде.

В общем случае на любом отрезке времени процесса короткого замыкания, порядковый номер которого обозначен как  $l$ , уравнение переходного процесса выглядит следующим образом:

$$U_m \cdot \sin(\omega \cdot t + \psi) = L \frac{di}{dt} + R_{K,l} \cdot i_k, \quad (4)$$

где  $U_m$  – амплитудное значение напряжения источника;

$\psi$  – начальная фаза источника в момент замыкания ключа  $Q_1$ ;

$L$  – индуктивность сети;

$R_{K,l}$  – активное сопротивление цепи короткого замыкания, соответствующее рассматриваемому отрезку времени под номером  $l$ .

Решение уравнений на каждом отрезке времени процесса короткого замыкания имеет вид

$$i_k = I_{l,m} \cdot \sin(\omega \cdot t + \psi - \varphi_l) - [I_{l,n} - I_{l,m} \cdot \sin(\omega \cdot t_{l,n} + \psi - \varphi_l)] \cdot e^{-\frac{t-t_{l,n}}{\tau_l}}, \quad (5)$$

где  $t_{l,n}$  – время начала отрезка времени под номером  $l$ ;

$t_{l,k}$  – время окончания отрезка времени под номером  $l$ ;

$\tau_l$  – постоянная времени цепи короткого замыкания, соответствующая каждому отрезку времени под номером  $l$ :

$$\tau_l = \frac{L}{R_{K,l}} = \frac{1}{\left(\frac{R_{K,l}}{\omega L}\right) \cdot \omega}; \quad (6)$$

$\varphi_l$  – угол сдвига фаз между током и напряжением в цепи короткого замыкания с параметрами, соответствующими каждому отрезку времени под номером  $l$  в установившемся режиме:

$$\varphi_l = \arctg \frac{1}{\frac{R_{K,l}}{\omega L}}; \quad (7)$$

$I_{l,m}$  – предполагаемая амплитуда тока установившегося режима в цепи короткого замыкания с параметрами, соответствующими каждому отрезку времени под номером  $l$ :

$$I_{l,m} = \frac{U_m}{Z_{K,l}}, \text{ где } Z_{K,l} = \sqrt{R_{K,l}^2 + (\omega L)^2}. \quad (8)$$

Значение тока в начале каждого отрезка времени под номером  $l$  равняется значению тока в конце предыдущего отрезка времени под номером  $(l-1)$ . Выражение для определения этой величины имеет следующий вид:

$$I_{l,m} = I_{(l-1),k} = I_{(l-1),m} \cdot \sin(\omega t_{(l-1),k} + \psi - \varphi_{(l-1)}) - \\ - \left[ I_{(l-1),n} - I_{(l-1),m} \cdot \sin(\omega t_{(l-1),n} + \psi - \varphi_{(l-1)}) \right] \cdot e^{-\frac{t_{(l-1),k} - t_{(l-1),n}}{\tau_{(l-1)}}}. \quad (9)$$

При этом на первом отрезке времени при  $l=1$ ,  $I_{(l-1),нач} = 0$ .

В выражении (9):

$t_{(l-1),n}$  – время начала отрезка времени по номером  $(l-1)$ ;

$t_{(l-1),k}$  – время окончания отрезка времени  $(l-1)$ .

При этом  $t_{(l-1),n} = t_{(l-2),k}$ ,  $t_{(l-1),k} = t_{l,n}$ .

Выражение для напряжения на  $R_{SH}$  на любом отрезке времени  $l$  имеет следующий вид:

$$u_{SH} = i_K \cdot (R_{K,l} - R). \quad (10)$$

Описанные выше уравнения представляют собой математическую модель процесса КЗ в сети с токоограничивающим устройством на основе ЖСП. Результаты расчета при использовании математической модели представлены на рис. 3. Результаты представлены в виде зависимостей тока в сети  $i_K = f(t)$ , тока через ЖСП  $i_F = f(t)$ , тока через шунтирующее сопротивление  $i_{SH} = f(t)$ , а также падения напряжения на шунтирующем сопротивлении  $U_{SH} = f(t)$  от времени с учетом рассмотренных этапов процесса. Параметры сети в схеме замещения в тестовом примере соответствуют напряжению источника  $240 \text{ В}$  (действующее значение),  $\cos \varphi = 0.19$ , значению максимального ударного тока КЗ  $52,6 \text{ кА}$  при начальной фазе напряжения источника  $\psi = 90^\circ$ .

При расчетах в схеме замещения использовались параметры ЖСП с номинальным током  $60 \text{ А}$ , с плавкой вставкой из ртути, с узким перешейком диаметром  $0,7 \text{ мм}$ . Величина шунтирующего сопротивления принята равной  $0,2 \text{ Ом}$ .

Интервалы времени каждого из этапов процесса КЗ подобраны так, чтобы их можно было отчетливо различить на рисунке. В таком случае полученные расчетные зависимости могут наглядно продемонстрировать характер процесса на каждом временном интервале. Линии не будут сливаться, мелкие детали рисунка будут отсутствовать. Длительность каждого этапа процесса обозначена на рисунке как  $\Delta t_i$  ( $i=1,2,3,4,5,6,7$ ). Время существования паровой пробки  $\Delta t_2$  в первом полупериоде и  $\Delta t_4$  во втором выбрано равным  $1,8 \text{ мс}$ . Период времени горения дуги  $\Delta t_3$  и  $\Delta t_7$  в первом и во втором полупериодах разделен на 4 интервала  $\Delta t_{3,1}, \Delta t_{3,2}, \Delta t_{3,3}, \Delta t_{3,4}$  и  $\Delta t_{7,1}, \Delta t_{7,2}, \Delta t_{7,3}, \Delta t_{7,4}$  соответственно. Длительность каждого из них составляет  $2 \text{ мс}$ ,  $2 \text{ мс}$ ,  $2 \text{ мс}$  и  $1,2 \text{ мс}$ .

Сопротивления дуги ЖСП на каждом из интервалов этапа горения дуги выбраны соизмеримыми с значением шунтирующего сопротивления. Такой выбор сделан для того, чтобы на графических зависимостях можно было увидеть распределение тока КЗ между параллельно включенными сопротивлениями дуги и шунтирующим сопротивлением. При значительной разнице в сопротивлениях распределение тока может быть незаметным. Сопротивление дуги на интервалах  $\Delta t_{3,1}, \Delta t_{3,2}, \Delta t_{3,3}, \Delta t_{3,4}$  и  $\Delta t_{7,1}, \Delta t_{7,2}, \Delta t_{7,3}, \Delta t_{7,4}$  принято равным  $7 \cdot R_{SH}$ ,  $6 \cdot R_{SH}$ ,  $4 \cdot R_{SH}$ ,  $6 \cdot R_{SH}$  соответственно.

Анализ расчетных зависимостей (см. рис. 3) говорит о следующем. На всех участках процесса КЗ токи в сети  $i_K = f(t)$  и ее ветвях  $i_F = f(t)$ ,  $i_{SH} = f(t)$  изменяются в соответствии с математическим описанием. При включении ЖСП на короткое замыкание ток  $i_K = i_F = f(t)$  возрастает до значения  $1,7 \text{ кА}$  на первом этапе процесса и  $2,2 \text{ кА}$  на пятом этапе процесса, не достигая ударного значения, равного  $52,6 \text{ кА}$ . Результаты получены по (2), (3). На этих этапах ток  $i_{SH} = f(t)$  в цепи с шунтирующим сопротивлением  $R_{SH}$  и напряжение  $U_{SH} = f(t)$  на нем отсутствуют.

В период дуговой стадии процесса (этапы 3 и 7) наблюдаются скачкообразные изменения токов  $i_F = f(t)$ ,  $i_{SH} = f(t)$  на границах временных интервалов. Это связано с тем, что происходит скачкообразное изменение сопротивления  $R_K$  за счет подключения параллельно  $R_{SH}$  сопротивлений электрической дуги. Ток  $i_K = f(t)$  не может измениться скачком в силу присутствия индуктивности в цепи КЗ. Он распределяется между сопротивлениями  $R_{SH}$  и  $R_{d,j}$  обратно пропорционально значениям этих сопротивлений.

Анализируя фрагменты зависимостей  $i_F = f(t)$  и  $i_{SH} = f(t)$  в переходном режиме (на рис. 3 показаны в увеличенном виде), можно увидеть, что после скачкообразного изменения тока  $i_F$  и  $i_{SH}$  на величину  $\Delta i$  их изменение происходит в соответствии с (5). Качественная картина переходного процесса КЗ соответствует законам электротехники.

Изменение напряжения на зажимах  $R_{SH}$  как в первом, так и во втором полупериоде представлено на зависимости  $U_{SH} = f(t)$ .

Часть исходных данных для математической модели обладают некоторой степенью неопределенности. К таким исходным данным относятся: время  $\Delta t_2, \Delta t_6$  существования паровой пробки – этапы 2 и 6, время  $\Delta t_4$  восстановления ЖСП после перехода через нулевое значение – этап 4, сопротивление электрической дуги. Их значения при расчетах выбраны произвольно по соображениям, связанным с наглядным представлением процесса на графических зависимостях, а также по причине отсутствия информации. Значения этих величин могут быть определены на основании экспериментальных исследований, после чего использоваться для уточненного исследования процесса КЗ.

Опытная осциллограмма тока КЗ в сети с токоограничивающим устройством на основе ЖСП [1] представлена на рис. 4. Осциллограмма отражает один из результатов коммутационных испытаний макетной конструкции токоограничивающего устройства на основе ЖСП в лаборатории коммутационных испытаний ОАО «Ульяновский завод «Контактор». Анализ результатов испытаний позволил выяснить значения  $\Delta t_2$ ,  $\Delta t_3$  и оценить значение сопротивления электрической дуги для рассматриваемого конкретного случая. Оценка величины сопротивления дуги проводилась на основании соотношения токов в ветви с ЖСП и в ветви с шунтирующим сопротивлением в период дуговой стадии процесса  $\Delta t_3$ . Это соотношение оказалось равным  $0,1-0,15$ . Стало быть, сопротивление дуги изменяется от  $10 \cdot R_{SH}$  до  $15 \cdot R_{SH}$ .



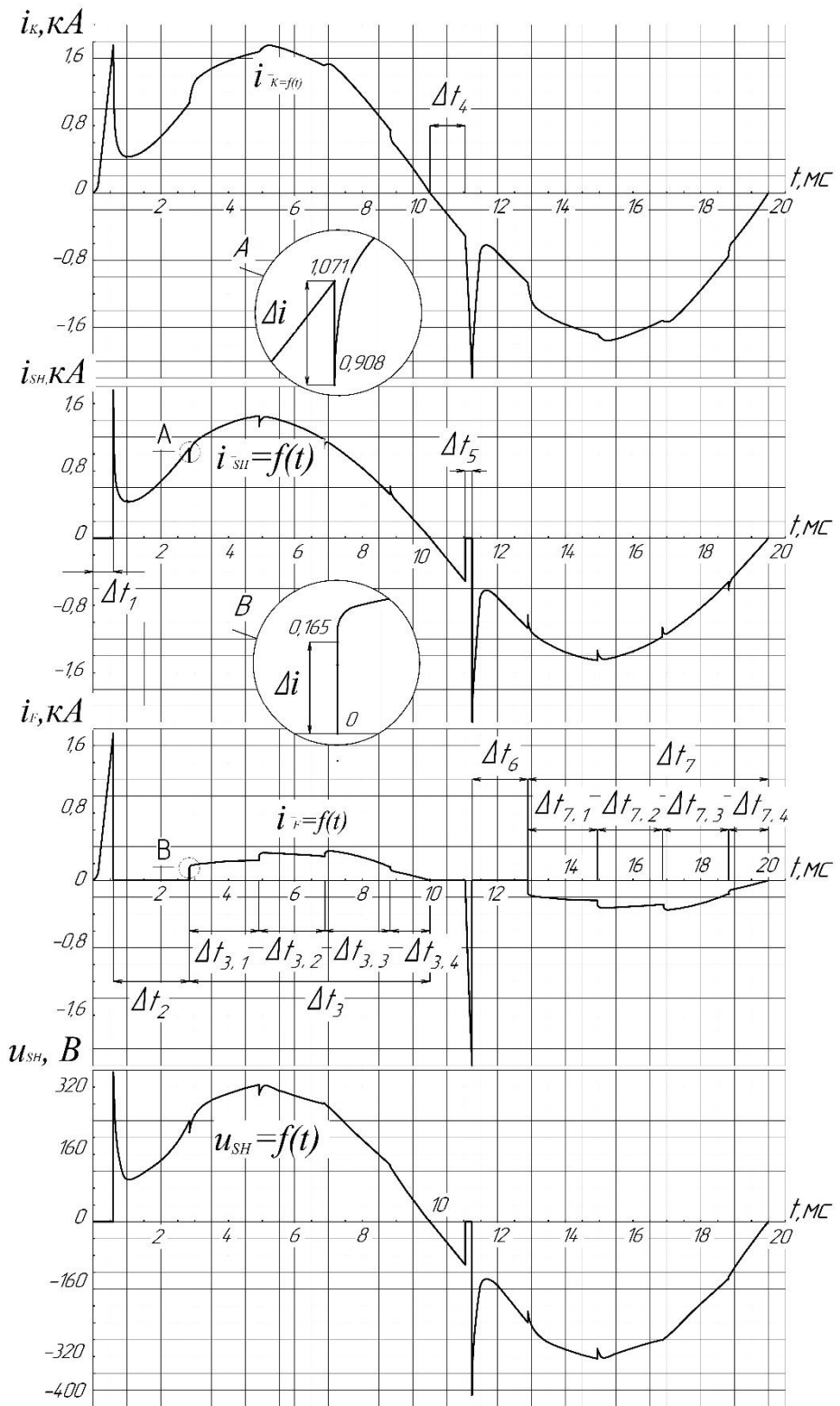


Рис. 3. Расчетные зависимости в ветвях схемы замещения

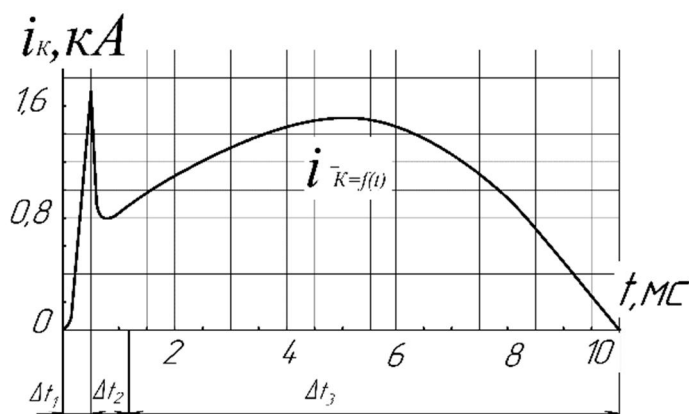


Рис. 4. Опытная осциллограмма тока короткого замыкания в сети с токоограничивающим устройством на основе ЖСП, шунтированного сопротивлением 0,2 Ом. Ударное значение тока в контуре 52,6 кА при напряжении 240 В (действующее значение);  $\cos \varphi = 0,19$ ;  $R_{ш} = 0,2 \text{ Ом}$

Параметры схемы испытательного контура, в котором проводился эксперимент, номинальные параметры ЖСП, а также значения  $\Delta t_2$ ,  $\Delta t_3$  и значения сопротивлений электрической дуги, полученные в результате коммутационных испытаний, могут представлять собой исходные данные, необходимые и достаточные для расчета зависимости  $i_k = f(t)$  по математической модели. Расчет зависимости производился с целью ее сравнения с опытной осциллограммой. Сравнение результатов расчета с опытной осциллограммой показало практически полное совпадение расчетной зависимости тока  $i_k = f(t)$  и зависимости тока от времени, представленной на опытной осциллограмме. Это подтверждает адекватность предложенной математической модели физическим процессам в цепи короткого замыкания с токоограничивающим устройством на основе ЖСП, шунтированного резистором. В общем случае адекватность подтверждается результатами анализа расчетных зависимостей, которые не противоречат физике процесса протекания токов в цепях переменного тока в переходных режимах.

Использование предложенной математической модели позволяет более качественно по сравнению с использованием известной математической модели исследовать токоограничивающие свойства устройства на основе ЖСП, шунтированного резистором, уточнить методику выбора его параметров.

## Выводы

1. Высокое быстродействие и токоограничивающие свойства ЖСП вызывают интерес к разработке и использованию ЖСП для ограничения токов короткого замыкания в системах электроснабжения. Уровень исследований как в нашей стране, так и за рубежом не позволяет перейти к созданию промышленных образцов ЖСП.

2. Наиболее полное научное обоснование в технической литературе получил вариант использования ЖСП в комплексе с шунтирующим сопротивлением и дополнительным коммутационным аппаратом. Научный задел в этом отношении более всего приближен к практическому выходу. Однако математическая модель, посредством которой получены имеющиеся результаты, несовершенна.

Она позволяет получить достоверные и достаточно точные результаты только в ограниченной области применения.

3. Для исследования процесса короткого замыкания в сети переменного тока с ЖСП, шунтированного резистором, предложена новая математическая модель, которая в отличие от известной позволяет более качественно исследовать токоограничивающие свойства устройства на основе ЖСП.

4. Анализ расчетных зависимостей на предмет соответствия основным положениям теории электрических цепей, а также их сравнение с осциллограммой, полученной в результате эксперимента, подтверждает адекватность предложенной математической модели физическим процессам в цепи короткого замыкания с токоограничивающим устройством на основе ЖСП.

#### БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Кузнецов А.В. Жидкометаллические предохранители и инвестиционная привлекательность их разработки. – М.: Энергоатомиздат, 2006. – 207 с.
2. Патент 2242818 (RU), МКИ<sup>3</sup> 7Н01Н 87/00. Жидкометаллический самовосстанавливающийся ограничитель тока / А.В. Кузнецов (RU), И.В. Сычева (RU). – № 2003122171/09; Заявл. 15.07.03; Опубл. 20.12.04. Бюл. 35. – 4 с.
3. Niayesh K., Tepper J., König F. A Novel current limitation principle based on application of liquid metals // IEEE transaction on components and packaging technologies. 2006, vol. 29, № 2. P. 303–309.
4. Yiyng L., Yi W., Chen H., Hailong H. Investigation on the behavior of GaInSn liquid metal Current Limiter // IEEE transaction on components. 2014, № 2. – P. 209–215.
5. Zienicke E., Ben-Wen Li, Thess A., Kräzschmar A., Terhoeven P. Theoretical and Numerical Stability Analysis of the Liquid Metal Pinch Using the Shallow Water Approximation // Journal of Thermal Science. 2008, № 3. vol. 17. P. 261–266.
6. He H. et al. Study of Liquid Metal Fault Current Limiter for Medium-Voltage DC Power Systems, in IEEE Transactions on Components, Packaging and Manufacturing Technology, vol. 8, no. 8, pp. 1391–1400, Aug. 2018.
7. Казанцев А.А., Косорлуков И.А. Разработка жидкометаллического ограничителя тока // Электрооборудование: эксплуатация и ремонт. – 2013. – № 12. – С. 25–27.
8. Itoh T., Miyamoto T., Wada Y., Mori T., and Sasao H. Design considerations on the P. P. F. For a control center, IEEE Trans. Power App. Syst., vol. PA-92, no. 4, pp. 1292–1297, Jul. 1973.
9. Намитокоев К.К., Ильина Н.А., Шкловский И.Г. Аппараты для защиты полупроводниковых устройств. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – 279 с.
10. Кужеков С.Л., Васильев Б.Н., Куров Н.Н. Оценка быстродействия жидкометаллического самовосстанавливающегося предохранителя // Известия высших учебных заведений. Электромеханика. – 2012. – № 2. – С. 134–136.
11. Voronin A.A., Kireev K.V., Kulakov P.A., and Prikhodchenko V.I. Experience in the Application of Liquid-Metal Working Medium in High-Current Commutators and Contact Joints // Russian Electrical Engineering. 2008, vol. 79, no. 8. pp. 415–419.
12. Дегтярев А.А., Кужеков С.Л., Куров Н.Н., Пекарский А.А. Анализ разработок сверхбыстродействующих коммутационных аппаратов, обладающих токоограничивающим действием // Известия вузов. Электромеханика. – 2007. – Специальный выпуск. – С. 87–88.
13. Приходченко В.И., Серлуховитин М.Е., Скрипачев М.О., Ситников А.В. Жидкометаллический токоограничитель // Известия вузов. Электромеханика. – 2011. – № 3. – С. 60–61.
14. Кржижановский Р.Е., Штерн З.Ю. Теплофизические свойства неметаллических материалов (карбиды): Справочник. – Л.: Энергия, 1976. – 120 с.
15. De Palma J. and Gelet J. Observation of arcing inside a fuse under capacitor-discharge using 1 million frames per second X-ray imaging, 2017 19th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE'17 ECCE Europe), Warsaw, 2017, pp. 1–10.

Статья поступила в редакцию 12 февраля 2019 года

# MATHEMATICAL MODEL OF THE SHORT CIRCUITING PROCESS IN THE ELECTRICAL POWER NETWORK WITH THE CURRENT-LIMITING DEVICE BASED ON LIQUID METAL SELF-HEALING FUSE

*A.V. Kuznetsov, Y.P. Yurenkov*

Ulyanovsk State Technical University  
32, Severniy Venets str., Ulyanovsk, 432027, Russia

**Abstract.** *The paper claims that fast response and current-limiting properties of the liquid metal self-healing fuse are of interest regarding their using in power supply systems. However, the level of researches, both in our country and abroad, does not allow us to proceed with the development of production prototypes of liquid metal self-healing fuse. Further research is necessary.*

*To investigate the short-circuiting process in the alternating current mains, a mathematical model is proposed, which, compared to the known one, allows to investigate the current-limiting properties of liquid metal self-healing fuse more carefully for removing short-circuiting current, alike a current-limiting reactor. The model includes resistance of the electric arc during the switching process. The period of arcing can be divided into infinitesimal sections, the arc resistance at each one is assumed to be linear.*

*The results of the calculation are presented in the form of oscillograph records. The analysis of calculated oscillograph records allows us to state that the nature of current changes in the electric circuit with the liquid metal self-healing fuse is in full accordance with the main provisions of electric circuit theory, and the mathematical model adequately shows a clear picture of the short-circuiting process.*

*The comparison of calculation results with the oscillogram received from the experiment shows their complete identity, which confirms the adequacy of the proposed mathematical model to physical processes in the short circuit with the liquid metal self-healing fuse. It is recommended to use the model to determine the requirements for protection device parameters based on the liquid metal self-healing fuse during their development, design and operation.*

**Keywords:** *electricity supply system, mathematical model, protection gear, process a short circuit, liquid metal self-healing fuse, liquid metal current limiter.*

## REFERENCES

1. *Kuznetsov A.V. Liquid metal fuse and investment attractiveness of their development. Moscow: Energoatomizdat, 2006. 207 p. (In Russian).*
2. *Patent 2242818 (RU), IPC 7H01H 87/00. Liquid metal self-healing current limiter / A.V. Kuznetsov (RU), I.V. Sycheva (RU) – № 2003122171/09; Application date 15.07.03; Publication Date 20.12.04, Bulletin 35. – 4 p. (In Russian).*
3. *Niayesh K., Tepper J., König F. A Novel current limitation principle based on application of liquid metals // IEEE transaction on components and packaging technologies. 2006, vol. 29, № 2. P. 303–309.*
4. *Yiyang L., Yi W., Chen H., Hailong H. Investigation on the behavior of GaInSn liquid metal Current Limiter // IEEE transaction on components. 2014, № 2. P. 209–215.*
5. *Zienicke E., Ben-Wen Li, Thess A., Kräzschmar A., Terhoeven P. Theoretical and Numerical Stability Analysis of the Liquid Metal Pinch Using the Shallow Water Approximation // Journal of Thermal Science. 2008, № 3. vol. 17. P. 261–266.*
6. *He H. et al. Study of Liquid Metal Fault Current Limiter for Medium-Voltage DC Power Systems, in IEEE Transactions on Components, Packaging and Manufacturing Technology, vol. 8, no. 8, pp. 1391–1400, Aug. 2018.*

---

*Anatoly V. Kuznetsov (Dr. Sci. (Techn.)), Professor.  
Yriy P. Yurenkov, Assistant.*

7. *Kazantsev A.A., Kosorlukov I.A.* Development liquid metal current limiter // *Electrical equipment: maintenance and repair*. 2013, no. 12, pp. 25–27. (In Russian).
8. *Itoh T., Miyamoto T., Wada Y., Mori T., and Sasao H.* Design considerations on the P. P. F. For a control center, *IEEE Trans. Power App. Syst.*, vol. PA-92, no. 4, pp. 1292–1297, Jul. 1973.
9. *Namitokov K.K., Ilina N.A., Shklovsky I.G.* Devices to protect semiconductor devices. – Moscow: Energoatomizdat, 1988. 279 p. (In Russian).
10. *Kuzhekov S.L., Vasiliev B.N., Kurov N.N.* Performance evaluation of a self-resetting liquid metal fuse // *Proceedings of higher educational institutions. Electromechanics*. 2012, № 2, pp. 134–136 (In Russian).
11. *Voronin A.A., Kireev K.V., Kulakov P.A., and Prihodchenko V.I.* Experience in the Application of Liquid-Metal Working Medium in High-Current Commutators and Contact Joints // *Russian Electrical Engineering*. 2008, vol. 79, no. 8. pp. 415–419.
12. *Dyagterov A.A., Kuzhekov S.L., Kurov N.N., Baker's A.A.* Analysis of the development of ultra-high-speed switching devices with current-limiting effect // *Proceedings of higher educational institutions. Electromechanics*. 2007. – Special edition. – p. 87–88 (In Russian).
13. *Prihodchenko V.I., Serpukhovitin M.E., Skripachev M.O., Sitnikov A.V.* Liquid metal current limiter // *News of universities. Electromechanics*. 2011, № 3, pp. 60–61 (In Russian).
14. *Krzhizhanovskij R.E., Shtern Z.Y.* Thermophysical properties non-metallic materials (carbides). Handbook. L.: Energiya, 1976. 120 p. (In Russian).
15. *De Palma J. and Gelet J.* Observation of arcing inside a fuse under capacitor-discharge using 1 million frames per second X-ray imaging, 2017 19th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE'17 ECCE Europe), Warsaw, 2017, pp. 1–10.

## ПРАВИЛА ДЛЯ АВТОРОВ

Представленная в журнал работа **должна обязательно содержать новые научные результаты**, нигде ранее не публиковавшиеся и не представленные к публикации в других изданиях.

В приоритетном порядке рассматриваются материалы докторских и кандидатских диссертаций.

**Требования к оформлению статей находятся на сайте университета**

**<http://vestnik-teh.samgtu.ru>**

К статье прилагаются:

- экспертное заключение;
- авторская справка;
- лицензионный договор передачи авторского права на публикацию;
- направление от организации (если авторы не работают в СамГТУ).

***Статьи, не удовлетворяющие указанным правилам оформления, будут возвращены авторам без рассмотрения.***

Статьи можно передать ответственному секретарю серии «Технические науки» И.Г. Минаковой (443100, г. Самара, ул. Молодогвардейская, 244. СамГТУ. Корп. 8, комн. 519).

Справки по телефонам:

337 07 00 – Эдгар Яковлевич Рапопорт

337 03 42 – Ирина Григорьевна Минакова

E-mail: [vest\\_teh@samgtu.ru](mailto:vest_teh@samgtu.ru)

Редколлегия журнала