

ГОРНОЕ МАШИНОВЕДЕНИЕ

УДК 621.314:621.382:621.314.572

НОВЫЙ МЕТОД СТАБИЛИЗАЦИИ НАПРЯЖЕНИЯ В АВТОНОМНОЙ СИСТЕМЕ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ ГОРНЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ

Б. Ф. Симонов¹, С. А. Харитонов^{2,3}, Е. Я. Букина³, Д. В. Макаров³, А. С. Харитонов³

¹Институт горного дела им. Н. А. Чинакала СО РАН,

E-mail: Simonov_BF@mail.ru, Красный проспект, 54, 630091, г. Новосибирск, Россия

²Национальный исследовательский Томский политехнический университет,

E-mail: Kharit1@yandex.ru, просп. Ленина, 30, 634050, г. Томск, Россия

³Новосибирский государственный технический университет,

E-mail: sbv793@yandex.ru, просп. К. Маркса, 20, 630073, г. Новосибирск, Россия

Анализируются энергетические процессы в автономной системе электроснабжения, содержащей синхронный генератор с возбуждением от постоянных магнитов и полупроводниковый преобразователь электрической энергии. Определены токи, напряжения и мощности основных элементов системы, выявлены режимы ее работы при изменении величины и характера нагрузки для постоянной частоты выходного напряжения. Предложен параметрический закон управления полупроводниковым преобразователем, включенным последовательно с нагрузкой и генерирующим реактивную мощность. Определено влияние преобразователя на основные расчетные параметры и энергетические характеристики синхронного генератора и системы в целом.

Система электроснабжения, стабильное напряжение, синхронный генератор, энергетические характеристики, постоянная частота, полупроводниковый преобразователь, реактивная мощность

Настоящая статья является развитием исследований [1 – 19], в том числе посвященных стабилизации выходного напряжения синхронного генератора (СГ) с возбуждением от постоянных магнитов при работе в составе автономных систем электроснабжения переменного тока со стабильной и переменной частотой выходного напряжения [4, 12, 19].

Проблематика данных вопросов возникает не в больших энергетических системах, где все параметры напряжения сети нормируются до долей процентов, а в автономных системах генерирования электрической энергии, характерных для горнодобывающих предприятий. Потребителями в таких системах являются механизмы угольных комбайнов, экскаваторов, конвейеров, дробилок и других устройств, в которых возникают перегрузки, в 1.5 – 2 раза превышающие номинальные. Это, в свою очередь, приводит к нестабильности частоты и амплитуды выходного напряжения генератора в энергосистеме.

Работа выполнена при финансовой поддержке Минобрнауки России в рамках ФЦП “Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014 – 2020 гг.” (Соглашение о предоставлении субсидии № 14.577.21.0198, уникальный идентификатор ПНИЭР — RFMEFI57715X0198).

В [4] предложен вариант стабилизации выходного напряжения в автономной системе генерирования трехфазного синусоидального переменного тока за счет последовательного включения в канале генерирования полупроводникового преобразователя (ПП) частоты. Определены достоинства и области применения данного варианта стабилизации для случая переменной частоты вращения вала СГ. При постоянной частоте вращения вала СГ и частоте выходного напряжения системы генерирования ($n = \text{const}$, $\omega = \text{const}$) снижаются требования к установленной мощности ПП и СГ, так как возмущающими факторами являются только величина и характер нагрузки. Для этого варианта использования системы проводится анализ электрических процессов (определяются токи и напряжения) с целью оценки основных энергетических параметров синхронного генератора и полупроводникового преобразователя, а также с целью определения закона управления преобразователем, обеспечивающего постоянство действующего значения выходного напряжения ($U_L = \text{const}$).

Подобный принцип стабилизации выходного напряжения в автономной системе электропитания может быть реализован с помощью различных вариантов построения функциональных схем, один из них приведен в [4], другой представлен на рис. 1. Здесь применен согласующий трансформатор ТР, что позволяет гибко подходить к выбору параметров ПП. На рис. 1: СГ — синхронный генератор с возбуждением от постоянных магнитов; ПП — полупроводниковый преобразователь, содержащий ИН — инвертор напряжения с высокочастотным широтно-импульсным модулятором (ШИМ); С — конденсаторы емкостного фильтра для входных токов ИН; ТК — тиристорный коммутатор для шунтирования ИН в режимах короткого замыкания в нагрузку (ТК может быть установлен и на вторичной стороне согласующего трансформатора для его шунтирования в режиме короткого замыкания в нагрузку); C_ϕ — конденсаторы емкостных фильтров для подавления высокочастотных составляющих, генерируемых ИН; ЗВУ — зарядно-выпрямительное устройство, формирующее постоянное напряжение на входе ИН (ЗВУ можно исключить из системы, если использовать специальные алгоритмы работы ИН, обеспечивающие заряд конденсаторов С); u_G, u_{TP}, u_{VS}, u_L — мгновенные значения напряжений на зажимах СГ, вторичной и первичной обмотках ТР и нагрузки.

Оценка энергетических параметров проводится при допущении, что полупроводниковые элементы ПП, трансформатор ТР и конденсаторы фильтров являются “идеальными”, частота ШИМ значительно больше частоты напряжения СГ, активные потери в генераторе равны нулю.

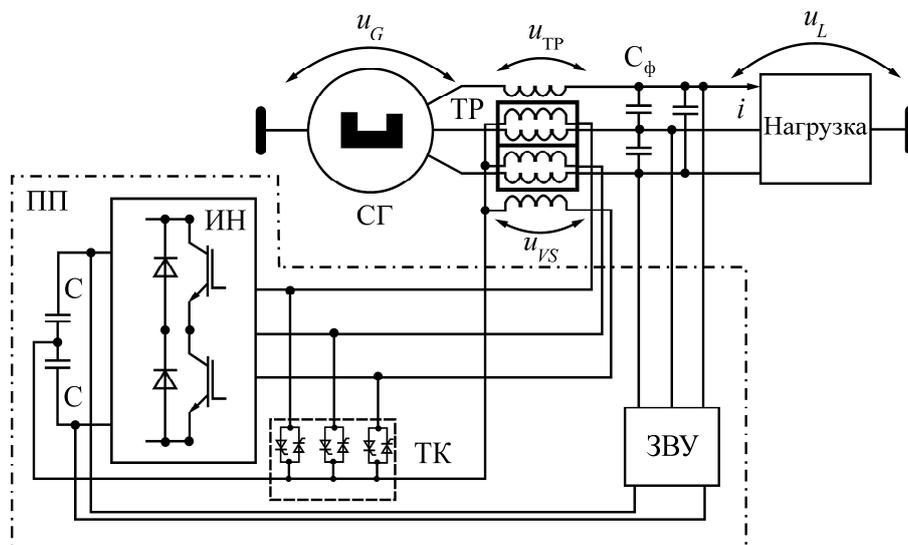


Рис. 1. Функциональная схема системы электропитания с согласующим трансформатором

Принцип действия системы состоит в следующем. Синхронный генератор формирует синусоидальное трехфазное напряжение с постоянной частотой ω , величина и фаза его выходного напряжения u_G изменяются при изменении величины и характера тока нагрузки i . Напряжение на нагрузке определяется соотношением $u_L = u_G - u_{TP}$, при этом действующее значение напряжения U_L поддерживается постоянным за счет соответствующего изменения напряжения u_{VS} . Стабилизация напряжения U_L осуществляется за счет формирования с помощью ИН напряжения u_{TP} , ортогонального по основной гармонике току нагрузки. Это означает, что при принятых допущениях преобразователь генерирует только реактивную мощность, изменяющуюся по величине и знаку.

Далее, основываясь на сделанных допущениях и известных способах приведения электрической цепи с первичной обмотки трансформатора к вторичной, принято $u_{TP} = u_{VS}$. В результате такого приведения появляется возможность воспользоваться математической моделью системы по основной гармонике с частотой ω , предложенной в [4]. Отличие будет заключаться в том, что частота напряжения синхронного генератора постоянна ($\omega = \text{const}$).

Возьмем для исследования вращающуюся с частотой ω систему “ $d-q$ ” координат, ориентированную по потоку постоянных магнитов ротора. Выбрав в качестве переменных действующее значение тока генератора I и фазу этого тока относительно выходного напряжения СГ φ , используя соотношения, полученные в [4], имеем:

$$\begin{aligned} U_{Ld} &= X_q I \cos \beta + U_{VS} \cos \beta, \\ U_{Lq} &= E_0 - X_d I \sin \beta - U_{VS} \sin \beta, \\ E_0 &= U_L \cos(\beta - \varphi) + U_{VS} \sin \beta + X_d I \sin \beta, \end{aligned} \quad (1)$$

где

$$\begin{aligned} \cos \beta &= \frac{U_L \cos \varphi}{\sqrt{(U_L \sin \varphi + X_q I + U_{VS})^2 + (U_L \cos \varphi)^2}}, \\ \sin \beta &= \frac{U_L \sin \varphi + X_q I + U_{VS}}{\sqrt{(U_L \sin \varphi + X_q I + U_{VS})^2 + (U_L \cos \varphi)^2}}. \end{aligned} \quad (2)$$

Здесь X_d, X_q — индуктивные сопротивления генератора по продольной и поперечной осям соответственно; E_0 — ЭДС холостого тока, создаваемая постоянными магнитами; U_{VS}, U_L — действующие значения основных гармоник напряжений ПП и СГ; $\cos \varphi$ — коэффициент мощности нагрузки по основным гармоникам тока и напряжения.

Соотношения (1) и (2) позволяют определить функциональные зависимости $U_{VS} = f(I, \cos \varphi)$, $U_G = \xi(I, \cos \varphi)$ для обеспечения номинального значения напряжения на нагрузке $U_L = U_{Lnom}$ при заданных X_d, X_q, E_0 , а также рассчитать полные мощности полупроводникового преобразователя и синхронного генератора.

При расчетах воспользуемся относительными единицами, которые будем обозначать X^* . В качестве базовых примем номинальные значения напряжения, тока и полной мощности нагрузки, т. е. $U_b = U_{Lnom}$, $I_b = I_{nom}$, $S_b = 3U_{Lnom}I_{nom}$. Введем обозначения:

$$k_L = \frac{L_q}{L_d}, \quad k_{sc} = \frac{I_{sc}}{I_{nom}},$$

где L_q , L_d — индуктивности по осям q и d ; I_{sc} — расчетное значение тока короткого замыкания; коэффициенты k_L и k_{sc} характеризуют различие магнитных сопротивлений СГ по поперечной и продольной осям, а также превышение расчетного тока короткого замыкания СГ над номинальным.

Ток короткого замыкания при принятых допущениях определяется из соотношения

$$I_{sc} = \frac{E_0}{X_d}.$$

Отсюда можно рассчитать величину X_d при заданном значении ЭДС E_0 :

$$X_d = \frac{E_0}{I_{kz}} = \frac{E_0}{k_{kz} I_{nom}}. \quad (3)$$

Используя относительные единицы в выражениях (1)–(3), вычислим значение ЭДС холостого хода ($E_0^* = E_0 / U_{nom}$) из следующего трансцендентного уравнения:

$$E_0^* = \frac{1 + (1 + k_L) \frac{E_0^*}{k_{sc}} \sin \varphi + k_L \left(\frac{E_0^*}{k_{sc}} \right)^2}{\sqrt{1 + 2 \frac{E_0^*}{k_{sc}} k_L \sin \varphi + \left(\frac{E_0^*}{k_{sc}} k_L \right)^2}}. \quad (4)$$

Зная E_0^* , найдем из (1), (2) уравнение для определения относительного значения напряжения ПП U_{VS}^* , при котором обеспечивается $U = U_{nom}$ для заданного значения тока в нагрузке I^* и $\cos \varphi$. Это уравнение имеет вид

$$\frac{1 + (1 + U_{VS}^*)^2 + \frac{E_0^* I^*}{k_{sc}} k_L \left(\frac{E_0^* I^*}{k_{sc}} + U_{VS}^* + \sin \varphi \right) + \frac{E_0^* I^*}{k_{sc}} (U_{VS}^* + \sin \varphi) + 2 U_{VS}^* \sin \varphi}{\sqrt{1 + 2 \left(U_{VS}^* + \frac{E_0^* I^*}{k_{sc}} k_L \right) \sin \varphi + \left(U_{VS}^* + \frac{E_0^* I^*}{k_{sc}} k_L \right)^2}} - E_0^* = 0. \quad (5)$$

При известном значении напряжения U_{VS}^* , согласно выводам [4], определим относительное значение напряжения СГ:

$$U_G^* = \sqrt{(1 + U_{VS}^* \sin \varphi)^2 + (U_{VS}^* \cos \varphi)^2} = \sqrt{1 + 2 U_{VS}^* \sin \varphi + (U_{VS}^*)^2}. \quad (6)$$

Относительные значения полной мощности ПП S_{VS}^* , СГ S_G^* и всей системы генерирования S_Σ^* найдем из следующих соотношений:

$$S_{VS}^* = I^* U_{VS}^*, \quad S_G^* = I^* U_G^*, \quad S_\Sigma^* = S_{VS}^* + S_G^*. \quad (7)$$

Учитывая, что ПП не генерирует и не потребляет активной мощности, коэффициент мощности синхронного генератора запишется так:

$$\chi_G = \frac{3 U_L I \cos \varphi}{3 U_G I} = \frac{\cos \varphi}{U_G^*}. \quad (8)$$

КОЛИЧЕСТВЕННАЯ ОЦЕНКА НАПРЯЖЕНИЙ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ И ГЕНЕРАТОРА, ОБЕСПЕЧИВАЮЩИХ ПОСТОЯНСТВО ВЫХОДНОГО НАПРЯЖЕНИЯ СИСТЕМЫ ГЕНЕРИРОВАНИЯ

Будем полагать, что в номинальном режиме работы системы электроснабжения $I = I_{nom}$ напряжение на выходе СГ равно напряжению на нагрузке $U_G = U_L$. Очевидно, что ПП формирует нулевое напряжение $U_{VS} = 0$. Кроме того, при проектировании автономных систем электроснабжения задается режим перегрузки, характеризующийся током I_{max} . При этом значении тока напряжение на зажимах нагрузки должно быть равно номинальному, на практике $I_{max} = (1.5 - 2)I_{nom}$. Кроме режима перегрузки, в технических требованиях к системе электроснабжения задается ток короткого замыкания I_{sc} , а коэффициент превышения расчетного тока короткого замыкания СГ над номинальным током $k_{sc} = I_{sc} / I_{nom}$ принимается равным 2–4. Такое превышение тока короткого замыкания I_{sc} над номинальным током нагрузки I_{nom} обеспечивает селективное отключение неисправных нагрузок за счет срабатывания автоматов или плавких предохранителей.

В [14, 16] показано, что влияние коэффициента k_L при $0.5 \leq k_L \leq 2$ на действующее значение токов и напряжений системы незначительно, различие между E_0^* , U_{VS}^* при $k_L = 1$ и $k_L \neq 1$ не превышает ошибки, возникающей в результате принятых допущений. По этой причине оценка этих величин при данном способе стабилизации напряжения может быть проведена при $k_L = 1$. Тогда из соотношений (1)–(5) получим:

$$E_0^*(\varphi, k_{sc}) = \frac{\frac{\sin \varphi}{k_{sc}} + \sqrt{1 - \left(\frac{\cos \varphi}{k_{sc}}\right)^2}}{1 - \left(\frac{1}{k_{sc}}\right)^2}, \quad (9)$$

$$U_{VS}^* = \sqrt{[E_0^*(\varphi, k_{sc})]^2 - (\cos \varphi)^2} - \sin \varphi - \frac{I^* E_0^*(\varphi, k_{sc})}{k_{sc}}. \quad (10)$$

Последнее соотношение представляет собой закон изменения модуля управляющего сигнала в “ $d-q$ ” координатах полупроводниковым преобразователем на базе инвертора напряжения. При этом фаза сигнала составляет $\pm \pi / 2$ относительно тока нагрузки. Данный закон обеспечивает стабилизацию выходного напряжения системы генерирования при изменении величины и характера нагрузки.

Учитывая, что $k_{sc} = I_{sc} / I_{nom} = E_0 / X_d I_{nom}$, соотношение (9) при заданных номинальных параметрах нагрузки определяет взаимосвязь между параметрами генератора E_0 и X_d . Характер влияния коэффициента k_{sc} на величину E_0^* очевиден, т. е. с ростом этого коэффициента уменьшается значение необходимой ЭДС E_0^* , так как внешняя характеристика генератора становится более “жесткой”. С ростом индуктивного характера нагрузки увеличивается реакция якоря, вследствие чего возникает необходимость увеличения E_0^* .

Дальнейший анализ энергетических параметров выполнен при условии, что номинальный режим выбран при $\cos \varphi_{nom} = 0.8$, из этих соображений выбирается величина E_0^* , напряжение на нагрузке постоянно и равно U_{Lnom} .

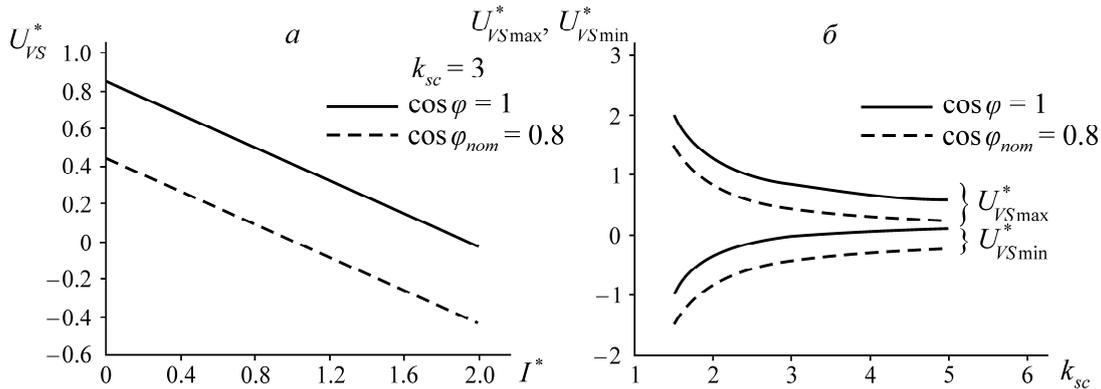


Рис. 2. Зависимости: *a* — относительного значения напряжения ПП от относительного значения тока нагрузки; *б* — максимального и минимального напряжений ПП от коэффициента k_{sc}

Зависимость $U_{VS}^*(I^*)$ для двух значений коэффициента мощности нагрузки и $k_{sc} = 3$ приведена на рис. 2*a*. Как следует из (10) и рис. 2*a*, она носит линейный характер, при этом

$$\frac{dU_{VS}^*}{dI^*} = -\frac{E_0^*}{k_{sc}} = -\frac{X_d}{U_{Lnom} / I_{nom}}.$$

Обозначим напряжение на ПП при $I^* = 0$ как U_{VSmax}^* , а при $I^* = I_{max}^*$ как U_{VSmin}^* . Тогда, согласно (10), имеем:

$$\begin{cases} U_{VSmax}^* = \sqrt{[E_0^*(\varphi_{nom}, k_{sc})]^2 - (\cos \varphi)^2} - \sin \varphi; \\ U_{VSmin}^* = \sqrt{[E_0^*(\varphi_{nom}, k_{sc})]^2 - (\cos \varphi)^2} - \sin \varphi - \frac{I_{max}^* E_0^*}{k_{sc}}. \end{cases} \quad (11)$$

На рис. 2*б* показана зависимость U_{VSmax}^* и U_{VSmin}^* от коэффициента k_{sc} . Как следует из рис. 2 и соотношения (11), максимальное по модулю напряжение на ПП получено при $\cos \varphi = 1$, $I^* = 0$:

$$U_{VSmax}^* = \sqrt{[E_0^*(\varphi_{nom}, k_{sc})]^2 - 1}.$$

Максимальное напряжение ПП не превышает напряжение нагрузки во всех режимах ($\cos \varphi = \text{var}$, $I^* = \text{var}$), причем при постоянном значении коэффициента мощности нагрузки $\cos \varphi = \text{const}$ напряжение преобразователя не будет больше половины напряжения на нагрузке.

Из рис. 2*a* следует, что при определенном значении тока нагрузки $I^* = I_0^*$ напряжение на ПП равно нулю, при номинальном $\cos \varphi_{nom} = 0.8$ $I_0^* = I_{nom}^*$. Зависимость этого тока от угла φ и коэффициента k_{sc} определяется соотношением

$$I_0^* = \left[\sqrt{[E_0^*(\varphi_{nom}, k_{sc})]^2 - (\cos \varphi)^2} - \sin \varphi \right] \frac{k_{sc}}{E_0^*(\varphi_{nom}, k_{sc})}. \quad (12)$$

Зависимость тока I_0^* от коэффициента k_{sc} при различных коэффициентах мощности приведена на рис. 3. Из него следует, что значение тока $I_0 > I_{nom}$, если $\cos \varphi > \cos \varphi_{nom}$, и $I_0 < I_{nom}$ при $\cos \varphi < \cos \varphi_{nom}$.

На рис. 4 приведена векторная диаграмма токов и напряжений в системе, представленных в виде комплексных величин и отраженных в виде векторов.

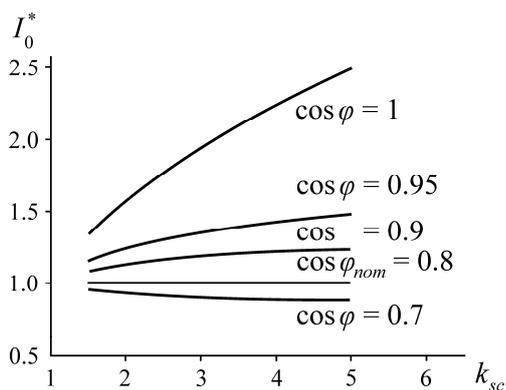


Рис. 3. Зависимость тока I_0^* от коэффициента k_{sc}

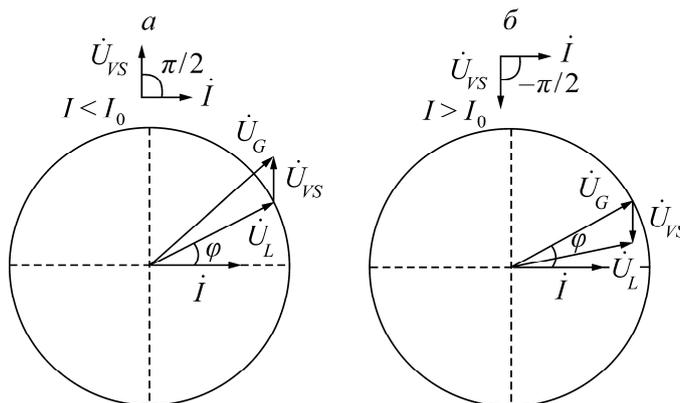


Рис. 4. Векторная диаграмма токов и напряжений системы: а — режим с $I^* < I_0^*$; б — режим с $I^* > I_0^*$

В режимах работы системы, когда ток в нагрузке меньше тока I_0 , ПП формирует напряжение, опережающее по фазе ток нагрузки (рис. 2а и рис. 4), т. е. воспринимается как эквивалентная изменяющаяся по индуктивности $L_{eq} = U_{VS} / \omega I$. В случаях, когда ток в нагрузке больше тока I_0 , ПП формирует напряжение, отстающее по фазе от тока нагрузки, т. е. воспринимается как эквивалентная изменяющаяся по емкости $C_{eq} = I / \omega U_{VS}$.

Зависимости относительного значения полной мощности ПП S_{VS}^* от относительного значения тока нагрузки I^* рассчитаны по (7) для двух значений коэффициента мощности нагрузки и $k_{sc} = 3$ (рис. 5). При токе перегрузки ПП, удовлетворяющем неравенству $I_{max} \leq 1.6 I_{nom}$, максимальная полная мощность ПП не превышает $\gamma_{VS} = S_{VS}^* / S_{Lmax}^* = 0.41 / 1.6 = 0.26$ от максимальной мощности нагрузки $S_{Lmax}^* = 3 I_{max} U_{Lnom} / 3 I_{nom} U_{Lnom} = I_{max}^*$. Причем эта величина уменьшается с ростом k_{sc} (при $k_{sc} = 4$ она не превышает $\gamma_{VS} = S_{VS}^* / S_{Lmax}^* = 0.37 / 1.6 = 0.23$).

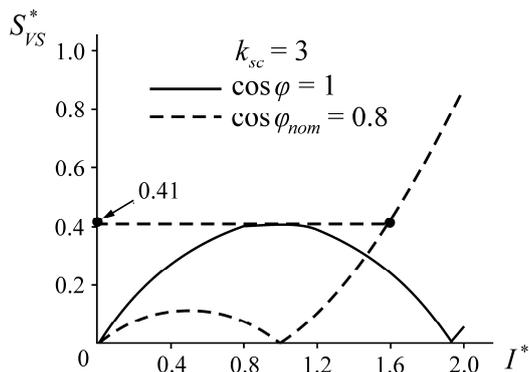


Рис. 5. Зависимость относительного значения полной мощности ПП от относительного значения тока нагрузки

На рис. 6а показана зависимость относительного значения напряжения СГ от относительного значения тока нагрузки, рассчитанная по соотношению (6) при различных значениях коэффициента мощности нагрузки и $k_{sc} = 3$. Этот график представляет собой внешнюю характеристику СГ с той лишь разницей, что в ней учитывается изменение коэффициента мощности генератора при изменении тока нагрузки (рис. 6б). При токе нагрузки $I^* = I_{\varphi_G}^*$ угол сдвига ме-

жду напряжением и током СГ отрицателен, при токах $I^* > I_{\varphi_G}^*$ данный угол становится положительным, при этом для СГ нагрузка изменяет свой характер с индуктивной на емкостную. Следует отметить, что при $I^* = I_{\varphi_G}^*$ будем иметь $\chi_G = 1$ (рис. 6б).

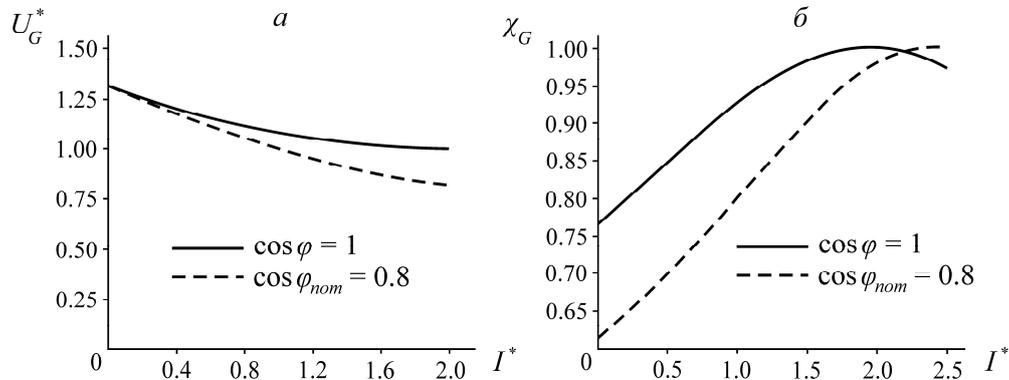


Рис. 6. Зависимости параметров СГ от тока нагрузки при различных значениях коэффициента мощности нагрузки и $k_{sc} = 3$: а — зависимость относительного значения напряжения СГ от относительного значения тока нагрузки; б — зависимость коэффициента мощности СГ от относительного значения тока нагрузки

Величина тока $I_{\varphi_G}^*$ определяется по соотношению

$$I_{\varphi_G}^* = \left[\sqrt{[E_0^*(\varphi_{nom}, k_{sc})]^2 - (\cos \varphi)^2} \right] \frac{k_{sc}}{E_0^*(\varphi_{nom}, k_{sc})}.$$

Зависимость относительного значения тока $I_{\varphi_G}^*$ от k_{sc} при двух значениях коэффициента мощности нагрузки приведена на рис. 7. Из рис. 7 и рис. 6б следует, что при $k_{sc} < 3$ и максимальных токах системы $I_{max} < 2I_{nom}$ синхронный генератор работает на эквивалентную индуктивную нагрузку.

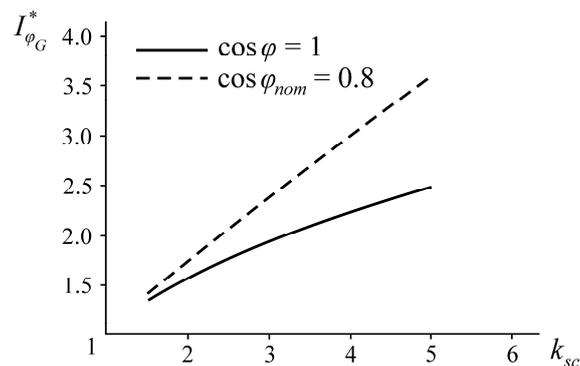


Рис. 7. Зависимость относительного значения тока $I_{\varphi_G}^*$ от коэффициента k_{sc}

Зависимости относительного значения полной мощности синхронного генератора S_G^* и системы в целом S_{Σ}^* для различных значений тока нагрузки I^* и $\cos \varphi$ приведены на рис. 8. Характер поведения кривых в значительной степени определяется особенностями изменения напряжений на указанных элементах системы и позволяет судить об установленной мощности СГ и системы в целом по максимальным значениям в рабочем диапазоне токов I^* и коэффициентов мощности $\cos \varphi$.

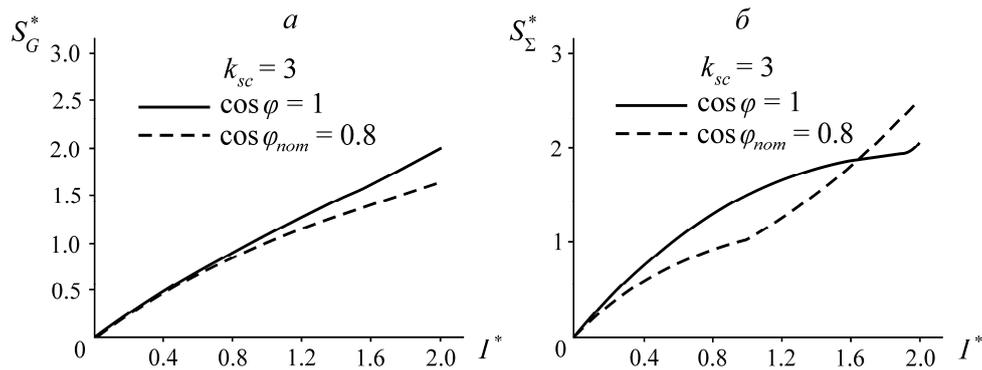


Рис. 8. Зависимость относительного значения: *a* — полной мощности СГ от относительного значения тока нагрузки; *б* — полной мощности системы от относительного значения тока нагрузки

При таком способе стабилизации напряжения полная мощность СГ, даже при переменном коэффициенте мощности нагрузки, не превышает $S_G = 3U_{Lnom}I_{max}$ (рис. 8*a*), а суммарная полная мощность системы, состоящей из СГ и ПП, при $k_{sc} = 3$ и $I_{max}^* = 2$ не больше $S_{\Sigma}^* = 2.51$ (рис. 8*б*). Следовательно, ее превышение над максимальной мощностью нагрузки будет равно $\gamma_{\Sigma} = S_{\Sigma}^* / S_{Lmax}^* = 2.51/2 = 1.26$.

Таким образом, рассмотренный способ обеспечивает стабилизацию выходного напряжения в системе с синхронным генератором с возбуждением от постоянных магнитов и последовательным полупроводниковым преобразователем. Полная мощность синхронного генератора не превышает мощность нагрузки, а полная мощность полупроводникового преобразователя без учета тиристорного коммутатора в расчетном варианте составляет не более 26 % от мощности нагрузки.

ВЫВОДЫ

Получены аналитические выражения для основных энергетических характеристик и соотношений для расчета параметров синхронного генератора с возбуждением от постоянных магнитов с учетом заданных токов перегрузки и короткого замыкания при обеспечении стабильности выходного напряжения. Определен параметрический закон управления полупроводниковым преобразователем, который стабилизирует выходное напряжение при изменении нагрузки от режима холостого хода до двойной перегрузки и при изменении ее коэффициента мощности в диапазоне 1.0–0.8.

Показано, что полупроводниковый преобразователь при изменении нагрузки можно представить в виде последовательно включенных с нагрузкой переменных по величине индуктивности или емкости, значения которых при предложенном законе управления изменяются автоматически, обеспечивая стабилизацию напряжения на нагрузке. Физически стабилизация напряжения осуществляется изменением коэффициента мощности эквивалентной нагрузки синхронного генератора.

Максимальное значение напряжения на вторичной обмотке трансформатора не превышает напряжение на нагрузке при всех расчетных значениях, причем при постоянном значении коэффициента мощности нагрузки это напряжение не будет больше половины напряжения на нагрузке, т. е. $U_{Lnom} \geq U_G \geq 0.5U_{Lnom}$.

Предложенный способ стабилизации не приводит к увеличению мощности синхронного генератора по отношению к мощности нагрузки. Отношение полной мощности полупроводникового преобразователя к максимальной мощности нагрузки составит $S_{VS} / S_{Lmax} = 1.26$, в то время как в случае переменной частоты вращения вала СГ аналогичное отношение будет равно $S_{VS} / S_{Lmax} = 0.635$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Харитонов С. А., Рябчицкий М. В., Воробьева С. В., Калинин В. В. Интеллектуальные системы электроснабжения для небольших населенных пунктов // Техническая электродинамика. Вып. “Силовая электроника и энергоэффективность”. — Киев: Институт электродинамики НАН, 2010. — Т. 2. — С. 32–37.
2. Kharitonov S., Riabchitsky M., Vorobiova S. Smart grid for the small regions, Proc. of 2nd Int. Conf. Computational Technologies in Electrical and Electronics Engineering, SIBIRCON, 2010, Vol. 2. — P. 530–532.
3. Харитонов С. А., Рябчицкий М. В. Новое поколение автономных энергетических установок // Тр. Всерос. науч.-практ. конф. “Повышение надежности и эффективности эксплуатации электрических станций и энергетических систем”. — 2010. — Т. 2. — С. 54–58.
4. Симонов Б. Ф., Харитонов С. А., Брованов С. В., Букина Е. Я., Макаров Д. В. Система стабилизации напряжения для энергетических объектов горнодобывающих предприятий // ФТПРПИ. — 2016. — № 2. — С. 88–101.
5. Харитонов С. А., Коробков Д. В., Макаров Д. В., Левин А. В., Юхнин М. М., Коняхин С. Ф. Система генерирования электроэнергии переменного тока при постоянной частоте вращения вала генератора // Электроника и электрооборудование транспорта. — 2012. — № 4, 5. — С. 2–8.
6. Харитонов С. А., Коробков Д. В., Макаров Д. В., Левин А. В., Коняхин С. Ф., Юхнин М. М. Режимы работы системы генерирования электроэнергии нестабильной частоты и стабильного напряжения // Авиационная пром-сть. — 2012. — № 4. — С. 9–13.
7. Харитонов С. А., Коробков Д. В., Макаров Д. В., Левин А. В., Коняхин С. Ф., Юхнин М. М. Расчет электрических параметров системы генерирования электроэнергии нестабильной частоты и стабильного напряжения // Авиационная пром-сть. — 2013. — № 1. — С. 3–10.
8. Харитонов С. А., Коробков Д. В., Макаров Д. В., Гарганеев А. Г. Стабилизация напряжения синхронного генератора с постоянными магнитами при переменной нагрузке // Докл. ТУСУР. — 2012. — № 1(25). — С. 139–146.
9. Харитонов С. А., Коробков Д. В., Макаров Д. В., Левин А. В., Коняхин С. Ф., Юхнин М. М. Авиационная система генерирования электроэнергии // Науч. вестн. НГТУ. — 2013. — № 1(50). — С. 147–162.
10. Makarov D. V., Kharitonov S. A., Makarova E. A. Generation system of electric energy of “variable speed — variable frequency — constant amplitude” type, Micro/Nanotechnologies and Electron Devices (EDM), 2010 Int. Conf. and Seminar on, 2010. — P. 464–469.
11. Makarov D. V., Khlebnikov A. S., Geist A. V., Bachurin P. A. Generation system with variable frequency and constant amplitude, Energetics (IYCE), Proceedings of the 2011 3rd Int. Youth Conf., 2011. — P. 1–9.
12. Симонов Б. Ф., Харитонов С. А., Машинский В. В. Мехатронная система “синхронный генератор–трехфазный мостовой выпрямитель” для автономных энергетических систем // ФТПРПИ. — 2012. — № 3. — С. 102–113.
13. Herrera J. I., Reddoch T. W. Testing requirements for variable speed generating technology for wind turbine applications, Electric Power Research Institute (EPRI) AP-4590, Project 1996-22, final report, 1986.
14. Xiuxian Xia. Dynamic power distribution management for all electric aircraft, Cranfield University, 2011. — 114 p.
15. Иванов-Смоленский А. В. Электрические машины. — М.: Энергия, 1980. — 928 с.
16. Харитонов С. А. Электромагнитные процессы в системах генерирования электрической энергии для автономных объектов. — Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2011. — 536 с.
17. Левин А. В., Алексеев И. И., Харитонов С. А., Ковалев Л. К. Электрический самолет: от идеи до реализации. — М.: Машиностроение, 2010. — 288 с.
18. Левин А. В., Мусин С. М., Харитонов С. А., Ковалев К. Л., Герасин А. А., Халютин С. П. Электрический самолет. Концепция и технологии. — Уфа: УГАТУ, 2014. — 388 с.
19. Симонов Б. Ф., Харитонов С. А., Коробков Д. В., Макаров Д. В. К вопросу стабилизации напряжения синхронного генератора с постоянными магнитами при переменной частоте вращения // ФТПРПИ. — 2012. — № 4. — С. 102–116.

Поступила в редакцию 2/II 2017