

Электротехника

УДК 621.365.52

СИСТЕМА ИНДУКЦИОННОГО НАГРЕВА В ПРОИЗВОДСТВЕ ТЕХНИЧЕСКОГО КРЕМНИЯ

*А.А. Базаров, А.А. Навасардян*Самарский государственный технический университет
Россия, 443100, г. Самара, ул. Молодогвардейская, 244

Рассмотрен комплекс вопросов по моделированию электромагнитных и тепловых процессов в индукционном нагревателе, обеспечивающем формирование магнитного поля, сжимающего расплав и предотвращающего контакт кремния в жидкой фазе со стенками теплоизоляции. При определении мощности индуктора, частоты напряжения учитывались нелинейные зависимости свойств от температуры. Произведен поиск конструктивных параметров, позволяющих в условиях индукционного нагрева обеспечить охлаждение до твердого состояния. Для решения задач моделирования электромагнитных и тепловых процессов использована конечно-элементная формулировка с учетом нелинейностей и скрытой теплоты плавления. Исследованы варианты реализации индуктора, позволяющего охватывать весь объем расплава или его часть при условии непрерывного перемещения после затвердевания кремния.

Ключевые слова: индукционный нагрев, кристаллизация, векторный магнитный потенциал.

Существующие технологии производства кремния для нужд электронной промышленности и для солнечной энергетики позволяют достигать содержания примесей в конечном продукте до 10^{-10} %. Такое качество обеспечивается сложными и дорогостоящими операциями. На начальном этапе кремний производят восстановлением расплава SiO_2 углеродом в дуговых печах при 1800 °С. После этого расплавленный кремний для кристаллизации разливается в изложницы. Затвердевание производится в условиях контакта с поверхностью теплоизоляции. Это приводит к появлению в поверхностном слое дополнительного количества примесей. Выгрузка из изложницы осуществляется путем механического разрушения кремния из-за того, что неровности контактирующих поверхностей затрудняют простое извлечение. Необходимая чистота «технического» кремния достигается после специальной кислотной обработки и составляет около 99,9 %.

Для снижения количества примесей в кремнии на этой стадии процесса производства предлагается осуществление затвердевания в условиях обжатия магнитным полем, что исключает контакт расплава со стенками формы [1].

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

Ашот Александрович Навасардян, магистрант кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий».

При реализации предлагаемой технологии необходимо учитывать особенности изменения свойств кремния в большом диапазоне температур. При обычных условиях кремний хрупок, выше 800 °С становится пластичным. Электрические свойства кремния сильно изменяются при переходе из твердого состояния в расплавленное [2, 3]. Если в холодном состоянии кремний ведет себя как обычный полупроводник, то при расплавлении удельная электропроводность становится как у горячей стали (табл. 1). В расплавленном состоянии можно применять индукционный нагрев по отношению к кремнию. При остывании эффективность вихревых токов снижается и выделяемое тепло может оказаться гораздо ниже потерь в окружающую среду.

Таблица 1

Зависимость электропроводности кремния от температуры

| T, К | 300 | 800 | 1200 | 1500 | 1600 | 1900 |
|------------------|----------------|------------------|----------------|----------------|-------------------|-------------------|
| σ , Сим·м | $5 \cdot 10^3$ | $2.4 \cdot 10^4$ | $5 \cdot 10^4$ | $1 \cdot 10^5$ | $1.22 \cdot 10^6$ | $1.25 \cdot 10^6$ |

Для рассматриваемой задачи наибольший интерес представляет диапазон температур в районе перехода в расплавленное состояние, поэтому аппроксимация линейной функцией зависимости коэффициента теплоемкости от температуры имеет малое отклонение от истинного графика (рис. 1):

$$c = 810 + 0.17 \cdot (T - 300).$$

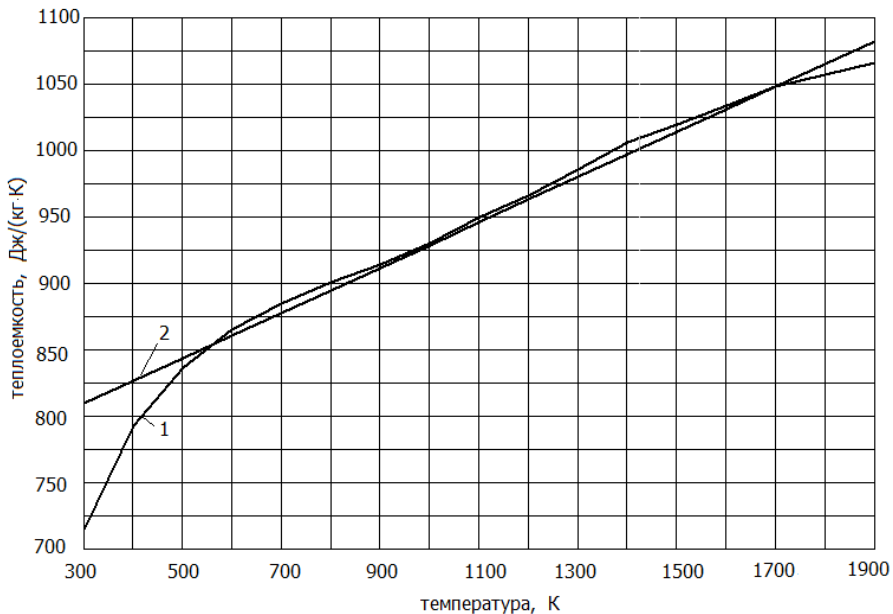


Рис. 1. Зависимость удельной теплоемкости кремния от температуры:
1 – справочные значения; 2 – аппроксимация

Моделирование процессов плавки и кристаллизации представляет собой сложную задачу. Ее решение возможно различными способами [4, 5]. Для преодоления возникающих сложностей предложен упрощенный подход, заключающийся в учете теплоты плавления в виде ступенчатого возрастания удельной теплоемкости [6]. Теплота плавления кремния равна 1409 кДж/кг. Задавшись

диапазоном температур 1678–1698 К, в котором происходит переход из твердого состояния в жидкое, равным 20 К, получим выражение для эффективной теплоемкости с учетом изменения агрегатного состояния:

$$c_{эф} = c(T) + \frac{L}{\Delta T_{пл}} = c(T) + (H(T - T_1) - H(T - T_2)) \cdot 7.05 \cdot 10^4 \text{ Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К}).$$

Здесь $H(T - T_N)$ – ступенчатая функция (функция Хевисайда), формирующая локальное увеличение теплоемкости на заданном интервале температур. Отношение теплоты плавления к заданному интервалу температур соответствует дополнительному коэффициенту теплоемкости, равному $7.05 \cdot 10 \text{ Дж}/(\text{кг} \cdot \text{К})$.

Плавление кремния сопровождается некоторым увеличением его плотности (примерно на 8 %).

Коэффициент теплопроводности удобно задать в виде функции, поэтому для аппроксимирующего выражения используется комбинация экспоненты и ступенчатой функции (рис. 2):

$$\lambda = 20 + 32 \cdot e^{-0.0035 \cdot (T - 700)} + 33 \cdot H(T - T_{пл}).$$

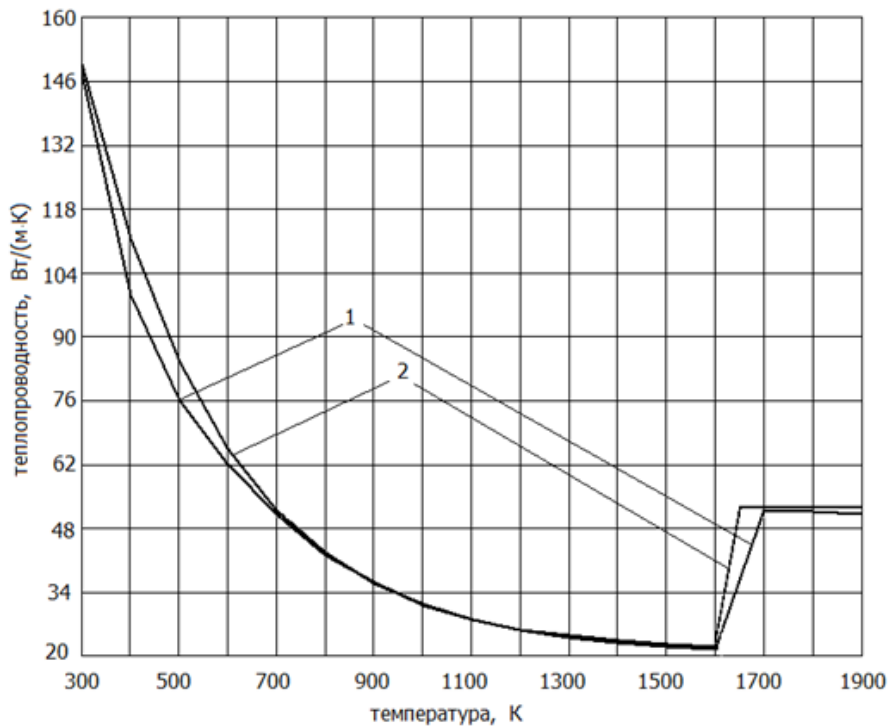


Рис. 2. Зависимость удельной теплопроводности кремния от температуры:
1 – справочные значения; 2 – аппроксимация

Для решения тепловой задачи с учетом реальных режимов теплообмена с окружающей средой в качестве исходной модели принято нелинейное уравнение теплопроводности вида [5]

$$c_p \frac{\partial T(r, x, t)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda \frac{\partial T(r, x, t)}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial r} \left[\frac{\lambda}{r} \frac{\partial T(r, x, t)}{\partial r} \right] + W(r, x) \quad (1)$$

с начальными условиями $T(r, x, 0) = var$ и граничными условиями

$$\left\{ \begin{array}{l} \lambda \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=0} = 0; \\ \lambda \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R} = \alpha_1 [T(R, x, t) - T_\phi] + \varepsilon \sigma_0 [T^4(R, x, t) - T_\phi^4]; \\ \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=0} = -\alpha_2 [T(r, 0, t) - T]; \\ \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \Big|_{x=X} = \alpha_3 [T(r, X, t) - T_\varepsilon] + \varepsilon \sigma_0 [T^4(r, X, t) - T_\varepsilon^4]. \end{array} \right. \quad (2)$$

Здесь c – удельная теплоемкость;

ρ – плотность;

λ – теплопроводность;

W – плотность внутренних источников тепла;

R – радиус загрузки;

X – высота загрузки;

α_i – коэффициенты конвективного теплообмена между поверхностью загрузки и футеровкой, основанием и газовой средой над расплавом;

ε – степень черноты загрузки;

σ_0 – коэффициент излучения кремния;

T_ϕ – температура футеровки;

T_ε – температура свода над расплавом.

Условия теплообмена приняты с некоторыми упрощениями, так как реальный теплообмен между боковой поверхностью расплава и футеровкой, а также верхней поверхностью и сводом очень сложен и предусмотрен не во всех программах с достаточной точностью. В соответствии с поставленной задачей между боковой поверхностью расплава и футеровкой предусмотрен воздушный зазор, образованный за счет обжимающих расплав усилий.

Нижняя часть загрузки опирается на слой теплоизоляции, скорее выполняющей функции среды, защищающей от химического взаимодействия с металлом корпуса. Основное дифференциальное уравнение (1) в численной постановке задачи охватывает все элементы расчетной области без необходимости задания граничных условий четвертого рода при наличии поверхностей соприкосновения.

Рассмотренные выше температурные зависимости коэффициентов задаются в программе с помощью встроенных функций. Функция Хевисайда в Comsol представлена выражением $flc1hs(t, scale)$. В качестве переменной t можно задавать время, температуру или координату, а также другие используемые переменные состояния. Значение $scale$ соответствует величине изменения переменной, при котором происходит переход функции Хевисайда от нуля к единице.

В общем случае процесс непрерывного нагрева рассматриваемого класса объектов, представляющих собой систему стальных труб, охваченных цилиндрическим индуктором, описывается нелинейной взаимосвязанной системой уравнений Максвелла [7] и Фурье [5] соответственно для электромагнитного и теплового полей с соответствующими краевыми условиями:

$$\operatorname{rot}\{\bar{H}\} = \gamma\bar{E}; \quad (3)$$

$$\operatorname{rot}\{\bar{E}\} = -\left\{\frac{\partial\bar{B}}{\partial t}\right\}; \quad (4)$$

$$\operatorname{div}\{\bar{B}\} = 0; \quad (5)$$

$$\operatorname{div}\{\bar{E}\} = 0. \quad (6)$$

Здесь $\{\bar{H}\}, \{\bar{E}\}, \{\bar{B}\}$, – векторы напряженности магнитного и электрического полей и магнитной индукции, t – время. Система уравнений (3) – (6) дополняется граничными условиями для электромагнитной задачи: используются условия равенства функции нулю на бесконечно удаленной границе S_1 (ГУ1) и условие симметрии на осевой линии S_2 , которое заключается в равенстве нулю производной от функции (ГУ2).

Система (3) – (6) может быть представлена для комплексной амплитуды векторного потенциала в виде

$$\frac{\partial}{\partial x}\left[\frac{1}{\mu_a(r,x)} \cdot \frac{\partial\dot{A}(r,x)}{\partial x}\right] + \frac{\partial}{\partial r}\left[\frac{1}{\mu_a(r,x)} \cdot \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial r\dot{A}(r,x)}{\partial r}\right] - j\omega\gamma\dot{A}(r,x) - j_o = 0, \quad (7)$$

где $\omega = 2\pi f$ – цилиндрическая частота питающего тока.

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

$$\dot{A}/_{S_1 \in S} = 0, \quad (8)$$

где S_1 – удаленная граница расчетной области Q .

При построении конечно-элементной модели в качестве интерполирующих полиномов конечных элементов треугольного вида на плоскости (x, y) используются линейные функции формы вида

$$N_i(x, y) = (a_i + b_i x + c_i y) \frac{1}{2S^{KЭ}},$$

где $S^{KЭ}$ – граница элемента;

$a_i = y_i x_k - x_j y_k$, $b_i = x_j - x_k$, $c_i = y_k - y_j$ – постоянные коэффициенты функций формы N_i , вычисляемые в зависимости от пространственных координат узлов элемента m ;

\bar{A}_i – комплексные амплитуды вектора в узлах конечного элемента.

Мощность внутренних источников тепла, характеризующих нагрев проводящих тел индукционной системы, вычисляется для каждого элемента по закону Джоуля – Ленца:

$$P^{(e)} = \frac{1}{2} \int_{V^e} \sigma \left(\bar{E} \cdot \bar{E}^* \right) dV,$$

где \bar{E}^* – величина, сопряженная к \bar{E} .

Кроме этого, рассчитываются также электродинамические усилия, действу-

ющие на проводящие тела индукционной системы:

$$\{F^{jb}\} = \int_V \{N\}^T (\{J\} \times \{B\}) dV.$$

Магнитные силы в токопроводящем проводнике определяются численным интегрированием.

На основе систем дифференциальных уравнений (1) – (2) и (3) – (6) строятся системы алгебраических уравнений вида

$$\left(\frac{1}{\Delta t_n} + \gamma [C]^{-1} [K] \right) a^{n+1} = \left(\frac{1}{\Delta t_n} - (1 - \gamma) [C]^{-1} [K] \right) a^n;$$

$$\{[K] + j[Q]\} \cdot \{\bar{A}\} + \{\bar{R}\} = 0.$$

Для совместного решения используется связанная электротепловая модель, позволяющая корректно учесть взаимное влияние электрических и тепловых параметров на модели:

$$\begin{bmatrix} C^A & 0 \\ 0 & C^T \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{U} \\ \dot{T} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} K^A & 0 \\ 0 & K^T \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} U \\ T \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} J \\ Q \end{Bmatrix}.$$

Здесь C^A , C^T – матрицы демпфирования;

K^A , K^T – матрицы жесткости для электромагнитной и тепловой задач;

U , T – векторы переменных;

\dot{U} , \dot{T} – векторы производных от переменных;

J и Q – векторы источников.

В качестве исходной конструкции кристаллизатора принята цилиндрическая форма диаметром 0,5 м и высотой 0,5 м. Теплоизоляция боковой стенки выполнена двухслойной. Внутренний слой сделан из карбида кремния, чтобы исключить перенос вещества в расплав при возможном контакте. Слой теплоизоляции, прилегающий к индуктору, имеет гораздо более низкий коэффициент теплопроводности, чтобы защитить катушку от перегрева. Нижняя часть корпуса содержит тонкий слой карбида кремния, слой металла, выполняющий функции несущей конструкции, и теплообменник в виде медной трубки с проточной водой.

Для обеспечения силы, прилагаемой к стенке расплава, достаточной для создания зазора, произведем расчет давления расплавленного кремния на стенки тигля в основании:

$$p = \rho gh = 2330 \cdot 9.81 \cdot 0.5 = 114285 \text{ Н / м}^2.$$

При кристаллизации кремния происходит уменьшение размеров на 9 %, но одновременно возрастает удельное сопротивление и происходит уменьшение тока в нагрузке и, соответственно, отталкивающей силы. Расчет индуктора должен обеспечить формирование необходимого давления на столб жидкого кремния, но при этом выделяющееся тепло не должно превосходить отвод к охлаждаемой поверхности основания.

Для оценки возможности использования индуктора при работе на разных частотах произведены расчеты, которые показали, что создание требуемого давления соответствует интегральной величине силы, равной 9470 Н. Полученное значение при числе витков, равном 20, и высоте индуктора, равной 0,8 м, для обес-

печения равномерного распределения давления P_0 по высоте для разных частот достигается при разных величинах мощности тепловыделения в загрузке P_2 (табл. 2). Как показали дальнейшие расчеты, использование частоты выше 50 Гц не принесет нужного результата, так как тепловыделение слишком велико для возможных способов охлаждения.

Таблица 2

Параметры индуктора на разных частотах

| $f, \text{Гц}$ | $\Delta, \text{м}$ | $F, \text{Н}$ | $P_0, \text{Н/м}^2$ | $I_u, \text{кА}$ | $P_u, \text{кВт}$ | $P_2, \text{кВт}$ | $W, \text{Вт/м}^3$ | $U_u, \text{В}$ |
|----------------|--------------------|---------------|---------------------|------------------|-------------------|-------------------|--------------------|-----------------|
| 5 | 0,2 | 9470 | 12000 | 4,91 | 12,7 | 5,48 | $5,8 \cdot 10^4$ | 23,5 |
| 50 | 0,06 | 9450 | 12000 | 4,5 | 74,1 | 56,3 | $1,36 \cdot 10^6$ | 152,7 |
| 500 | 0,02 | 9470 | 12100 | 4,35 | 267,4 | 204,6 | $1,35 \cdot 10^7$ | 1167 |

Проведенные расчеты индукторов выполнены при обеспечении расчетного давления, что соответствует заданной удельной мощности для каждой частоты. Диаграммы температур построены для процессов кристаллизации с использованием индуктора на частоте 50 Гц (рис. 3) и 5 Гц (рис. 4–6). С учетом того, что на данном этапе не столь важны размеры кристаллов и их ориентация, при сравнении вариантов не последнюю роль играет время процесса. Хотя, как было сказано ранее, переход через точку затвердевания сопровождается фактически прекращением подогрева и увеличением коэффициента теплопроводности, что ускоряет в целом охлаждение, все-таки высота загрузки сильно сказывается на длительности.

Наиболее предпочтительным является вариант индукционной системы с загрузкой высотой 0,25 м. Температура в конце процесса понижается до значений, при которых химическая активность кремния недостаточна для окисления.

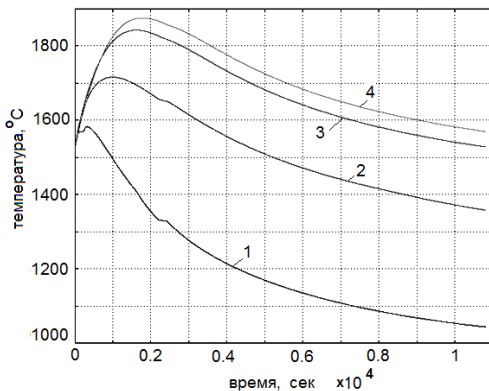


Рис. 3. Диаграммы температур при высоте расплава 0,2 м и частоте напряжения 50 Гц:
1 – на высоте 0,05 м; 2 – на высоте 0,1 м;
3 – на высоте 0,15 м; 4 – на высоте 0,2 м

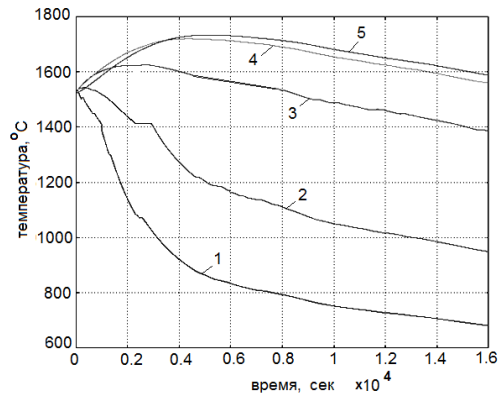


Рис. 4. Диаграммы температур при высоте расплава 0,4 м и частоте напряжения 5 Гц:
1 – на высоте 0,05 м; 2 – на высоте 0,1 м;
3 – на высоте 0,2 м; 4 – на высоте 0,3 м;
5 – на высоте 0,4 м

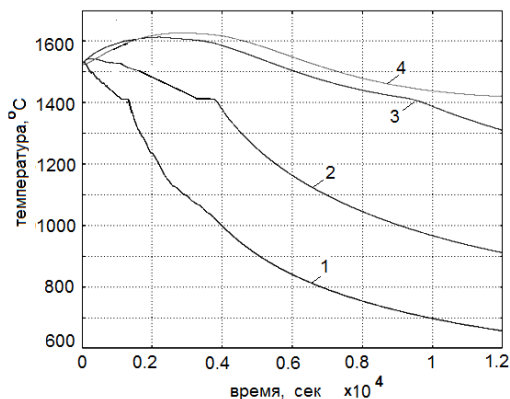


Рис. 5. Диаграммы температур при высоте расплава 0,3 м и частоте напряжения 5 Гц:
1 – на высоте 0,05 м; 2 – на высоте 0,1 м;
3 – на высоте 0,2 м; 4 – на высоте 0,3 м

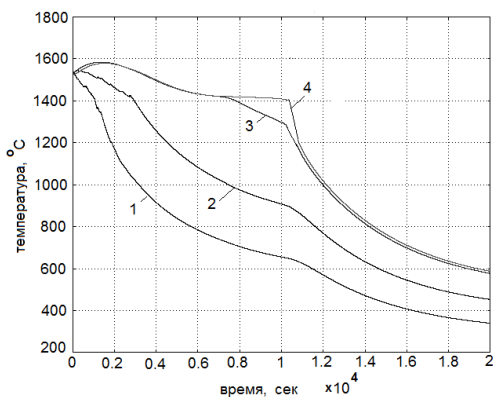


Рис. 6. Диаграммы температур при высоте расплава 0,25 м и частоте напряжения 5 Гц:
1 – на высоте 0,05 м; 2 – на высоте 0,1 м;
3 – на высоте 0,2 м; 4 – на высоте 0,25 м

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. Использование метода конечных элементов, на базе которого построена программа *Comsol*, позволило получить результаты расчета удовлетворительной точности, что обусловлено корректным описанием задачи, учетом нелинейностей, достаточно плотной сеткой элементов. Параметры индуктора и источника питания, найденные при анализе вариантов, позволяют обеспечить низкие энергозатраты и достижимы при использовании устройств, выпускаемых промышленностью.

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. 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.
5. Лыков А.В. Тепломассообмен. – М.: Энергия, 1971. – 560 с.
6. Базаров А.А., Данилушкин А.И., Осипов В.С. Система плавки гололеда на проводах линий электропередачи без отключения нагрузки // Вестник Самарского государственного технического университета. Сер. Технические науки. – 2015. – № 3. – С. 109-117.
7. Слухоцкий А.Е., Рыскин С.Е. Индукторы для индукционного нагрева. – Л.: Энергия, 1974. – 264 с.

Статья поступила в редакцию 2 февраля 2016 г.

THE INDUCTION HEATING SYSTEM IN THE PRODUCTION OF TECHNICAL SILICON

A.A. Bazarov, A.A. Navasardyan

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

A set of issues on modeling of electromagnetic and thermal processes in the induction heater for the formation of a magnetic field, compressing the melt and preventing the contact of silicon in the liquid phase with the walls of thermal insulation. In determining the inductor's power and voltage frequency, the temperature-dependent nonlinear properties are taken into account. The design parameters which enable cooling to the solid state under induction heating conditions are searched for. To solve the problems of electromagnetic and thermal processes modeling used a finite-element formulation taking into account the nonlinearities and the fusion latent heat. Different realization variants of the inductor which enables covering the melt's entire volume or its part in case of continuous movement after the silicon solidification are examined.

Keywords: *induction heating, crystallization, magnetic vector potential.*

УДК 621.313.322

ИМИТАЦИОННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЕНТИЛЬНОГО ГЕНЕРАТОРА СОВМЕЩЕННОГО ТИПА

Ю.В. Зубков

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

Поставлена проблема изучения динамических режимов работы вентильного генератора совмещенного типа (ВГСТ), дано математическое описание генератора, предназначенного для использования в качестве автономного источника малой мощности. На основе уравнений обобщенной электрической машины в осях d - q , связанных с индуктором, получены дифференциальные уравнения ВГСТ, а затем выполнены координатные преобразования для возбудителя и генератора. Разработана имитационная модель, учитывающая явление насыщения магнитопровода ВГСТ разнополюсными магнитными полями, работу генератора на выпрямительную нагрузку параллельно с аккумуляторной батареей. Учет насыщения осуществляется посредством ввода в модель характеристик холостого хода генератора и короткого замыкания возбудителя. Для реализации регулирования выходного напряжения и улучшения его качества в модель включены релейный регулятор напряжения и сглаживающий фильтр. Исследованы переходные режимы работы ВГСТ, в частности наброс и сброс нагрузки, включение возбуждения в разомкнутой системе. В результате анализа кривых тока и напряжения ВГСТ показано, что применение фильтра позволяет уменьшить пульсации до допустимого уровня, а генератор обладает хорошим быстродействием и оперативно реагирует на воздействия по каналам управления (возбуждения) и возмущения (нагрузки).

Ключевые слова: вентильный генератор, магнитное и электрическое совмещение, математическая модель, переходные режимы.

В автономных системах электроснабжения постоянного тока, широко используемых в авиации, автомобильном и железнодорожном транспорте, для обеспечения бесконтактного преобразования энергии находят применение синхронные генераторы, выполненные по каскадной схеме и работающие на выпрямительную нагрузку [1]. Параллельно генератору подключается аккумуляторная батарея, служащая источником первичной мощности возбуждения и накопителем энергии. Поскольку бортовые системы электроснабжения постоянного тока имеют небольшую мощность, возникает смысл объединить составляющие каскадной схемы – возбудитель (СВ) и главный генератор (СГ) – магнитно и электрически, что позволяет уменьшить габариты, расход электротехнической стали и обмоточного провода. Такие генераторы называются совмещенными, или вентильными генераторами совмещенного типа (ВГСТ) [2].

К настоящему времени данный класс электромеханических преобразователей достаточно широко изучен применительно к машинам большой и средней мощности. Рассмотрены схемные решения, обеспечивающие исключение щеточного контакта из процесса преобразования мощности, сформулированы условия бесконфликтного существования разнополюсных магнитных полей в общем маг-

Юрий Валентинович Зубков (к.т.н., доц.), доцент кафедры «Электромеханика и автомобильное электрооборудование».

нитепроводе, предложены различные способы регулирования выходного напряжения генератора и варианты регуляторов напряжения, созданы неуправляемые и управляемые вентили, работающие при высокой температуре (до 300 °С) и частоте изменения тока, реализованы методы бесщеточного возбуждения синхронных генераторов на основе магнитного и электрического совмещения [3].

Однако поведение ВГСТ в совокупности с системой стабилизации напряжения в динамических режимах работы при резких изменениях нагрузки с учетом эффекта насыщения магнитопровода двумя разнополюсными полями и влияния первичного привода требует более тщательного изучения.

Бортовая система электроснабжения постоянного тока включает первичный двигатель, бесконтактный генератор, фильтр, регулятор напряжения и аккумуляторную батарею (рис. 1).

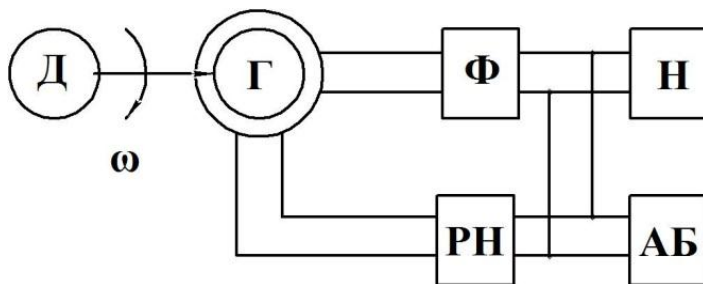


Рис. 1. Функциональная схема бортовой системы электроснабжения:
Д – первичный двигатель; Г – ВГСТ; Ф – фильтр; Н – бортовая нагрузка;
РН – регулятор напряжения; АБ – аккумуляторная батарея

ВГСТ как объект автоматического управления представляет собой сложную динамическую структуру, описываемую системой нелинейных дифференциальных уравнений высокого порядка. В задачах управления любой синхронной машиной можно использовать упрощенные линеаризованные варианты динамических моделей, но они дают лишь приближенное представление о поведении машины.

Наиболее эффективным способом получения решения является компьютерное моделирование.

При анализе работы генератора совмещенного типа в электромеханической системе применим традиционный подход, при котором электромеханический преобразователь моделируется системой магнитосвязанных контуров с сосредоточенными параметрами. Поскольку в общем магнитопроводе размещены две машины – синхронный возбудитель и синхронный генератор, уравнения, описывающие работу ВГСТ, являются уравнениями каскада двух электромеханических преобразователей, параметры которых определяются с учетом взаимного влияния разнополюсных магнитных полей в участках магнитопровода и насыщения магнитной системы.

Дифференциальные уравнения, описывающие ВГСТ, имеют в общем случае переменные коэффициенты. Для перехода к уравнениям с постоянными коэффициентами запишем уравнения в системе координат, жестко связанной с индуктором, а затем выполним координатные преобразования (рис. 2).

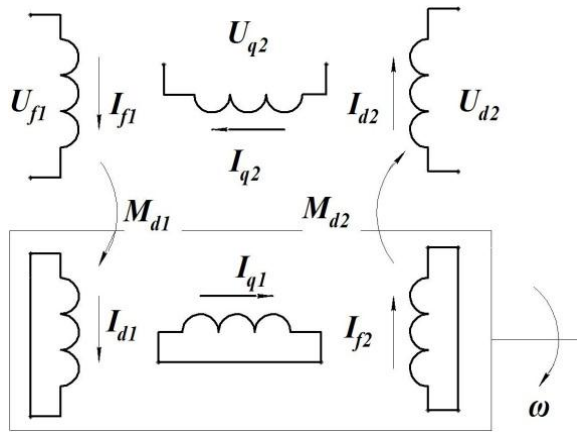


Рис. 2. Схема замещения ВГСТ в системе координат $d - q$

Уравнения возбудителя в осях $d - q$, неподвижных относительно статора:

$$\begin{aligned}
 0 &= r_r i_{d1} + \frac{d\psi_{d1}}{dt} + p_1 \omega \psi_{q1}; \\
 0 &= r_r i_{q1} + \frac{d\psi_{q1}}{dt} - p_1 \omega \psi_{d1}; \\
 u_{f1} &= r_{f1} i_{f1} + \frac{d\psi_{f1}}{dt}.
 \end{aligned}
 \tag{1}$$

Уравнения генератора в осях $d - q$, вращающихся синхронно с ротором:

$$\begin{aligned}
 u_{d2} &= r_s i_{d2} + \frac{d\psi_{d2}}{dt} - p_2 \omega \psi_{q2} \\
 u_{q2} &= r_s i_{q2} + \frac{d\psi_{q2}}{dt} + p_2 \omega \psi_{d2} \\
 0 &= r_{f2} i_{f2} + \frac{d\psi_{f2}}{dt}
 \end{aligned}
 \tag{2}$$

В уравнениях (1), (2) индексы «1» относятся к напряжениям, токам, потокосцеплениям, параметрам возбудителя, «2» – к параметрам генератора. Нули в левых частях выражений (1, 2) указывают на режим работы первого каскада (СВ) – «короткое замыкание».

Потокосцепления:

$$\begin{aligned}
 \psi_{d1(2)} &= L_{d1(2)} i_{d1(2)} + M_{d1(2)} i_{f1(2)} \\
 \psi_{q1(2)} &= L_{q1(2)} i_{q1(2)} \\
 \psi_{f1(2)} &= L_{f1(2)} i_{f1(2)} + M_{d1(2)} i_{d1(2)}
 \end{aligned}$$

Электромагнитный момент и уравнение динамики:

$$M_e = p_2(i_{q2}\Psi_{d2} - i_{d2}\Psi_{q2})$$

$$M = M_e + J \frac{d\omega}{dt}$$

где M – момент сопротивления на валу ВГСТ;
 J – момент инерции вращающихся частей (генератора и приводного двигателя);
 p_2 – число пар полюсов генератора;
 ω – угловая частота вращения ротора.

В общем случае m -фазного возбудителя и n -фазного генератора напряжения и токи в собственных осях и осях d, q связаны следующими уравнениями:

$$i_{d1} = \frac{2}{m} \left[i_a \cos \vartheta + i_b \cos \left(\vartheta - \frac{2\pi}{m} \right) + \dots + i_m \cos \left(\vartheta - \frac{2\pi(m-1)}{m} \right) \right]$$

$$i_{q1} = \frac{2}{m} \left[i_a \sin \vartheta + i_b \sin \left(\vartheta - \frac{2\pi}{m} \right) + \dots + i_m \sin \left(\vartheta - \frac{2\pi(m-1)}{m} \right) \right]$$

Обратное преобразование:

$$u_{d2} = u_{d2} \cos \vartheta - u_{q2} \sin \vartheta$$

$$u_{b2} = u_{d2} \cos \left(\vartheta - \frac{2\pi}{n} \right) - u_{q2} \sin \left(\vartheta - \frac{2\pi}{n} \right)$$

.....

$$u_{n2} = u_{d2} \cos \left(\vartheta - \frac{2\pi(n-1)}{n} \right) - u_{q2} \sin \left(\vartheta - \frac{2\pi(n-1)}{n} \right)$$

Потокоцепления, входящие в уравнения (1), (2), зависят от насыщения стали магнитопровода ВГСТ и не остаются постоянными при изменении режима работы. Так как в силу несимметрии магнитной цепи проводимость магнитного потока генератора неодинакова по продольной и поперечной осям, поперечная составляющая магнитного потока, которая замыкается в основном по воздуху, мало зависит от насыщения стали. Продольная составляющая потока замыкается по оси полюсов и, следовательно, существенно зависит от насыщения. Кроме того, состояние магнитной цепи ВГСТ определяется совместным действием двух разнополюсных магнитных полей, что также сказывается на потокоцеплениях возбудителя и генератора при моделировании.

Для учета насыщения используем зависимости ЭДС генератора от постоянной составляющей тока ротора $E_{oG} = f(I_{R=})$ и тока ротора от тока возбуждения возбудителя $I_R = f(I_f)$, полученные опытным или расчетным путем. Расчетное определение параметров ВГСТ заключается в решении серии задач магнитостатики и нахождении зависимостей собственных и взаимных индуктивностей обмоток от совместного действия магнитных полей возбудителя и генератора различной интенсивности в общем сердечнике.

Эта задача решена посредством численного моделирования магнитного поля ВГСТ методом конечных элементов [4].

Для сглаживания пульсаций выпрямленного напряжения в модель введен

R-C-фильтр. Стабилизация выходного напряжения ВГСТ осуществляется с помощью релейного регулятора напряжения.

На компьютерной модели (рис. 3) были исследованы переходные режимы работы ВГСТ, в частности наброс и сброс нагрузки, включение возбуждения в разомкнутой системе.

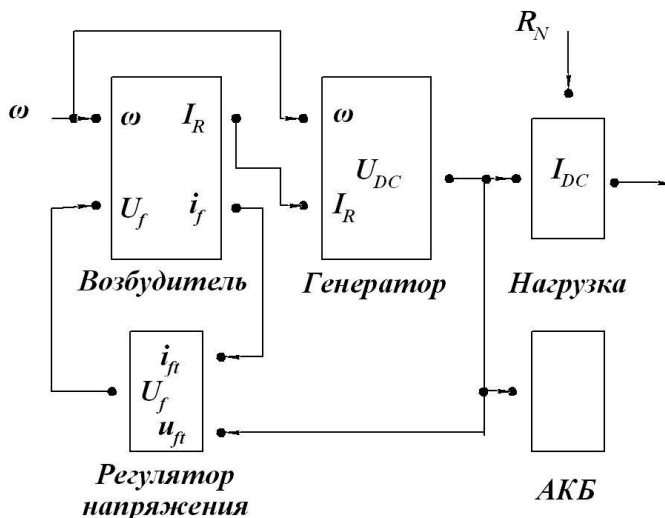


Рис. 3. Модель ВГСТ

Параметры генератора: $R_f = 50$ Ом; $R_R = 3,05$ Ом; $R_S = 0,37$ Ом; $L_f = 0,8274$ Гн, $L_R = 0,055$ Гн, $L_S = 0,004$ Гн, $M_{01} = 0,1399$ Гн, $M_{02} = 0,01$ Гн.

На рис. 4 приведены осциллограммы переходного процесса включения генератора на номинальное напряжение возбуждения 28 В на холостом ходу. В момент времени $t = 0,005$ с происходит наброс номинальной нагрузки. На рис. 5 показано изменение тока в электрически совмещенной обмотке ротора.

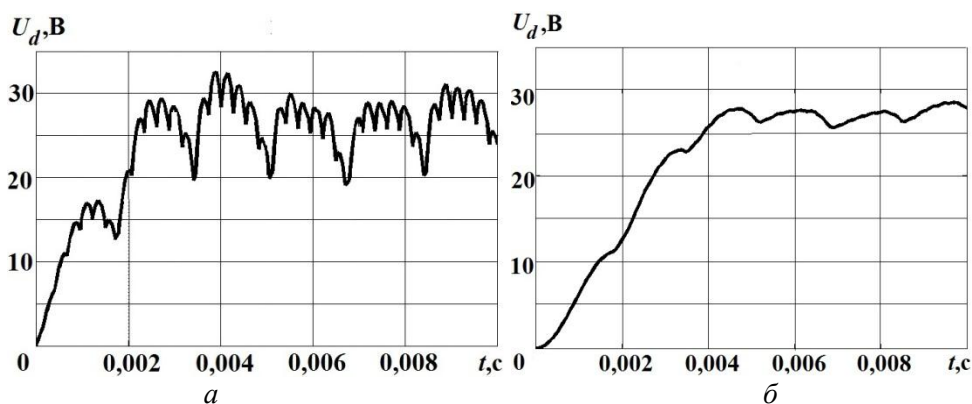


Рис. 4. Выходное напряжение ВГСТ:
а – до фильтра; б – после фильтра

Анализ данных моделирования показывает, что выходное напряжение ВГСТ содержит существенные пульсации, для устранения которых необходим выходной сглаживающий фильтр. После фильтрации коэффициент пульсаций выпрям-

ленного напряжения не превышает 2,5 %, что удовлетворяет большинство потребителей.

При включении возбуждения время нарастания напряжения до номинального значения не превышает 4 мс, что указывает на хорошее быстродействие по управляющему воздействию.

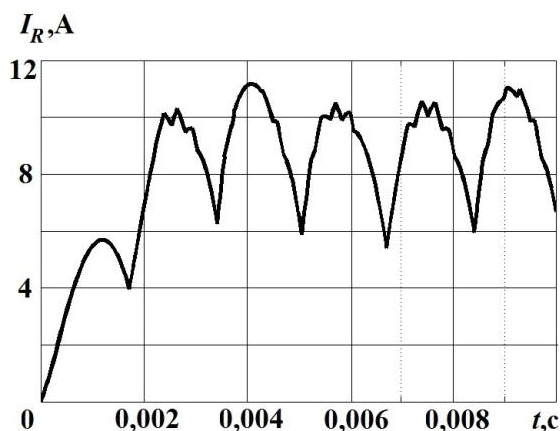


Рис. 5. Ток ротора

При набросе нагрузки наблюдается незначительный провал выходного напряжения, который обрабатывается регулятором по цепи возбуждения возбудителя за 3 мс.

Высокочастотные пульсации, вызываемые модуляцией напряжения в РН, в кривой выходного напряжения не наблюдаются, что объясняется демпфирующим действием магнитопровода на высшие гармонические магнитного поля.

Вывод

В кривой выпрямленного напряжения ВГСТ содержатся недопустимо большие высшие гармонические. Применение сглаживающего фильтра позволяет уменьшить пульсации до приемлемого уровня. Генератор обладает хорошим быстродействием и оперативно реагирует на воздействия по каналам управления (возбуждения) и возмущения (нагрузки). Регулятор напряжения поддерживает при этом стабильное выходное напряжение.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Бут Д.А. Бесконтактные электрические машины. – М.: Высшая школа, 1990. – 416 с.
2. Высоцкий В.Е., Зубков Ю.В., Тулупов П.В. Математическое моделирование и оптимальное проектирование вентильных электрических машин. – М.: Энергоатомиздат, 2007. – 340 с.
3. Пластун А.Т. Совмещенные возбудительные устройства с радиальной асимметрией магнитной системы. – Екатеринбург: Изд-во Урал. ун-та, 2014. – 440 с.
4. Зубков Ю.В. Расчет магнитного поля вентильного генератора совмещенного типа // Проблемы электротехники, электроэнергетики и электротехнологии: Тр. 4-й Междунар. науч.-техн. конф., ч. 1. – Тольятти, 2012. – С. 40-46.
5. Черных И.В. Моделирование электротехнических устройств в MATLAB, SimPowerSystems и Simulink. – 1-е изд. – М.: ДМК Пресс, 2007. – 288 с.

Статья поступила в редакцию 14 апреля 2015 г.

SIMULATION OF A COMBINED RECTIFIER-LOADED GENERATOR

Yu.V. Zubkov

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

The problem of studying the dynamic modes of a combined rectifier-loaded generator (CRLG) is stated. The mathematical description of a generator to be used as an independent low-power source is given. The CRLG differential equation based on the equations of a generalized electric machine in the dq axes, which are associated with an inductor, are obtained, and then the coordinate transformations for the exciter and generator are done. A simulation model taking into account the saturation of the CRLG magnetic circuit with opposite-poles magnetic fields, the generator's work for the rectifier load together with the battery is developed. The saturation calculation is done by input into the model the parameters of the generator's idling and the exciter's short-circuit. A relay voltage regulator and a smoothing filter are included into the model to control the input voltage and to improve it. The CRLG transient modes, in particular load surge and shedding, and switching on the excitation in an open system, are examined. The analysis of the current and voltage waveforms has shown that using a filter reduces the ripple to an acceptable level, and the generator is quick to respond to the impact through the control (excitation) and disturbance (load) channels.

Keywords: *rectifier generator, electric and magnetic combination, mathematical model, transient modes.*

УДК 62-83 (075.8)

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СОПРОТИВЛЕНИЙ КОРОТКОЗАМКНУТОГО АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ ПО КАТАЛОЖНЫМ ДАННЫМ

А.В. Котенев, В.И. Котенев, В.В. Кочетков

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

E-mail: volodya163@mail.ru

Разработана методика расчета параметров схемы замещения асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором, которые необходимы для анализа и оценки работы двигателя в различных режимах, поскольку справочная информация завода-изготовителя этих параметров не содержит. Номинальные значения активных и индуктивных сопротивлений статора и ротора получены из решения трех алгебраических уравнений, которые составлены на основе уравнений номинальной, максимальной электромагнитной мощности и номинальной реактивной мощности рассеяния. Сопротивления контура намагничивания определены из рассмотрения уравнения баланса полной мощности этой ветви. Методика расчета этих параметров представлена расчетной блок-схемой.

Ключевые слова: асинхронные машины, параметры, определение, схемы замещения.

При рассмотрении стационарных и переходных режимов в установках с асинхронными машинами используют их схемы замещения. Параметры этих схем известны лишь для отдельных типов машин (серии 4А, А4) [1]. В большинстве случаев они неизвестны, а в каталогах обычно приведены номинальные значения мощности на валу P_n , напряжения U_n , частоты вращения n_n (скольжения s_n), коэффициента полезного действия η_n , коэффициента мощности $\cos \varphi_n$, кратности максимального момента $b_n = M_{\max} / M_n$, кратности пускового момента $k_n = M_n / M_n$ и кратности тока $k_i = I_n / I_n$. Поэтому возникает необходимость в их определении, что можно сделать экспериментально [2] или из аналитических расчетов по паспортным данным. Первый метод предпочтителен, но во многих случаях, например при выполнении проектных работ, его применение невозможно. Поэтому второму методу посвящено достаточно много работ [3-10]. В этих работах неизвестные параметры определяются из решения системы двух алгебраических уравнений с тремя неизвестными.

Решение данной задачи возможно одним из итерационных методов [3], но они не нашли применения в расчетах сопротивлений двигателя при скольжениях больше критического значения s_k , либо из решения системы двух уравнений с тремя неизвестными, предварительно задавшись отношением двух неизвестных величин [7-11].

Александр Викторович Котенев (к.т.н., доцент), доцент кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий».

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

Владимир Валерьевич Кочетков, аспирант.

В работе [7] это отношение активных сопротивлений статора R_1 и ротора R_2

$$\varepsilon = \frac{R_1}{R_2} = \left(\frac{1 - \eta_H}{\eta_H s_H (1 + \gamma)} - 1 \right) \cos^2 \varphi_H (1 + \operatorname{tg}^2 \psi_{2H}),$$

где величина $\operatorname{tg}^2 \psi_{2H}$ однозначно выражена через $\cos \varphi_H$, а рекомендованное авторами значение коэффициента γ дает удовлетворительную погрешность лишь для двигателей мощностью от $P_1 = 4$ кВт до $P_2 = 14$ кВт марок А и АО. Основной недостаток этой работы – отсутствие обоснования выбора коэффициента γ .

В [5] также необоснованно принимается фиксированная величина коэффициента

$$\beta = \frac{R_1}{c_1 R_2} = 1,5,$$

хотя диапазон изменения этого параметра, как утверждается в этой статье, значителен $\beta = 0,6 \dots 2,5$, а от его выбора зависит погрешность решения.

То же самое относится и к работе [6], в которой отношение активных сопротивлений статора и ротора представлено выражением

$$a = \frac{R_1}{R_2} = \frac{(1 - \eta_H)(1 - s_H)}{\chi \eta_H s_H (1 + b_0^2)} - 1.$$

В этом выражении коэффициент загрузки двигателя

$$b_0 = \frac{P_H}{P},$$

а коэффициент

$$\chi = 1 + \frac{\Delta P_{\text{мех}} + \Delta P_{\text{д}}}{P_H}$$

зависит от механических $\Delta P_{\text{мех}}$ и добавочных потерь $\Delta P_{\text{д}}$. Погрешность решения задачи зависит от коэффициентов χ и b_0 , которые могут изменяться в пределах $\chi = [1,02; 1,1]$, $b_0 = [0,7; 0,85]$. К сожалению, в работе отсутствует обоснование их выбора, а если принять их равными средним значениям, то в одних случаях погрешность будет вполне удовлетворительной [6], а в других – недопустимо большой.

В работах [10, 11] при вычислении критического скольжения

$$s_K = \frac{1}{\sqrt{\beta^2 + (x_1 + c_1 x_2)^2}} \quad (1)$$

отсутствует обоснование выбора коэффициента

$$\beta = \frac{R_1}{c_1 R_2},$$

который может изменяться, по мнению этих авторов, в достаточно широких пределах $2,5 \leq \beta \leq 1/s_K$. Выбор усредненной величины коэффициента β негативно отразится на вычислении скольжения (1), что, в свою очередь, повлечет увеличе-

ние погрешности в определении остальных параметров схемы замещения двигателя.

В работах [6, 8] не учитывается влияние эффекта вытеснения тока в роторе. Несомненно, значительный интерес представляет работа [9], но отсутствие в ней вычислительного алгоритма решения предложенной нелинейной системы алгебраических уравнений и записанной еще и в упрощенном виде

$$\begin{aligned} M_{\text{н}} - M(Z, s_{\text{н}}) &= 0, \\ M_{\text{н}} - M(Z, s_1) &= 0 \dots \end{aligned}$$

затрудняет использование данного метода в инженерной практике.

Большое внимание проблеме определения параметров схемы замещения асинхронного двигателя уделяется в зарубежной литературе [10–11].

В данной работе для решения задачи определения сопротивлений короткозамкнутого асинхронного двигателя по каталожным данным рассматривается система трех уравнений с тремя неизвестными (R_1 , R_2 , $x_{\text{к}}$ – индуктивное сопротивление машины), что позволило получить однозначное решение с минимальной погрешностью.

Система уравнений получена из рассмотрения уравнений электромагнитной мощности [12] в номинальном

$$P_{\text{Эн}} = \frac{U_{\text{н}}^2 R_2}{\left[\left(R_1 + \frac{R_2}{s_{\text{н}}} \right)^2 + x_{\text{к}}^2 \right] s_{\text{н}}} \quad (2)$$

и максимальном режиме

$$b_{\text{н}} P_{\text{Эн}} = \frac{U_{\text{н}}^2}{2 \left(R_1 + \sqrt{R_1^2 + x_{\text{к}}^2} \right)}. \quad (3)$$

После их преобразования получена система уравнений

$$R_1^2 + \frac{R_2^2}{s_{\text{н}}^2} - \frac{a_1}{s_{\text{н}}} R_2 + \frac{2}{s_{\text{н}}} R_1 R_2 + x_{\text{к}}^2 = 0; \quad (4)$$

$$x_{\text{к}} = \sqrt{\frac{a_1}{b_{\text{н}}} \left(\frac{a_1}{4b_{\text{н}}} - R_1 \right)}. \quad (5)$$

Коэффициент

$$a_1 = \frac{U_{\text{н}}^2}{P_{\text{Эн}}}$$

зависит от номинальных значений напряжения $U_{\text{н}}$ и электромагнитной мощности двигателя

$$P_{\text{Эн}} = \frac{(1 - d_1)\eta_{\text{н}} + d_1}{\eta_{\text{н}}} P_{\text{н}},$$

где d_1 – коэффициент, учитывающий неравенство потерь в обмотках статора и ротора машины.

Реактивная мощность рассеяния в номинальном режиме

$$Q_H = \frac{U_H^2 x_K}{\left(R_1 + \frac{R_2}{s_H}\right)^2 + x_K^2} \quad (6)$$

может быть также определена и по приближенному выражению [2]

$$Q_H = \frac{P_H}{2b_H}, \quad (7)$$

которое в самом неблагоприятном случае дает завышение не более 6 %.

Из совместного рассмотрения (3), (6), (7) получено третье уравнение

$$R_2 = a_2 x_K, \quad (8)$$

где $a_2 = \frac{2s_H b_H P_{Эн}}{P_H}$.

В результате подстановки выражений (5) и (8) в (4) получено нелинейное уравнение

$$R_1^2 + a_3 \left(1 + \frac{a_2^2}{s_H^2}\right) - \frac{a_2}{s_H} (a_1 - 2R_1) \sqrt{a_3} = 0, \quad (9)$$

где $a_3 = \frac{a_1}{b_H} \left(\frac{a_1}{4b_H} - R_1\right)$,

из решения которого определяется R_1 . Затем из (5) и (8) определяются x_K и R_2 , а индуктивные сопротивления статора и ротора – из выражений

$$x_1 = 0,42x_K;$$

$$x_2 = 0,58x_K.$$

Сопротивления намагничивающего контура R_μ , x_μ можно найти из уравнений полной мощности этой ветви

$$S_0 = S_{1H} - S_{2H} - \Delta P_{m1}. \quad (10)$$

Мощность, потребляемая из сети,

$$S_{1H} = \frac{P_H}{\eta_H \cos \varphi_H} = \frac{P_H}{\eta_H} + j \frac{P_H}{\eta_H} \operatorname{tg} \varphi_H. \quad (11)$$

Полная мощность роторной цепи

$$S_{2H} = P_{Эн} + jP_{Эн} \operatorname{tg} \psi_H. \quad (12)$$

Потери в меди главной цепи [12]

$$\Delta P_{M1} = 3I_2^2 R_1$$

можно выразить через электромагнитную мощность

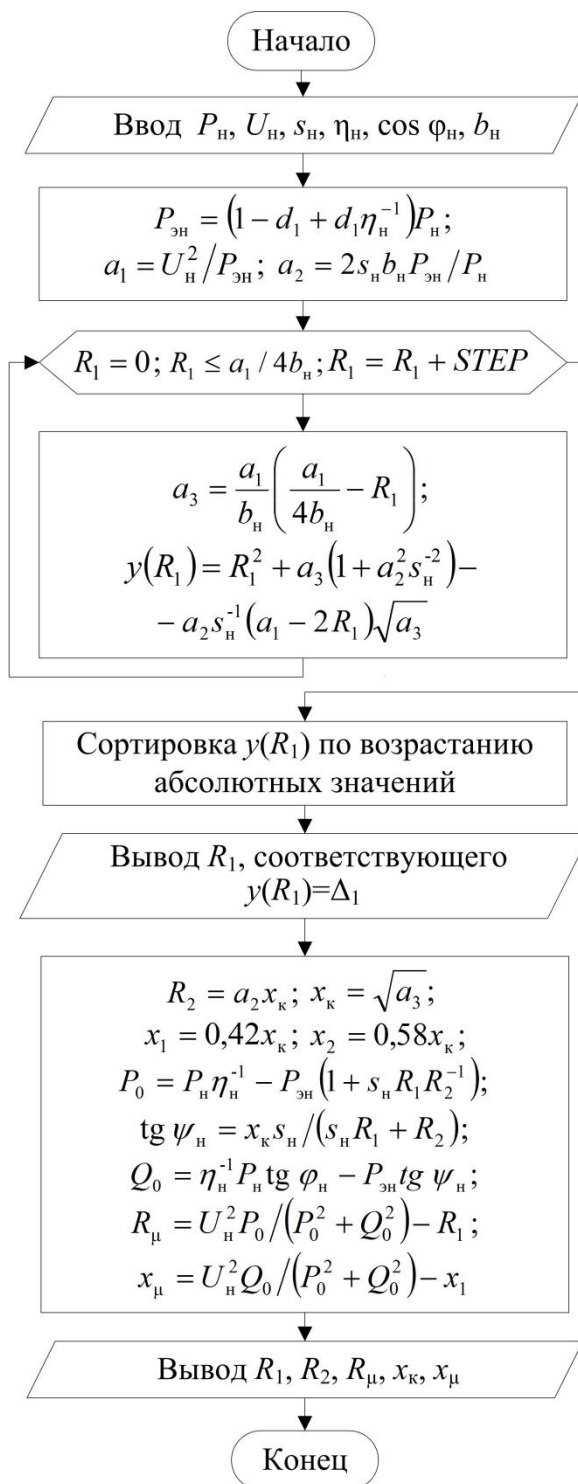
$$\Delta P_{M1} = s_H P_{Эн} \frac{R_1}{R_2}. \quad (13)$$

Из совместного рассмотрения (10) – (13) получим:

$$S_0 = P_0 + jQ_0,$$

где

$$P_0 = \frac{P_H}{\eta_H} - P_{Эн} \left(1 + \frac{s_H R_1}{R_2}\right);$$



Блок-схема алгоритма расчета $R_1, R_2, R_\mu, x_\kappa, x_\mu$

$$Q_0 = \frac{P_H \operatorname{tg} \varphi_H}{\eta_H} - P_{\text{эH}} \operatorname{tg} \psi_H;$$

$$\operatorname{tg} \psi_H = \frac{x_K s_H}{s_H R_1 + R_2}.$$

Активное и индуктивное сопротивления намагничивающего контура составляют

$$R_\mu = \frac{U_H^2 P_0}{P_0^2 + Q_0^2} - R_1; \quad x_\mu = \frac{U_H^2 Q_0}{P_0^2 + Q_0^2} - x_1.$$

На рисунке представлена блок-схема алгоритма расчета сопротивлений R_1 , R_2 , R_μ , x_K , x_μ , в котором решение уравнения (8) реализовано в пакете *Visual C#*.

В таблице приведены контрольные значения параметров схемы замещения (с индексом «э»), известные из соответствующих источников, и результаты вычислений с оценкой их погрешности.

Результаты расчетов

| | АД [6] $P_H = 15$ кВт, $U_H = 660$ В, $s_H = 0,016$, $\eta_H = 0,89$, $\cos \varphi_H = 0,89$, $b_H = 2$ | АД [12] $P_H = 250$ кВт, $U_H = 3000$ В, $s_H = 0,0249$, $\eta_H = 0,9$, $\cos \varphi_H = 0,89$, $b_H = 2,62$ |
|-----------------|---|---|
| | 1,1 | 0,7 |
| R_1 , Ом | 1,15 | 0,716 |
| δ_1 , % | 4,5 | 2,28 |
| $R_{2э}$, Ом | 0,383 | 0,795 |
| R_2 , Ом | 0,3752 | 0,795 |
| δ_2 , % | 2 | 0 |
| $x_{кэ}$, Ом | 5,52 | 5,83 |
| x_K , Ом | 5,6 | 5,87 |
| δ_3 , % | 1,4 | 0,7 |
| $x_{\muэ}$, Ом | 85,2 | 95,6 |
| x_μ , Ом | 83 | 89,5 |
| δ_4 , % | 2,6 | |
| | | $R_{1э}$, Ом |

Сопоставление расчетных данных с контрольными показывает, что погрешность вычисления сопротивлений R_1 , R_2 , x_K не превышает 5 %, сопротивления x_μ – 7 %.

Вывод. Разработанная методика позволяет с погрешностью менее 7 % производить вычисления параметров схемы замещения на основе данных справочников и каталогов при работе асинхронного двигателя в номинальном режиме.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. *Кравчик А.Э. и др.* Асинхронные двигатели серии 4А: Справочник. – М.: Энергоатомиздат, 1982.
2. *Сыромятников И.А.* Режимы работы асинхронных и синхронных двигателей. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 240 с.
3. *Осинов В.С., Котенев В.И., Кочетков В.В.* Определение параметров схем замещения асинхронных двигателей с фазным и короткозамкнутым ротором // Вестник Самарского государственного технического университета. Сер. Технические науки. – 2013. – № 3(39). – С. 175-184.
4. *Литвак Л.В., Нитусов Е.В.* Обобщенное уравнение механической характеристики короткозамкнутого асинхронного двигателя // Электричество. – 1954. – № 10. – С. 63-66.
5. *Мошинский Ю.А., Беспалов В.Я., Кирякин А.А.* Определение параметров схемы замещения асинхронной машины по каталожным данным // Электричество. – 1998. – № 4. – С. 38-42.
6. *Гридин В.М.* Расчет параметров схемы замещения асинхронных двигателей по каталожным данным // Электричество. – 2012. – № 5. – С. 40-44.
7. *Усольцев А.А.* Электрические машины: Учеб. пособие. – СПб.: НИУ ИТМО, 2013.
8. *Макеев М.С., Кувшинов А.А.* Алгоритм расчета параметров схемы замещения асинхронного двигателя по каталожным данным // Вектор науки Тольяттинского государственного университета. – 2013. – № 1(23). – С. 108-112.
9. *Сивокобыленко В.Ф., Ткаченко С.А., Деркачев С.В.* Определение параметров схем замещения и характеристик асинхронных двигателей // Электричество. – 2014. – № 10. – С. 38-44.
10. *Gastli A.* Identification of induction motor equivalent circuit parameters using the single-phase test, *IEEE Trans. Energy Conversion*, vol. 14, pp. 51-56, Mar. 1999.
11. *Peixoto Z.M.A. and Seixas P.F.* Electrical parameter estimation considering the saturation effects in induction machines, in *Proc. IEEE Power Elect. Spec. Conf.*, 2000, pp. 1563-1568.
12. *Костенко М.П., Пиотровский Л.М.* Электрические машины. В 2 ч. Ч. 2. Машины переменного тока. – Л.: Энергия, 1973.

Статья поступила в редакцию 29 января 2016 г.

DETERMINING THE RESISTANCES OF INDUCTION MOTOR BY CATALOGUE DATA

A.V. Kotenev, V.I. Kotenev, V.V. Kochetkov

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

E-mail: volodya163@mail.ru

The method of calculating parameters for equivalent circuit of the induction motor with squirrel-cage rotor is developed. These parameters are necessary for the analysis and evaluation of the engine in various modes because background information of the manufacturer does not contain of these parameters. Nominal values of active and inductive stator and rotor resistances are derived from the three solutions of algebraic equations, which are based on the equations of nominal electromagnetic power, maximum electromagnetic power and the nominal reactive power dissipation. Resistance of circuit magnetization is determined from a consideration of the balance equation full power of this branch. Method of calculation of these parameters is represented as the block diagram.

Keywords: *induction machines, parameters, determining, equivalent circuit.*

Alexandr V. Kotenev (Ph. D. (Techn.)), Associate Professor.

Viktor I. Kotenev (Dr. Sci. (Techn.)), Professor.

Vladimir V. Kochetkov, Postgraduate student.

УДК 620.9.001.5

ОПТИМИЗАЦИЯ РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЕЙ ДЛЯ УЛУЧШЕНИЯ СТАБИЛЬНОСТИ НАПРЯЖЕНИЯ И СНИЖЕНИЯ ПОТЕРЬ

Ю.П. Кубарьков, И.С. Кулаев

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

В современных системах электроснабжения дерегулирование и реструктуризация создали повышенный интерес к планированию распределенных ресурсов, так как они играют важную роль в повышении операционной эффективности. Системы распределения постоянно сталкиваются с растущими требованиями потребителей и, как правило, работают на грани перегрузок. При работе системы распределения в таких критических условиях интеграция распределенных ресурсов повышает надежность электроснабжения путем повышения стабильности напряжения и снижения потерь мощности. Таким образом, для того чтобы повысить качество и надежность питания в сетях, должны быть обеспечены оптимальный объем и расположение распределенных ресурсов.

Ключевые слова: *система распределения, планирования ресурсов, предельные нагрузочная способность, потери мощности, стабильность напряжения.*

Проблема стабильности напряжения возникла с началом развития активно-адаптивных сетей с распределенной генерацией из-за большой разницы в мощности источников и требований нагрузки, а также ограниченного расширения систем распределения из-за высокой инвестиционной стоимости оборудования. В целях удовлетворения спроса нагрузки, как правило, приходится интегрировать распределенные ресурсы в существующую систему. Распределенные ресурсы (источники активной мощности АГ или батареи статических конденсаторов БСК) при оптимальном расположении и управлении позволяют отложить или ограничить системные обновления за счет повышения энергоэффективности таких параметров, как уровни напряжения, потери мощности и допустимые пределы загрузки оборудования [1]. Однако в большинстве случаев именно достижение стабильности напряжения является серьезной проблемой, поскольку она позволяет повысить надежность электроснабжения потребителей.

Математические формулировки

Для расчета и оценки параметров режима рассмотрим радиальную электрическую сеть, представленную на рис. 1. Для этой сети, имеющей N узлов, S_N представляет исходный узел и i – любой промежуточный узел.

В радиальной распределительной сети потоки мощности обычно вычисляются с использованием набора обобщенных рекурсивных уравнений. Поэтому уравнение для активной мощности выглядит следующим образом:

Юрий Петрович Кубарьков (д.т.н., профессор), профессор кафедры «Электрические станции».

Игорь Сергеевич Кулаев, студент.

$$P_{i+1} = P_i - P_{\text{пот},i} - P_{Li+1}.$$

Аналогично уравнение для реактивной мощности может быть получено как

$$Q_{i+1} = Q_i - Q_{\text{пот},i} - Q_{Li+1} = Q_i - x_i * \frac{P_i^2 + Q_i^2}{|V_i|^2} - Q_{Li+1}.$$

Уравнение для напряжения в соответствующем узле определяется следующим образом:

$$|V_{i+1}|^2 = |V_i|^2 + \frac{r_i^2 + x_i^2}{|V_i|^2} (P_i^2 + Q_i^2) - 2 * (r_i P_i^2 + x_i Q_i^2).$$

Кроме того, потери мощности в линии между двумя узлами рассчитывается как

$$P_{\text{ном}}(i, i + 1) = r_i \frac{(P_i^2 + Q_i^2)}{|V_i|^2}.$$

Для того чтобы оценить стабильность напряжения в сети, нужно знать возможную нагрузку, которая может быть подключена к соответствующему узлу. Это может быть определено по коэффициенту нагрузки:

$$LF_{i+1} = \frac{V_i^2}{2 * (x_i P_i + r_i Q_i)^2} * \left[-(r_i P_i + x_i Q_i) + \sqrt{(r_i^2 + x_i^2)(P_i^2 + Q_i^2)} \right].$$

Коэффициент нагрузки узла $i+1$ зависит от спроса, поэтому он может меняться в зависимости от расположения распределенных источников.

Тем не менее размещение источника активной или реактивной мощности в конкретном узле не гарантирует одновременного улучшения других параметров, определяющих энергоэффективность [2].

Для оптимального размещения дополнительной генерации P и Q с целью повышения стабильности напряжения в узлах может быть использован итерационный метод расчета режимов в разомкнутых распределительных сетях.

Определение размещения распределенных ресурсов

Для оценки мест установки АГ и БСК был использован фрагмент электрической сети напряжением 6 кВ с радиальной топологией и 12 узлами (см. рис. 1). Напряжение на питающей подстанции принято $U_{\text{ном}} = 6,3$ кВ, нагрузки фиксированной мощности.

При расчете режима работы приняты следующие ограничения [3, 4]:

1. В случае АГ считается, что источник работает с коэффициентом мощности, равным единице, что определяет максимальный КПД. При высокой стоимости активной мощности это обеспечивает максимальную загрузку производственных мощностей.
2. Максимальная активная мощность генерации в конкретном узле не превышает общую мощность нагрузки в этом узле.
3. Компенсация реактивной мощности размещается в тех же узлах, что и локальная генерация, которая является более дорогостоящей, чем централизованная поставка.
4. При планировании принимается, что распределенная генерация доступна для размещения в каждом узле в любое время.
5. Окончательное местоположение АГ и БСК выбирается исходя из максимального значения целевой функции по коэффициенту нагрузки.

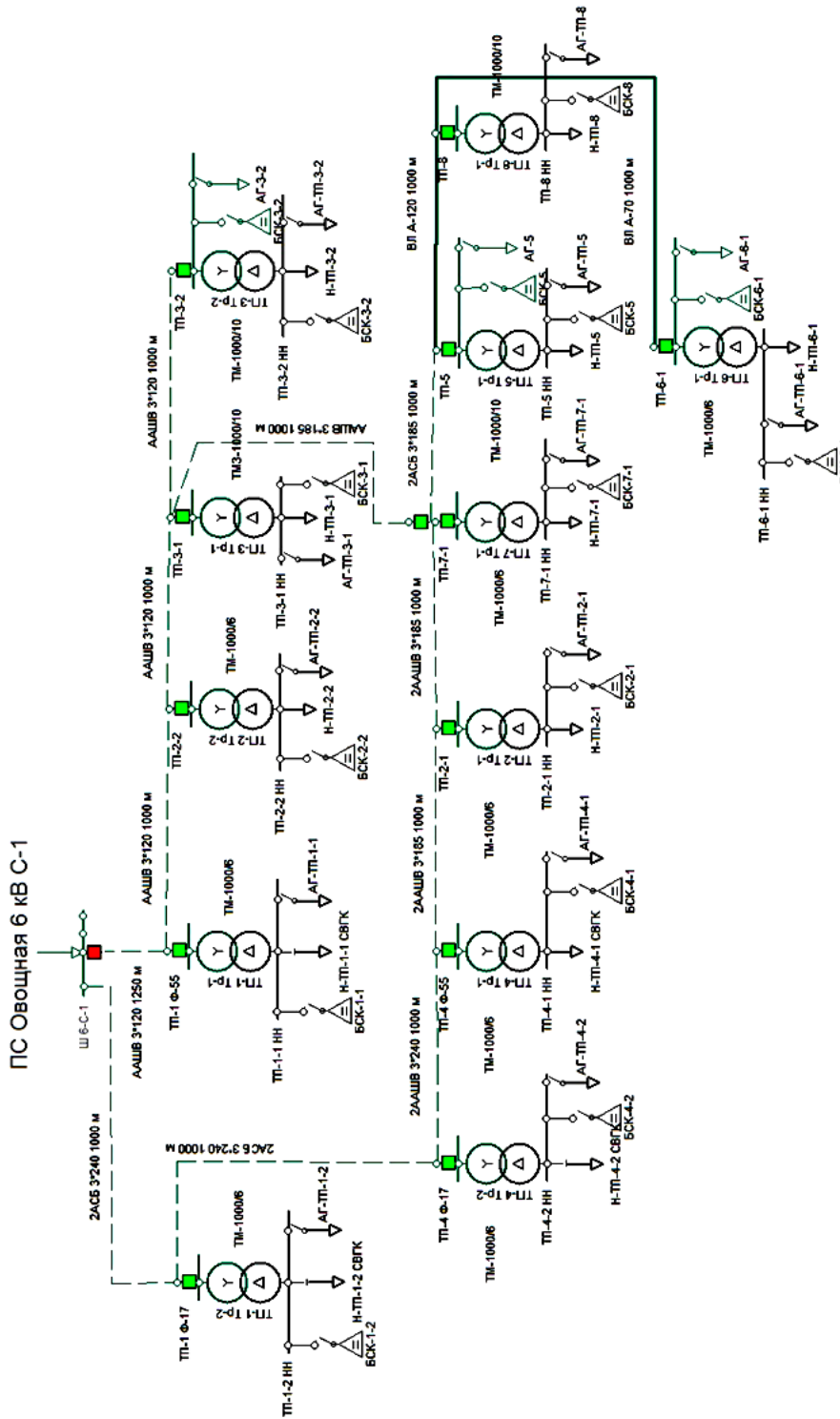


Рис. 1. Фрагмент электрической сети напряжением 6 кВ с радиальной топологией

Анализ результатов расчета

Анализ результатов расчета режима для базового варианта показал, что минимальный уровень напряжения, увеличенные потери мощности и минимальный нагрузочный предел будут в узле 9, 12. Для улучшения этих параметров рассмотрим варианты оптимального размещения распределенных источников активной (АГ) и реактивной (БСК) мощности [5, 6].

При установке БСК (рис. 2) максимальный уровень компенсации ограничивается оптимальным уровнем $\cos \phi$ источника питания и уровнем потерь мощности в сети. Уровень компенсации 3·900 квар переходит в режим перекомпенсации с увеличением потерь электроэнергии с 5,8 до 6,2 %, поэтому компенсация 3·300 квар является предельной. Установка распределенных генераторов (рис. 3) может обеспечить почти номинальный уровень напряжения в узлах сети. С другой стороны, установка распределенной генерации на уровне 3·1000 кВт (рис. 4) может быть неэффективной с точки зрения экономической окупаемости.

Таким образом, при управлении режимом работы в распределительных системах необходимо контролировать величину и расположение распределенных ресурсов для улучшения стабильности напряжения при изменении нагрузки с учетом экономической целесообразности.

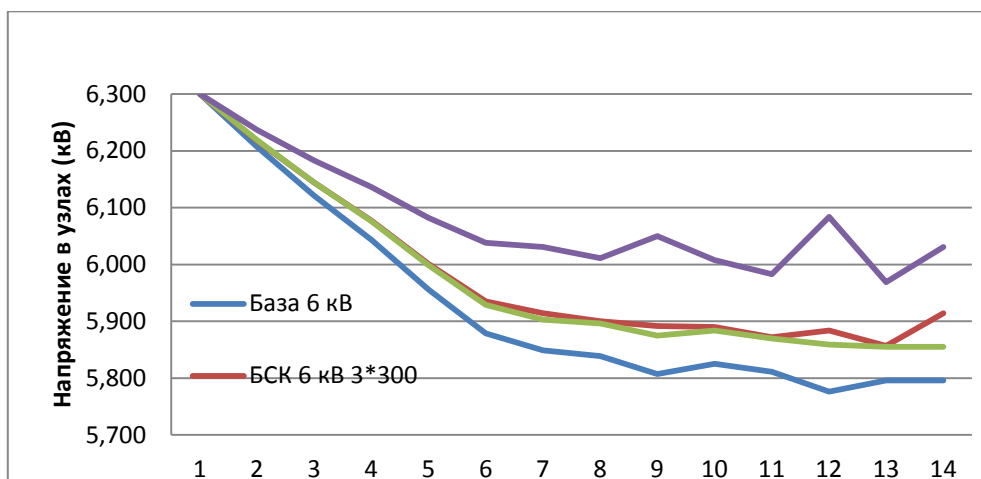


Рис. 2. Уровни напряжения в узлах на стороне 6 кВ при установке БСК

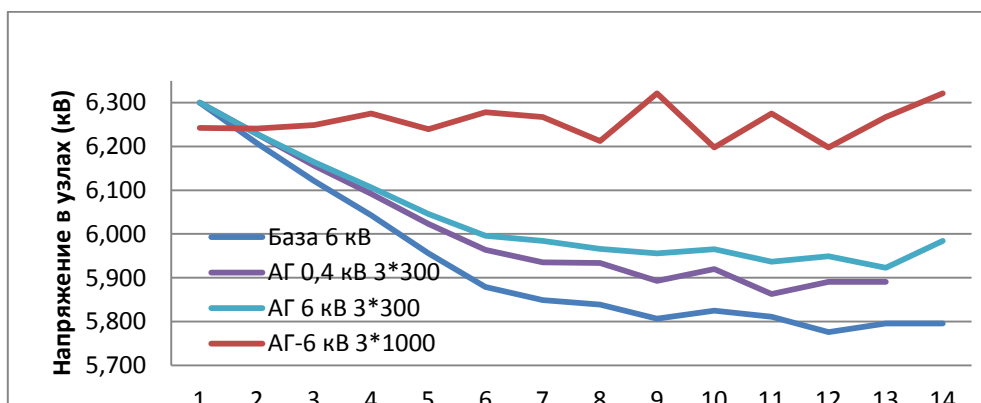


Рис. 3. Уровни напряжения в узлах на стороне 6 кВ при установке АГ

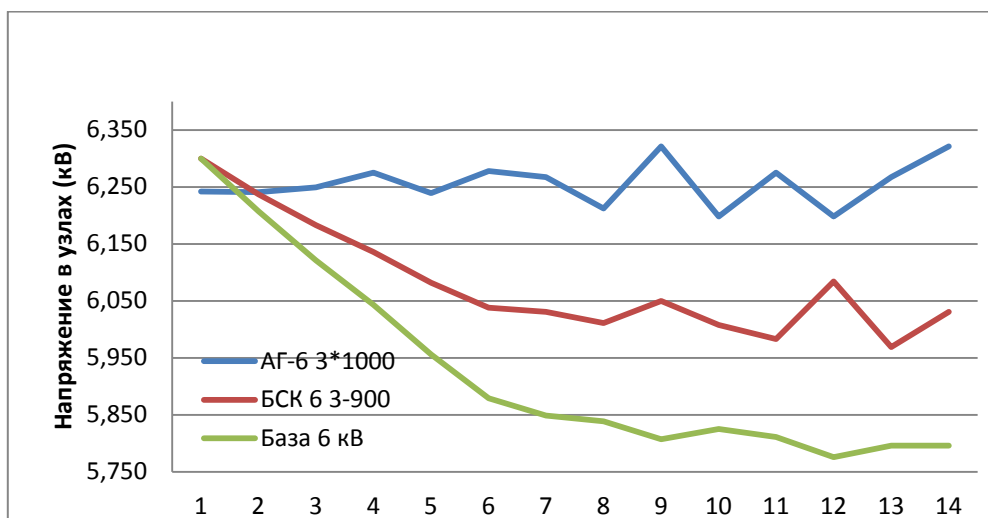


Рис. 4. Уровни напряжения в узлах на стороне 6 кВ при установке БСК или АГ оптимальной мощности

Выводы

1. Оптимальное размещение распределенных ресурсов, ориентированных на уменьшение потерь мощности, не гарантируют повышения стабильности напряжения в системе.

2. Получение размера и местоположения ресурса для разных профилей напряжения приводит к тому, что потери мощности и уровни напряжения не коррелируют.

3. Стабильность напряжения при удовлетворении спроса мощности зависит от коэффициента загрузки в каждом узле и предельной нагрузки, которая определяется для худших условий.

4. Требуется одновременное улучшение этих параметров для стабильной работы. Это позволит обеспечить повышенную надежность электроснабжения для максимального количества потребителей, однако необязательно при минимизации потерь мощности.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. *Ikbal Ali, Mini S. Thomas, Pawan Kumar.* Effect of loading pattern on the performance of reconfigured medium size distribution system, Proc. of fifth IEEE Power India Conference, 2012, DOI: 10.1109 / Power I. 2012. 6479503.
2. *Martins V.F., Borges C.L.T.* Active Distribution Network Integrated Planning Incorporating Distributed Generation and Load Response Uncertainties, IEEE Trans. Power Systems, vol. 26, no. 4, pp. 2164-2172, Nov. 2011.
3. *Su S. Yi, Chan-Nan Lu, Chang R.F., Alcaraz G.G.* Distributed Generation Interconnection Planning: A Wind Power Case Study, IEEE Trans. on Smart Grid, vol. 2, no. 1, pp. 181-189, March 2011.
4. *Ghosh S., Sherpa K.S.* An efficient method for load-flow solution of radial distribution networks, Int. J. Elect. Power Energy Syst. Eng., vol. 1, no. 2, pp. 108-115, 2008.
5. *Jasmon G.B., Lee L.H.C.C.* Distribution Network Reduction for Voltage Stability Analysis and Load Flow Calculations, Electric Power and Energy System, vol. 13, pp. 9-13, 2003.
6. *Гольдштейн В.Г., Кубарьков Ю.П., Макаров Я.В.* Сохранение стабильного уровня напряжения в сетях с помощью мультиагентных систем // Электрооборудование – эксплуатация и ремонт. – 2015. – № 8. – С. 42-49.

Статья поступила в редакцию 27 января 2016 г.

REINFORCEMENT OF DISTRIBUTION NETWORKS TO IMPROVE STABILITY OF VOLTAGE AND TO DECREASE POWER LOSS

Y.P. Kubarkov, I.S. Kulaev

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

In modern systems, electricity deregulation and restructuring have created an increased interest in the planning of distributed resources, as they play an important role in improving operational efficiency. Distribution systems are constantly faced with ever-increasing demands of consumers and, as a rule, work on the verge of overload. When the distribution system is in critical conditions, the integration of distributed resources increases the reliability of power supply by increasing the voltage stability and reduce power loss. Thus, in order to improve the quality and reliability of power supply networks, must be provided with an optimum size and location of the allocated resources.

Keywords: *distribution system, resource planning, the limit load capacity, power loss, voltage stability.*

УДК 62-83

ОПТИМАЛЬНОЕ ПО БЫСТРОДЕЙСТВИЮ УПРАВЛЕНИЕ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКОЙ ПОЗИЦИОННОЙ СИСТЕМОЙ

В.П. Курган, А.А. Панкин

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

E-mail: kurganvp@yandex.ru, pankinaa@yandex.ru

Определяются оптимальные законы изменения тока и скорости электромеханической позиционной системы, при которых обеспечивается при заданном перемещении (производительности) и заданных тепловых потерях минимальное время перемещения (максимум быстродействия). В результате получена формула минимального времени отработки заданного перемещения позиционной системой. Практически реализовать полученные экстремали тока якоря и скорости при кратковременном режиме работы позиционного электропривода можно применяя высокомоментные двигатели постоянного тока, которые регулируются управляемыми преобразователями с регулируемым токоограничением.

Ключевые слова: регулируемое токоограничение, высокомоментные двигатели, позиционный электропривод, оптимальный закон, минимальное время перемещения.

В настоящее время широко распространен способ управления позиционным электроприводом, при котором минимизируется время перемещения рабочего органа позиционной следящей системы. Наилучшей по быстродействию считается прямоугольная диаграмма тока якоря ее электропривода с двигателем постоянного тока и треугольная диаграмма скорости, представленные на рис. 1 соответствующими графиками I_d и ω [1, 2, 3].

Однако пользуясь методами вариационного исчисления [4], можно при тех же допущениях определить экстремали для тока якоря I_d и угловой скорости ω при заданных тепловых потерях в исполнительном двигателе Q_c и заданной величине углового перемещения рабочего органа Θ_k , решая задачу оптимального управления на минимальное время отработки заданного перемещения, в результате которого достигается максимальное быстродействие позиционного электропривода. Определим его.

Пусть имеем основное уравнение движения электропривода

$$j \frac{d\omega}{dt} = k\Phi \cdot I_d - M_c,$$

где j – момент инерции;
 k – конструктивный коэффициент;
 M_c – момент сопротивления.

Владимир Павлович Курган (к.т.н., доц.), доцент кафедры «Электропривод и промышленная автоматика».

Алексей Александрович Панкин, старший преподаватель.

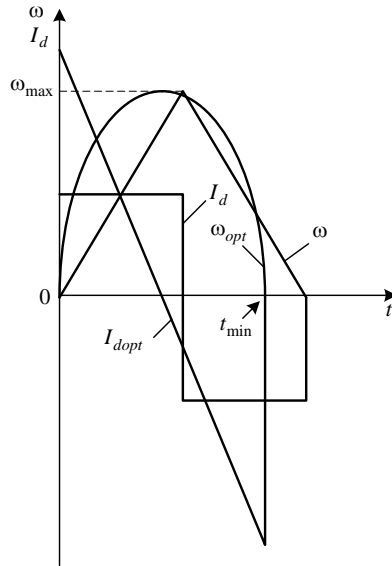


Рис. 1. Диаграммы тока и скорости позиционного электропривода постоянного тока

Введем допущения: магнитный поток $\Phi = const$; скорость идеального холостого хода $\omega_0 = const$; момент короткого замыкания $M_k = const$; ток короткого замыкания $I_k = const$, где $\omega_0 = \frac{U_d}{k\Phi}$; $M_k = k\Phi \cdot I_k$; U_d – напряжение на якоре.

Умножим основное уравнение движения на $\frac{\omega_0}{M_k}$; тогда, преобразуя его, получим

$$T_M \frac{d\omega}{dt} = \omega_0 \frac{I_d}{I_k} - \frac{M_c}{M_k} \omega_0, \quad (1)$$

так как $j \frac{\omega_0}{M_k} = T_M$, где T_M – электромеханическая постоянная времени двигателя.

Перепишем уравнение (1) в виде

$$\frac{d \frac{\omega}{\omega_0}}{d \frac{t}{T_M}} = \frac{I_d}{I_k} - \frac{M_c}{M_k}.$$

$$\text{Обозначим: } \frac{\omega}{\omega_0} = v; \frac{I_d}{I_k} = i; \frac{M_c}{M_k} = \mu; \frac{t}{T_M} = \tau,$$

тогда уравнение движения электропривода (1) в относительных единицах запишется в виде

$$\frac{dv}{d\tau} = i - \mu. \quad (2)$$

В относительных единицах заданное перемещение α_c и тепловые потери q_c соответственно

$$\alpha_c = \int_0^{\tau_c} v(\tau) d\tau; \quad (3)$$

$$q_c = \int_0^{\tau_c} i^2 d\tau. \quad (4)$$

При этом необходимо найти минимум функционала

$$J = \tau_{\min} = \int_0^{\tau_c} d\tau. \quad (5)$$

Таким образом, требуется найти такой закон управления током якоря во времени $i(\tau)$, чтобы для объекта управления (2) при заданном перемещении исполнительного механизма (3) и заданных тепловых потерях в якоре двигателя (4) обеспечивался минимум критерия J по (5), то есть достигалось максимальное быстродействие электропривода.

Выразим из (2) ток i :

$$i = v' + \mu. \quad (6)$$

Подставим (6) в (4):

$$q_c = \int_0^{\tau_c} (v' + \mu)^2 d\tau. \quad (7)$$

При этом искомой экстремалью будет не $i(\tau)$, а $v(\tau)$.

Данная задача является классической задачей на условный экстремум, причем со смешанными ограничениями, где уравнение (2) – это условие типа дифференциальной связи, что относит ее к изопериметрической задаче по методу Лагранжа. Применим эту методику [1, 2, 3].

Составим функцию Лагранжа:

$$L(v, v', \lambda) = 1 + \lambda_1 v + \lambda_2 (v' + \mu)^2. \quad (8)$$

Составим уравнение Эйлера:

$$\frac{\partial L}{\partial v} - \frac{d}{d\tau} \left(\frac{\partial L}{\partial v'} \right) = 0; \quad (9)$$

$$\frac{\partial L}{\partial v} = \lambda_1; \quad (10)$$

$$\frac{\partial L}{\partial v'} = 2\lambda_2 (v' + \mu);$$

$$\frac{d}{d\tau} \left(\frac{\partial L}{\partial v'} \right) = 2\lambda_2 v''. \quad (11)$$

Подставим (10) и (11) в (9):

$$\frac{d^2 v}{d\tau^2} = \frac{\lambda_1}{2\lambda_2} = \lambda,$$

отсюда, интегрируя, получим

$$\frac{dv}{d\tau} = \lambda\tau + C_1; \quad (12)$$

$$v(\tau) = \frac{\lambda}{2} \tau^2 + C_1 \tau + C_2. \quad (13)$$

Для определения λ , C_1 и C_2 используем соотношения (3) и (4) и краевые условия задачи для двух концов траектории. Для позиционной системы управления положим, что

$$\begin{cases} v(0) = v_0 \text{ при } \tau = 0; \\ v(\tau_c) = v_k \text{ при } \tau = \tau_c. \end{cases} \quad (14)$$

Подставим (13) в (3):

$$\alpha_c = \int_0^{\tau_c} v(\tau) d\tau = \frac{\lambda}{6} \tau_c^3 + \frac{C_1}{2} \tau_c^2 + C_2 \tau_c. \quad (15)$$

Положим для простоты в (7) $\mu = 0$ и подставим в него (12):

$$\begin{aligned} q_c &= \int_0^{\tau_c} v'^2 d\tau = \int_0^{\tau_c} (\lambda\tau + C_1)^2 d\tau = \int_0^{\tau_c} (\lambda^2 \tau^2 + 2\lambda\tau C_1 + C_1^2) d\tau = \\ &= \frac{\lambda^2}{3} \tau_c^3 + \lambda C_1 \tau_c^2 + C_1^2 \tau_c. \end{aligned} \quad (16)$$

Подставим (14) в (13), тогда получим

$$v(\tau_c) = v_k = \frac{\lambda}{2} \tau_c^2 + C_1 \tau_c + C_2. \quad (17)$$

При нулевых граничных условиях, когда $v_0 = v_k = 0$, из (13) получим

$$C_2 = 0, \quad (18)$$

а из выражения (17)

$$C_1 = -\frac{\lambda}{2} \tau_c. \quad (19)$$

Подставим (18) и (19) в (15) $\frac{\lambda}{6} \tau_c^3 - \frac{\lambda}{4} \tau_c^3 = \alpha_c$, откуда

$$\lambda = -\frac{12\alpha_c}{\tau_c^3}. \quad (20)$$

Подставим (19) в (16):

$$\frac{\lambda^2}{3} \tau_c^3 - \frac{\lambda^2}{2} \tau_c^3 + \frac{\lambda^2}{4} \tau_c^3 = q_c,$$

откуда

$$\lambda^2 \frac{\tau_c^3}{12} = q_c. \quad (21)$$

Подставим (20) в (21), тогда получим

$$\tau_c = \sqrt[3]{\frac{12\alpha_c^2}{q_c}}. \quad (22)$$

Подставим (18), (19) и (20) в (13):

$$v(\tau) = \frac{q_c}{2\alpha_c} \left(\sqrt[3]{\frac{12\alpha_c^2}{q_c} \tau - \tau^2} \right). \quad (23)$$

С учетом (6) при $\mu = 0$ продифференцируем (23), тогда получим

$$i(\tau) = v'(\tau) = \frac{q_c}{2\alpha_c} \left(\sqrt[3]{\frac{12\alpha_c^2}{q_c} - 2\tau} \right). \quad (24)$$

Подставляем (22) в (5) получаем, что минимум функционала равен

$$\tau_{\min} = \sqrt[3]{\frac{12\alpha_c^2}{q_c}}. \quad (25)$$

Т. е. это минимальное время отработки заданного перемещения при заданных тепловых потерях в якоре двигателя.

Переведем формулы (23), (24) и (25) из относительных единиц. Тогда оптимальный закон регулирования скорости двигателя имеет вид

$$\omega_{opt}(t) = \frac{Q_c \omega_0^2 R_d}{2\Theta_k U_{dn}^2 T_M^2} \left(\sqrt[3]{\frac{12\Theta_k^2 U_{dn}^2 T_M^2}{\omega_0^2 Q_c R_d} t - t^2} \right);$$

при оптимальном законе изменения тока якоря

$$I_{dopt}(t) = I_k \frac{Q_c \omega_0^2 R_d}{2\Theta_k U_{dn}^2 T_M^2} \left(\sqrt[3]{\frac{12\Theta_k^2 U_{dn}^2 T_M^2}{\omega_0^2 Q_c R_d} t - 2t} \right).$$

Соответствующие графики ω_{opt} и I_{dopt} представлены на рис. 1.

В результате получим формулу минимального времени отработки заданного перемещения при заданных тепловых потерях в якоре двигателя

$$t_{\min} = T_M \sqrt[3]{\frac{12\Theta_k^2 U_{dn}^2}{\omega_0^2 Q_c R_d T_M}},$$

где U_{dn} – номинальное напряжение на якоре двигателя.

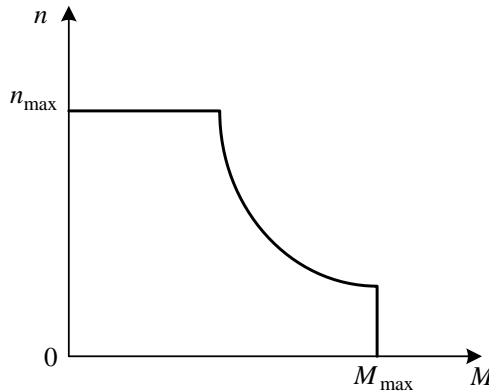


Рис. 2. Зависимость максимального значения момента двигателя от скорости

Известно [5], что высокомоментные двигатели постоянного тока имеют нелинейную характеристику максимального допустимого тока якоря от скорости, позволяющую на малых скоростях иметь значительно большую перегрузочную способность по току, чем на максимальной скорости. Соответствующая зависимость максимального момента (тока) двигателя от скорости представлена на рис. 2 [5].

Это позволяет практически реализовать полученные выше экстремали тока якоря и скорости при кратковременном режиме работы позиционного электропривода, применяя управляемые электроприводы постоянного тока с блоками нелинейного токоограничения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. *Сабинин Ю.А.* Позиционные и следящие электромеханические системы: Учеб. пособие для вузов. – СПб.: Энергоатомиздат; Санкт-Петербургское отд-е, 2001. – 208 с.: ил.
2. *Ключев В.И.* Теория электропривода: Учеб. для вузов.— 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Энергоатомиздат, 2001. – 704 с.: ил.
3. *Ильинский Н.Ф.* Основы электропривода: Учеб. пособие. – М.: Изд-во МЭИ, 2003. – 141 с.: ил.
4. *Петров Ю.П.* Вариационные методы теории оптимального управления. – Л., 1977. – 280 с.: ил.
5. *Усынин Ю.С.* Системы управления электроприводов: Учеб. пособие. – 2-е изд., испр. и доп. – Челябинск: Изд-во ЮУрГУ, 2004. – 328 с.

Статья поступила в редакцию 2 февраля 2016 г.

THE MINIMUM TIME CONTROL OF ELECTROMECHANICAL POSITIONAL SYSTEM

V.P. Kurgan, A.A. Pankin

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

The optimal laws of current change and speed of electromechanical positional system which provide minimum movement time for a demand movement and demand heat losses are defined in this article. The result is the formula for the time minimum during which the positional system performs the demand movement. The obtained armature current and speed extremals of positional electro drive in short-time duty can be implemented by using of high-torque direct current motors which are regulated by controlled converter with adjustable current-limit.

Keywords: adjustable current-limit, high-torque motors, positional electro drive, optimal law, minimum movement time.