Электротехника

УДК 621.315.175

СИСТЕМА ПЛАВКИ ГОЛОЛЕДА НА ПРОВОДАХ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ БЕЗ ОТКЛЮЧЕНИЯ НАГРУЗКИ

А.А. Базаров, А.И. Данилушкин, В.С. Осипов

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

Рассмотрен комплекс вопросов по моделированию тепловых процессов в линиях электропередачи в процессе плавки гололеда и расчету потерь напряжения в линии. Для решения задачи, учитывающей изменение агрегатного состояния, предложен упрощенный алгоритм. На основе анализа электрических режимов сети в процессе плавки сделан вывод о возможности использования предложенного подхода в сетях 10 и 35 кВ определенной длины.

Ключевые слова: конвективный теплообмен, плавление, потери напряжения.

Возникновение гололеда на проводах линий электропередач сопровождается серьезными проблемами. Для их решения существуют стандартные процедуры, связанные с пропусканием больших токов для расплавления ледяной оболочки. Несмотря на то, что способы борьбы известны давно, эффективность решения часто бывает низкой в силу множества причин, в числе которых и слабая оснащенность средствами диагностики и автоматизации процессов плавки.

Рассмотрим некоторые аспекты процесса образования гололеда и способы борьбы с ним с целью оценки возможности использования простых алгоритмов решения задачи. Как известно, процессу плавки предшествует отключение линии от основного источника и от нагрузки и подключение на пониженное напряжение с одной стороны и короткое замыкание с другой. Выглядит более привлекательным способ нагружения линии реактивными токами для формирования нужного по величине уровня мощности тепловых потерь (рис. 1). Ток в линии содержит две составляющие: ток нагрузки и ток, определяемый индуктивностью L. Одновременное регулирование коэффициента мощности в начале линии с помощью батареи конденсаторов С решает проблему загрузки энергосистемы реактивными токами. Для обеспечения возможности поддерживать требуемое значение тока в линии индуктивность и емкость имеют несколько ступеней регулирования.

Среди плюсов такого решения можно отметить ненужность отключения нагрузки и возможность поддержания режима, предупреждающего образование

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

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

Вячеслав Семенович Осипов (к.т.н., доц.), доцент кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий».

гололеда. Однако увеличение тока неизбежно вызывает увеличение пропускаемой мощности, что может привести как к перегрузке трансформатора, так и к недопустимо большим потерям напряжения в линии, что сделает эксплуатацию сети невозможной. Для определения допустимых режимов в линии при разных нагрузках и напряжениях в сети необходимо оценить как тепловые процессы при плавке гололеда, так и отклонения напряжений при их загрузке реактивными токами.



Рис. 1. Линия электропередач с коммутируемой цепью для плавки гололеда: X_L, X_C – индуктивное и емкостное сопротивления контура для плавки; Q – выключатели

Образование гололеда наблюдается при неустойчивой погоде, когда оттепель сменяется похолоданием, при температуре ниже нуля, в туманную погоду или при выпадении переохлажденного дождя.

Различают три основных вида гололедных образований: гололед, изморозь, смесь из осадков гололеда и изморози.

Самым тяжелым режимом является образование гололеда. Гололед представляет собой плотную твердую прозрачную или полупрозрачную массу с объемным весом 600–900 кг/м³. Осадки гололеда плотно пристают к металлическим проводам. Образование гололеда происходит при температуре от 0 до -5 °C.

Отложения гололеда, изморози и смеси происходят в большинстве случаев при ветре с наибольшими скоростями до 10–20 м/сек. В тех случаях, когда направление провода примерно перпендикулярно направлению ветра, гололедные отложения образуются с наветренной стороны проводов. Если ветер направлен вдоль провода, отложения гололеда происходят по всей его поверхности, но имеют в таких случаях значительно меньшую интенсивность и более пористую структуру.

Интенсивность гололедообразования определяется толщиной корки и объемным весом гололедного отложения. Различные районы неодинаково подвержены гололедам. В одних районах гололеды представляют собой исключительное явление и если происходят, то имеют весьма небольшую интенсивность. В других районах гололеды наблюдаются по нескольку раз в течение каждой зимы.

Вопросам борьбы с гололедными явлениями посвящено множество работ, в которых рассматриваются как диагностика гололеда, так и способы борьбы с ним.

Сложность процессов гололедообразования является причиной отсутствия надежных методов и средств его краткосрочного прогноза. В [1] проведен анализ применения различных способов и устройств диагностирования появления гололеда. Отмечено, что существующие устройства выполняют только функцию сигнализации и не решают задачи системы управления плавкой гололеда.

Развитие цифровых средств связи, измерения и обработки информации дало толчок решению существующих проблем. В работах [2, 3] приведены примеры реализации комплекса контроля гололедной нагрузки с помошью распределенных информационных систем. Связь между датчиками и системой управления осуществляется посредством радиосвязи. Непрерывный контроль температуры, влажности, скорости и направления ветра, веса проводов позволяет рассчитывать скорость нарастания гололеда и определять параметры процесса практической направленности плавки. Кроме работ сушествуют И исследовательские [4], где также рассматриваются вопросы сбора и обработки информации о возникновении гололеда.

Среди работ, рассматривающих круг вопросов, связанных с предотвращением образования и плавкой гололеда, с мерами по снижению отрицательных последствий гололедных явлений, нужно отметить монографию [5], в которой приведен комплексный подход к рассмотрению задачи. Среди методов решения возникающих проблем можно отметить такие, как использование проводов с углеволоконной центральной жилой для предотвращения провисания при перегреве во время плавки. Интересно выглядит не термическое, а электромеханическое воздействие на лед путем пропускания больших импульсных токов, приводящих к ударным воздействиям и далее к механическому разрушению ледяной оболочки.

Одним из способов очистки проводов от гололеда является оплавление его путем нагрева проводов электрическим током. Этот способ, широко применяющийся в линиях электропередачи, основан на следующем. Образование гололеда на проводах возможно лишь в том случае, если провод имеет температуру ниже 0 °C. Если же провод вследствие нагревания его проходящими по нему токами имеет температуру выше 0 °C, то гололед на таком проводе образовываться не будет. Если провод уже покрылся гололедом, то, пропуская через него соответствующей силы ток, можно нагреть его до температуры, при которой гололед начинает постепенно таять и опадать с провода (рис. 2).



Рис. 2. Провод с ледяной оболочкой: 1 – провод; 2 – ледяная оболочка; 3 – граница расчетной области

Степень нагрева проводов током в весьма значительной степени зависит от метеорологических условий – от температуры воздуха и от ветра. При низких температурах и особенно при сильных ветрах охлаждение проводов происходит значительно интенсивнее, вследствие чего для нагрева проводов до температуры, при которой плавится гололед, требуются большие силы тока, пропускаемого по проводам.

Для определения параметров системы нагрева и режимов работы необходим анализ процессов в системе «провод – ледяная оболочка – окружающая среда». С учетом допущений о симметричном расположении ледяной оболочки, о постоянной скорости движения воздуха теплообмен может быть описан дифференциальным уравнением в частных производных с граничными и начальными условиями, что соответствует подходу при численной реализации, когда свойства задаются для каждой подобласти.

Уравнение теплопроводности для двумерной области с внутренними источниками тепла имеет вид

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + w.$$
(1)

Начальные условия $T(x, y, 0) = T_0(x, y)$.

Здесь: ρ – плотность материала; c – удельная теплоемкость; λ – коэффициент теплопроводности; T – температура; w – удельная мощность тепловыделения.

В качестве граничных условий на боковой поверхности $x, y \in L_B$ используется конвективный теплообмен

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = \alpha \left(T - T_c \right). \tag{2}$$

Формулировка (1) принята не для осесимметричной задачи с учетом того, что в ходе расплавления ледяной оболочки происходит ее смещение относительно провода под действием силы тяжести. Правильнее говорить не о расплавлении оболочки, а о проплавлении канала. Вода, образующаяся при плавлении льда, частично просачивается через трещины и стекает на землю, а частично перемещается вверх относительно провода. Учитывая большую, чем у льда, плотность, вода не полностью окружает провод, что наряду со смещением приводит к несимметрии геометрии. В конце процесса провод просто проходит насквозь, и оболочка падает на землю.

Мощность внутренних источников локализована в проводнике. Несмотря на сравнительно небольшой диапазон температур предусмотрены зависимости всех коэффициентов от температуры. Это объясняется тем, что кроме процесса расплавления гололеда возможен нагрев участков голого провода, что приведет к перегреву.

Помимо того, что коэффициенты в уравнении (1) связаны с принадлежностью к той или иной области, имеется более сложная температурная зависимость для ледяной оболочки, обусловленная изменением агрегатного состояния. Процесс разогрева ледяной оболочки сопровождается превращением тонкого слоя льда на границе провода и оболочки в жидкую фазу. Происходит стекание жидкости в нижнюю зону, где может произойти обратное затвердевание, просачивание через стенку или сохранение в жидкой фазе. В любом случае объемные деформации ухудшают тепловой контакт нижней зоны жидкости с проводом. Частично это уменьшает отток тепла в нижнюю зону и увеличивает интенсивность прогрева верхней зоны. Указанные особенности протекания процесса существенно усложняют алгоритм расчета. Рассмотрим поэтапно формирование расчетной области и алгоритма решения.

1. Разогрев голого провода. Режим может быть задан для предупреждения

образования гололеда или в результате частичного расплавления. Расчетная система соответствует нелинейной задаче с постоянной геометрией и неизменным агрегатным состоянием.

2. Разогрев провода с ледяной оболочкой до полного перехода льда в жидкую фазу. Процесс сопровождается изменением агрегатного состояния ледяной оболочки. Изменение геометрии не производится. Особенностью расчета является сложность учета изменения теплосодержания при неизменной температуре. Стандартная формулировка такой задачи кроме уравнения (1) содержит еще одно уравнение, где переменной является не температура, а теплосодержание. Открытая система программирования в таких пакетах, как Comsol, позволяет реализовать этот подход. Однако увеличение размерности расчетной задачи всегда сопровождается не только ростом требований к вычислительным ресурсам, но и ухудшением сходимости. Учет этих соображений и стремление использовать более скромные по возможностям пакеты, такие как Elcut, обусловили разработку упрощенного алгоритма расчета. Затраченная на нагрев и фазовый переход мощность источника тепла выражается через тепловой баланс

$$P \cdot t = mc\Delta T + ml. \tag{3}$$

Здесь m – масса нагреваемого тела; ΔT – перепад температур; l – теплота плавления льда.

По аналогии с обычной теплоемкостью можно определить дополнительное значение c_F , эквивалентное росту теплосодержания за счет теплоты плавления:

$$c_F = \frac{l}{\Delta T_F} \,. \tag{4}$$

Здесь необходимо задаться перепадом температуры, при котором происходит расплавление. Для практики достаточно ограничиться величиной в один градус, хотя в некоторых случаях это создает некоторые проблемы. Для ввода зависимости эквивалентной теплоемкости от температуры в качестве свойств воды кроме ввода табличных значений возможно использование аппроксимирующих выражений функции Хевисайда вида $H = 2^{-\exp(-k(T-T_s))}$ (см. рис. 3). Однако нужно учитывать, что подобные выражения очень чувствительны к величине произведения в показателе. Снижение этой величины приводит к растягиванию по горизонтали участка сгиба кривой, а увеличение – к превышению максимально допустимого значения действительного числа компьютера. Поэтому там, где имеется возможность, лучше применять встроенные функции аппроксимации для ступенчатой функции Хевисайда, не имеющие указанного недостатка.

3. Процесс проплавления ледяной оболочки. Расплавление тонкого слоя льда сопровождается стеканием жидкости в нижние области и перемещением провода к верхней поверхности ледяной оболочки. Строгое описание тепловых процессов, сопровождаемых изменением геометрии, весьма затруднительно. Поэтому разработан упрощенный алгоритм расчета, заключающийся в дискретизации во времени и пространстве процессов изменения свойств и геометрии объектов. Например, изменение во времени коэффициента теплопроводности теплопроводности теплопроводности для отдельной области при смене льда (воды) на проводник описывается следующей зависимостью

$$\lambda = \lambda_H \left(H(t - t_i) - H(t - t_j) \right) + \lambda_M \left(H(t - t_j) - H(t - t_k) \right)$$

Здесь на интервале времени (t_i-t_j) область имеет свойства льда, а на интервале (t_i-t_k) – свойства материала проводника. Дискретное во времени изменение

свойств материала для области сопровождается рассмотренным ранее непрерывным изменением свойств в зависимости от температуры.

Возникновение гололеда на проводах происходит в условиях значительных изменений погодных условий в течение сравнительно коротких промежутков времени (несколько часов) на ограниченных расстояниях. Это приводит к тому, что по длине трассы линии электропередач могут одновременно наблюдаться режимы расплавления гололеда и нагрева голого провода. Для оценки температурных режимов рассмотрим процессы при различных скоростях движения воздуха и наличии или отсутствии гололеда.





Определение коэффициентов конвективного теплообмена при принудительном обдуве осуществляется с помощью критериев Рейнольдса Re и Прандтля Pr, вычисляемых через физические свойства воздуха, геометрические параметры и скорость движения.

Числа Рейнольдса и Прандтля определяются следующими соотношениями [6]:

$$\operatorname{Re} = \frac{\rho v D}{\eta}, \qquad \operatorname{Pr} = \frac{\eta C}{\lambda}$$

где ρ – плотность; v – скорость движения воздуха; D – диаметр провода (или ледяной оболочки); η – динамическая вязкость; C – удельная теплоемкость; λ – коэффициент теплопроводности.

Для значений Re в пределах от 10^3 до $2 \cdot 10^5$ определяется число Нуссельта [6]:

$$\overline{Nu} = 0.245 \text{Re}^{0.6}$$

В то же время, зная число Нуссельта, можно определить коэффициент конвективного теплообмена:

$$Nu = \frac{\alpha D}{\lambda};$$
 $\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda}{D}.$

По приведенным соотношениям были рассчитаны значения коэффициента конвективного теплообмена для проводов сечением от 16 до 95 мм² при скорости движения воздуха от 5 до 20 м/с (рис. 4).

Полученные значения коэффициентов свидетельствуют о высокой интенсивности теплообмена. Величина мощности, рассеиваемой с одного погонного метра провода одной фазы, при условии поддержания температуры провода выше 0 °C, то есть предотвращения образования гололеда, определена с учетом коэффициентов теплообмена (рис. 5).

Нужно отметить, что моделирование процесса плавки ледяной оболочки путем проплавления показало возможность ведения процесса при минимально возможных значениях уровня мощности, достаточных для предотвращения образования гололеда. Время, затраченное на плавку, не превышает одного часа, тогда как для полного разогрева и расплавления всей оболочки необходимо в зависимости от диаметра провода при толщине оболочки 20 мм затратить гораздо больше времени. Эта особенность, а также несимметричность толщины оболочки в зависимости от направления ветра требуют постоянного контроля во избежание перегрева провода после окончания процесса расплавления.



Рис. 4. Зависимость коэффициента теплообмена провода с окружающей средой от скорости ветра:

1 – провод сечением 16 мм²; 2 – провод сечением 25 мм²; 3 – провод сечением 35 мм²; 4 – провод сечением 50 мм²; 5 – провод сечением 70 мм²; 6 – провод сечением 95 мм²

Соотношение мощности, передаваемой от источника потребителям, и мощности, необходимой для плавки гололеда, зависит от напряжения линии. При заданной длине линии, равной 10 км, можно определить мощность для плавки по зависимостям на рис. 5. Приняв расчетную плотность тока равной 1 А/мм², можно вычислить передаваемую мощность для нескольких уровней напряжения.

Расчет потерь напряжения в линии (рис. 6) проводится по выражению

$$\Delta U = \frac{\sqrt{3 \cdot 100 \cdot I \cdot L}}{U_H} (r_0 \cos \varphi + x_0 \sin \varphi),$$

где I – ток в линии; L – длина линии; r_0 , x_0 – активное и реактивное удельные сопротивления линии; соз φ – коэффициент мощности линии.



Рис. 5. Рассеиваемая мощность с одного погонного метра линии: 1 -провод сечением 95 мм²; 2 – провод сечением 70 мм²; 3 – провод сечением 50 мм²; 4 -провод сечением 35 мм²; 5 – провод сечением 25 мм²; 6 – провод сечением 16 мм²



Рис. 6. Потери напряжения в линии длиной 10 км при протекании токов плавки гололеда. Для напряжения 35 кВ: 1 – при скорости ветра 5 м/с; ² – при скорости ветра 10 м/с; 3 – при скорости ветра 20 м/с; ^c для напряжения 10 кВ: 5 – при скорости ветра 5 м/с; ⁶ – при скорости ветра 10 м/с; ⁷ – при скорости ветра 15 м/с; 8 – при скорости ветра 20 м/с

Учитывая условность вариантов линий с проводами малого сечения для напряжения 35 кВ, нереализуемыми из-за ограничений на корону, можно сделать вывод о недопустимых потерях напряжения для линий 10 кВ, а для напряжения 35 кВ – о возможности компенсации потерь напряжения на зажимах потребителей с помощью средств регулирования напряжения. Для линий меньшей длины, а также для менее тяжелых условий теплообмена возможно использование предложенного алгоритма.

Проведение математических исследований процессов плавки гололеда на проводах в различных погодных условиях при разных токах нагрузки в линии позволит подобрать оптимальные режимы дополнительной загрузки линии реактивными токами для эффективной плавки при допустимой перегрузке трансформаторов.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- 1. Лебединский И.Л., Шевченко С.Ю., Волохин В.В. Способы и устройства предупреждения гололедно-изморозевых образований // Вісник СумДУ. Сер. Технічні науки. – 2008. – № 2. – С. 21-25.
- 2. Шевченко Н.Е., Лебедева Ю.В., Хромов Н.П., Сошинов А.Г. Внедрение автоматизированной системы наблюдения за гололедом в Камышинских электрических сетях // Современные проблемы науки и образования. 2009. № 5. С. 127-132.
- 3. Левченко И.И., Сацук Е.И. Нагрузочная способность и мониторинг воздушных линий электропередачи в экстремальных погодных условиях // Электричество. 2008. № 4. С. 2-8.
- Хромов Н.П. Информационно-измерительная система определения параметров гололедноветровых ситуаций : Дис. ... канд. техн. наук : 05.11.16 : Волгоград, 2004. – 136 с. РГБ ОД, 61:04-5/3288.
- Соловьев В.А., Черный С.П., Сухоруков С.И., Козин В.М. Автоматическая система удаления льда с проводов линий электропередач [Электронный ресурс]. Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет. Режим доступа: http://www.sworld.com.ua/simpoz2/72.pdf
- 6. Михеев М.А., Михеева И.М. Основы теплопередачи. М.: Энергия, 1977. 344 с.

Статья поступила в редакцию 25 июня 2015 г.

SYSTEM OF FUSION OF ICE ON WIRES OF POWERS LINE WITHOUT LOADING SWITCHING-OFF

A.A.Bazarov, A.I. Danilushkin, V.S.Osipov

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

A set of issues on modelling the thermal processes in power lines during ice melting, and on the calculation of voltage losses in a line is treated. A simplified algorithm taking into consideration the state of aggregation change is offered for the solution of the problem. On the basis of the analysis of the network electric regimes during melting, a conclusion is drawn that the approach offered can be used in 10 and 35 kV networks of a certain length.

Keywords: a convective heat transfer, fusion, voltage losses.

Alexander A. Bazarov (Dr. Sci. (Techn.)), Professor. Alexander I. Danilushkin (Dr. Sci. (Techn.)), Professor. Vyacheslav S.Osipov (Ph.D. (Techn.)), Associate Professor. УДК 621.365.5

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ИНДУКЦИОННО-РЕЗИСТИВНОГО НАГРЕВАТЕЛЯ ДЛЯ УНИЧТОЖЕНИЯ МЕЛКОКАЛИБЕРНЫХ БОЕПРИПАСОВ

П.А. Баскаков¹, А.Б. Кувалдин²

¹ОАО «Красноармейский научно-исследовательский институт механизации» 141292, Россия, Московская обл., г. Красноармейск, пр-т Испытателей, 8

²Национальный исследовательский университет «Московский энергетический институт» 111250, Россия, г. Москва, ул. Красноказарменная, 14

Рассматриваются вопросы разработки конструкции индукционно-резистивного нагревателя для уничтожения мелкокалиберных боеприпасов с использованием математического моделирования сопряженных электромагнитных и тепловых процессов. Использование специфического обмоточного провода с металлической защитной оболочкой требует подбора оптимального соотношения размеров провода и параметров многослойной обмотки, обеспечивающих требуемые параметры нагрева локализатора для стабильного уничтожения боеприпасов. Геометрия конструкции и наличие нелинейных зависимостей в распределении электромагнитных и тепловых полей делают основным инструментом исследования численные модели, которые для упрощения задавались в двухмерной постановке.

Ключевые слова: индукционно-резистивный нагреватель, уничтожение боеприпасов, локализатор, многослойная обмотка, кабель с металлической защитной оболочкой.

В настоящее время одной из насущных проблем предприятий оборонной промышленности является наличие большого количества боеприпасов с истекшим сроком хранения, а также попавших в класс сокращаемых и запрещенных вооружений, часть их которых опасна в служебном обращении или находится в аварийном состоянии. Проблема утилизации крупнокалиберных боеприпасов решена – разработано много способов, основанных на вымывании или выплавлении взрывчатого вещества из корпуса боеприпаса. Однако до настоящего времени не решен вопрос утилизации мелкокалиберных боеприпасов и их составных частей (взрыватель, средства воспламенения, капсюль-детонатор и т. д.). Использование методов разборки экономически невыгодно из-за широкой номенклатуры боеприпасов и малого содержания в них «полезных» веществ [1].

Наиболее универсальным способом уничтожения является нагрев взрывчатого вещества внутри боеприпаса до температуры начала взрывчатого превращения, которая составляет 150–230 °C. Для уничтожения взрывателей предложены установки нагрева с использованием электрической дуги, лазера, газового, резистивного и индукционного способов [2, 3]. Общим недостатком всех установок является то, что они не имеют защиты от поражающих факторов взрыва и предназначены для уничтожения узкой номенклатуры боеприпасов с максимальной массой взрывчатого вещества не более 0,05 кг в тротиловом эквиваленте.

Для реализации промышленной технологии уничтожения мелкокалиберных

Павел Александрович Баскаков, ведущий инженер-конструктор, аспирант. Александр Борисович Кувалдин (д.т.н., проф.), профессор.

боеприпасов оборудование должно обеспечивать полое и гарантированное уничтожение боеприпасов, содержащих различные взрывчатые материалы с массой до 0,7 кг в тротиловом эквиваленте, иметь возможность полной автоматизации процесса уничтожения, обладать высоким эксплуатационным ресурсом, энергоэффективностью, взрыво- и коррозионностойкостью.

При разработке нагревателя, отвечающего заданным требованиям, рассматривались различные способы нагрева и в результате предложен индукционнорезистивный нагреватель (ИРН) со сменным локализатором (рис. 1). Основное отличие ИРН от существующих аналогов заключается в том, что нагрев боеприпаса осуществляется внутри локализатора за счет теплопередачи. Для этого локализатор выполнен в виде трубы из ферромагнитной стали, во внутреннее отверстие которой помещается уничтожаемый боеприпас. Снаружи локализатор охватывает многослойная обмотка, при этом его нагрев происходит индукционным полем и резистивным теплом, выделяющимся в обмотке. Из-за невозможности использования традиционных высокотемпературных (до 400 °C) обмоточных проводов при интенсивных динамических нагрузках и воздействии коррозионноактивных сред для обмотки выбран жаростойкий кабель с минеральной изоляцией и защитной оболочкой из нержавеющей стали.



Рис. 1. Индукционно-резистивный нагреватель: 1 – локализатор; 2 – обмотка; 3 –кожух; 4 – отбойник

Локализатор сдерживает поражающие факторы взрыва, к которым относятся ударная и детонационные волны, высокоскоростные осколки, и тем самым защищает обмотку от разрушения. Для предотвращения разлета осколков из локализатора предусмотрен отбойник с возможностью вертикального перемещения, который опускается при загрузке боеприпаса в локализатор. При многократном уничтожении боеприпасов происходит постепенный износ локализатора, поэтому он выполнен сменным.

На основании анализа различных материалов для локализатора выбрана жаропрочная сталь 15XM, которая имеет хорошие магнитные свойства и при дополнительной термообработке приобретает высокие механические свойства, а за счет легирования молибденом обладает коррозионной стойкостью при температурах до 500 °C.

С целью уничтожения широкой номенклатуры боеприпасов выбраны следующие размеры локализатора: длина L = 700 мм, наружный $D_{\text{нар}} = 430$ мм и внутренний $D_{\text{вн}} = 250$ мм диаметры. Для увеличения ресурса локализатора он выпол-

нен с переменной толщиной стенок – максимальной $S_{\text{max}} = 120$ мм в месте наибольшего разрушения под боеприпасом и наименьшей $S_{\text{min}} = 60$ мм с противоположной стороны.

Экспериментально установлено [4], что для полного уничтожения боеприпасов ИРН температура внутри локализатора должна составлять 450±20 °C, при этом перепад температуры по длине не должен превышать 40 °C. Перегрев локализатора выше 500 °C недопустим, так как ведет к снижению прочностных свойств материла и быстрому его разрушению.

Проектирование ИРН включает определение не только конструктивных параметров, таких как внутренний и внешний диаметр, длина обмотки, количество слоев, но и мощности, тока и напряжения в обмотке, коэффициента мощности. Кроме того, необходимо разработать систему регулирования температуры и исследовать режимы работы ИРН. Анализ всех вопросов одновременно невозможен, требуется многократное уточнение параметров при более детальном рассмотрении различных аспектов.

Реализация такой нестандартной конструкции ИРН требует решения ряда задач, связанных с исследованием взаимосвязанных электромагнитных и тепловых полей в локализаторе и обмотке. Сложность моделирования электротепловых процессов обусловлена неоднородной составной структурой обмотки, различными условиями теплообмена, наличием внутренних источников тепла, неравномерно распределенных по объему локализатора. Моделирование процесса сводится к решению двух взаимосвязанных задач – электромагнитной и тепловой, которые описываются дифференциальными уравнениями Максвелла и Фурье соответственно. Решение системы уравнений для конкретной модели может быть осуществлено программно с использованием программного комплекса *ANSYS*.

Задача рассматривается в нелинейной постановке. Основными причинами нелинейности модели являются: зависимость электро- и теплофизических свойств материалов от температуры и напряженности электромагнитного поля; сложный характер теплообмена, т. е. одновременное протекание процессов радиационного, конвективного и кондуктивного.



Рис. 2. Расчетная модель ИРН с многослойной обмоткой

Расчетные модели (рис. 2) для электромагнитной и тепловой задач выполнены одинаковыми и представляют собой двухмерную область с локализатором и обмоткой, симметричную относительно оси вращения X и оси Y, проходящей через центр масс локализатора. При решении электромагнитной задачи переменная толщина стенок локализатора не учитывалась, так как она намного больше глубины проникновения электромагнитной волны в материал. Для учета распределения температуры по толщине локализатора тепловая задача решалась при разных толщинах стенки.

В электромагнитной задаче приняты допущения: расчет выполняется для первой гармоники тока, электромагнитное поле принимается квазистационарным, не учитываются потери на гистерезис при нагреве ферромагнитных тел, в расчете не учитывается влияние выводов обмотки и защитного кожуха.

В модели задавались экспериментально полученная кривая намагничивания B(H) закаленной стали 15XM и магнитная проницаемость ($\mu = 2.5$) оболочки кабеля, а также зависимости удельного электрического сопротивления $\rho(t)$ от температуры. Теплофизические свойства материалов задавались функциями температуры, полученными аппроксимацией справочных данных. В электромагнитной модели задавались следующие граничные условия (см. рис. 2): на границах расчетной области 1, 2 – условие Дирихле A = 0; на осях симметрии X, Y – условие Неймана $\partial A/\partial n = 0$. В тепловой модели задавались: граничное условие первого рода – начальная температура в модели, равная 20 °C, второго рода – условие равенства производной температуры по нормали к плоскостям симметрии, третьего рода – коэффициент черноты $\varepsilon = 0.93$ для лучистого теплообмена и коэффициент конвективной теплоотдачи, полученной при решении газодинамической задачи естественной конвекции в ANSYS CFX [5]. Анализ изменения коэффициента теплоотдачи в зависимости от температуры $\alpha = f(T)$, выявил, что в локализаторе можно выделить четыре области (рис. 3) с одинаковыми условиями теплоотдачи: внутренняя поверхность (4), торцы (3), центральная часть (1), охваченная индуктором, и края (2).



Рис. 3. Зависимость коэффициента теплоотдачи от температуры локализатора

Поиск оптимальной конструкции ИРН сопряжен с исследованием влияния многих факторов, таких как геометрические размеры обмотки и провода, элек-

трофизические свойства материалов и т. д. Для упрощения процедуры создания модели в среде *Borland Delphi* 6 разработана подпрограмма *MultilayerCoil*, позволяющая создавать расчетную модель по заданным геометрическим параметрам обмотки и локализатора. Подпрограмма генерирует командный файл, который передается в программу *ANSYS* для вычислений, на основании полученного файла результатов вычисляет потери, активную, реактивную мощности в каждом витке обмотки для жилы и оболочки провода в отдельности (рис. 4).



Рис. 4. Потери в оболочке и жиле провода (слева), реактивная и активная мощность (справа) в каждом витке многослойной обмотки

Как показали расчеты, электрический КПД нагревателя составляет $\eta_{\scriptscriptstyle ЭЛ} = 0,45$, что говорит о том, что половина потребляемой энергии идет на потери в жиле и нержавеющей оболочке провода, при этом суммарные потери в оболочке в 10 раз больше, чем в жиле. Однако эти потери идут на дополнительный нагрев локализатора, и тепловой КПД нагревателя составляет $\eta_{\rm T} = 0,65$. Положительным моментом использования данного провода является высокий соз $\phi = 0,78$, что не требует использования в системе питания устройств компенсации реактивной мощности.

Исследования показали, что для достижения данных энергетических параметров лучше всего подходит обмотка с четырьмя слоями (рис. 5, *a*) при питании от промышленной сети частотой 50 Гц (рис. 5, δ). Оптимальными параметрами питания являются: в режиме нагрева локализатора сила тока 110–130 А, в режиме поддержания температуры – 60 А при напряжении 250 В (рис. 5, ϵ).

Оценка влияния конструкции обмоточного провода на энергетические характеристики показала, что оптимальным является квадратное сечение провода размером 10 мм и площадью токоведущей жилы 36 мм², при этом толщина оболочки должна составлять 0,3–0,4 мм (рис. 5, c). Дополнительного увеличения энергетических показателей можно достигнуть применением вместо нержавеющей оболочки никель-хромовых сплавов, имеющих более высокое электрическое сопротивление (рис. 5, d).

Оптимальная ширина обмотки составляет 0,6–0,7 от длины локализатора (рис. 5, e), тем самым обеспечивается приемлемый перепад температуры по длине локализатора и максимальный электрический КПД. Установлено, что увеличение зазора между локализатором и обмоткой ведет к снижению КПД (рис. 5, w), поэтому зазор должен составлять 15–20 мм для обеспечения оперативной замены изношенного локализатора после многократных подрывов.





Отмечено, что увеличение шага намотки кабеля в радиальном $S_{\text{рад}}$ и осевом $S_{\text{ос}}$ направлениях (рис. 5, 3) ведет к снижению $\eta_{3л}$, поэтому шаг должен быть минимально необходимым $S_{\text{рад}} = S_{\text{ос}} = 2-3$ мм для прохода охлаждающего воздуха между витками.

Применение в ИРН внешнего магнитопровода нецелесообразно, так как ведет к снижению $\eta_{\scriptscriptstyle 3Л}$ за счет дополнительных потерь в самом магнитопроводе и возрастанию потерь в оболочке кабеля из-за увеличения плотности тока в крайних витках, кроме этого внешний магнитопровод усложняет конструкцию и увеличивает трудоемкость изготовления.

Исследования показали, что не все тепло, выделяющееся в обмотке, идет на нагрев локализатора. Поэтому для предотвращения ее перегрева необходимо дополнительное охлаждение, для которого лучше всего подходит сжатый воздух. Расчет параметров системы охлаждения показал, что для поддержания температуры обмотки 350 °C расход воздуха должен составлять 180 м³/час. Подача и распределение воздуха по слоям обмотки осуществляется с помощью системы коллекторов, выполненных из перфорированной трубки диаметром 10 мм. Для защиты обмотки от воздействия взрыва она размещена внутри герметичного защитного кожуха, внутри которого осуществляется циркуляция охлаждающего воздуха.

Поддержание постоянной температуры локализатора в процессе уничтоже-



Рис. 6. Структурная схема системы регулирования

ния боеприпасов и контроль за перегревом обмотки осуществляются при помощи двухконтурной системы регулирования с обратной связью по температуре (рис. 6). Аналоговый канал служит для регулирования мощности, подводимой к обмотке, пропорционально температуре локализатора, релейный – для отключения питания обмотки при ее нагреве выше 350 °C. Измерение температуры обмотки и наружной поверхности локализатора осуществляется контактными датчиками температуры.

Для исследования электрических и тепловых параметров ИРН и режимов его работы разработан испытательный стенд (рис. 7),

включающий ИРН, систему регулирования температуры, систему воздушного охлаждения, включающую компрессор ВК-20А и блок подготовки воздуха, систему замера электрических (анализатор Qualistar Plus C.A. 8335) и тепловых параметров (датчики температуры ДТПк, тепловизор FLIR T250, пирометр Fluke-66).

С использованием стенда получены данные об изменении электрических параметров ИРН, таких как ток, напряжение, мощность, коэффициент мощности в процессе нагрева. Тепловыделение в обмотке определялось методом калориметрирования с использованием данных о расходе, начальной и конечной температурах охлаждающего воздуха. Изучены зависимости нагрева локализатора с переменной толщиной стенок, расчетные и экспериментальные графики нагрева локализатора представлены на рис. 8.

Результаты сравнения расчетных и экспериментальных данных приведены в таблице. Сопоставление интегральных параметров ИРН, полученных на стенде, с

параметрами, полученными при моделировании, подтверждает высокую точность численного расчета, погрешность которого не превышает 10 %. Данная погрешность определяется допущениями, принятыми при моделировании.



Рис. 7. Схема испытательного стенда

Параметр	Эксперимент	Расчет		
Ток в обмотке, А	125	118		
Напряжение в обмотке, В	255	247		
Время нагрева, ч	9	9,1		
Активная мощность, кВт	24,5	25,2		
Полная мощность, кВА	32,3	33,7		
Электрический КПД	0,42	0,45		
Коэффициент мощности <i>cos φ</i>	0,78	0,76		
Тепловыделение в обмотке, кВт	9,3	9,0		

Результаты сравнения расчетных и экспериментальных данных



Рис. 8. Экспериментальные и расчетные графики нагрева локализатора в разных точках

На стенде проведены ресурсные испытания ИРН на стойкость к многократным подрывам. В результате подтверждено, что ИРН обеспечивает полное уничтожение боеприпасов с производительностью 5–6 шт/час. Экспериментально определенный ресурс локализатора составляет 5000 боеприпасов с массой взрывчатого вещества 0,1 кг, 2000 – с 0,4 кг и 300 – с 0,7 кг. Обмотка практически не подвержена воздействию взрывных нагрузок, поэтому ее ресурс составляет более 10000 подрывов.

На ИРН разработана конструкторская и технологическая документация, отработана технология изготовления. Для автоматизированного уничтожения боеприпасов на базе ИРН разработана установка уничтожения, на которую получен патент РФ [6].

Заключение

По результатам обзора выявлено, что существующие устройства не позволяют уничтожать боеприпасы с массой взрывчатого вещества до 0,7 кг из-за отсутствия защиты от взрыва. Предложена конструкция ИРН со сменным локализатором и многослойной обмоткой из провода с оболочкой из нержавеющей стали. Определены наиболее подходящие конструктивные параметры обмотки и провода, а также сила и частота тока, пропускаемого по обмотке. Эти параметры были выбраны исходя из соображений получения наибольшего КПД и *соs* φ . Управление температурой локализатора и обмотки осуществляется с использованием двухконтурной системы регулирования с обратной связью по температуре.

Экспериментально изучены электрические, тепловые параметры и режимы работы ИРН, определен ресурс работы локализатора при многократных подрывах. Работоспособность и эффективность ИРН подтверждена промышленной эксплуатацией на трех объектах по уничтожению химического оружия, где уничтожено более 80 000 реальных боеприпасов. Универсальность термического способа инициирования и конструкции ИРН позволяет уничтожать широкую номенклатуру боеприпасов и их составных частей, содержащих до 0,7 кг взрывчатых веществ, порохов и продуктов спецхимии в тротиловом эквиваленте. БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- Каталог технологического оборудования утилизации боеприпасов и переработки освобождаемых материалов / В.П. Винников, В.П. Глинский, В.С. Завьялов, Б.В. Мацеевич. – ФГУП «КНИИМ», 2010. – 155 с.
- 2. Довбыш В.Н. Математическое моделирование системы индукционного нагрева линии по уничтожению взрывателей // Вестник Самарского государственного технического университета. Сер. Физ.-мат. науки. 2002. № 16. С. 184-187.
- Калашников В.В., Данилушкин А.И., Мушкаев М.И., Пивоваров А.В. Уничтожение взрывателей // Тезисы докл. 2-й Российской науч.-техн. конф. «Комплексная утилизация обычных видов боеприпасов», г. Красноармейск, 1996. – С. 18.
- Баскаков П.А. Исследование режимов нагрева боеприпаса, обеспечивающих его полное уничтожение // Тр. XV Всеросс. науч.-техн. конф. «Наука. Промышленность. Оборона». Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2014. С. 61-65.
- 5. Баскаков П.А., Кувалдин А.Б., Затрубщиков Н.Б. Разработка и исследование индукционнорезистивного нагревателя // Вестник МЭИ. – 2014. – № 4. – С. 41-48.
- 6. Взрывозащитная локализующая камера многоразового использования для уничтожения неразборных боеприпасов: Пат. RU 145207 U1:МПК F42B 33/00, 33/06/ Баскаков П.А. и др.; опубл. 10.09.2014, Бюл. № 25.

Статья поступила в редакцию 5 сентября 2015 г.

THEORETICAL AND EXPERIMENTAL STUDIES OF THE INDUCTION-RESISTANCE HEATER FOR THE DESTRUCTION OF SMALL-CALIBER AMMUNITION

P.A. Baskakov¹, A.B. Kuvaldin²

¹OJSC "Scientific-Research Institute of Mechanization of Krasnoarmeysk" 8, Prospekt Ispytateley, Krasnoarmeysk, Moscow Region, 141292, Russia

²National Research University "Moscow Power Engineering Institute" 14, Krasnokazarmennaya, Moscow, 111250, Russia

The results of study induction-resistance heater for destroying small-caliber ammunition using mathematical modeling coupled electromagnetic and thermal processes. Using specific winding wire with a stainless steel shell requires selecting the most optimal aspect ratio and parameters of a multi-layer wire winding, providing the required parameters for a stable heat localizer destruction of ammunition. The geometry of the structure and the presence of non-linear functions in the distribution of electromagnetic and thermal fields do basic research tool numerical models that were given in order to simplify twodimensional formulation.

Key words: induction-resistance heater, the destruction of ammunition, blast suppressor, multilayer coil, mineral insulated stainless steel sheathed cable.

УДК 669.71

ОСОБЕННОСТИ ИНДУКЦИОННОГО НАГРЕВА ПОД ДЕФОРМА-ЦИЮ

Л.С. Зимин, А.С. Егиазарян

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

E-mail: epp@samgtu.ru

Рассмотрены особенности проектирования и эксплуатации систем индукционного нагрева металла под обработку давлением. Основное внимание уделено применению индукционного нагрева в прокатном и прессовом производствах. Показаны особенности проектирования и эксплуатации индукторов на промышленной частоте как в однофазном, так и в трехфазном исполнении. Дан анализ распределения активной мощности по длине трехфазного индуктора. Раскрываются основные причины, ухудшающие равномерность нагрева заготовок. Освещены вопросы электромагнитной совместимости мощных индукционных установок с системой электроснабжения.

Ключевые слова: индуктор, проектирование, краевые эффекты, равномерность нагрева, энергоэффективность.

Широко распространенные в различных отраслях промышленности процессы обработки металлов методом горячего пластического деформирования неразрывно связаны с технологией нагрева металла, где перспективно применение индукционного нагрева [1].

В условиях дефицита электроэнергии, ее высокой стоимости при одновременном росте удельных мощностей нагрева актуальное значение приобретает проблема достижения экстремальных значений технико-экономических показателей технологических комплексов «индукционная нагревательная установка (ИНУ) – обработка металла давлением (ОМД)» [2–5; 7].

В общем случае методика проектирования ИНУ индифферентна к виду ОМД, но для получения конкретных результатов необходим дифференцированный подход. Это связано в основном с особенностями конструкции зоны обработки давлением (очага деформации), которые отражаются в тепловом балансе деформируемого металла. Если с точки зрения конструкции ИНУ и особенностей процесса индукционного нагрева ограничиться двумя основными формами нагреваемых заготовок – прямоугольной и цилиндрической, то из наиболее распространенных видов горячей ОМД в металлургическом производстве целесообразно рассмотреть прокатку (слябинг) и прессование. В частности, рассматривается прессование алюминиевых сплавов и прокатка листов (слябинг) [6]. Выбор оптимальной величины температуры является одним из наиболее важных условий при построении технологии, оказывающим влияние на основные технические и экономические показатели.

В общем случае температура заготовки взаимосвязана с рядом других технологических параметров и изменяется в процессе деформации. При этом следу-

Лев Сергеевич Зимин (д.т.н., проф.), профессор. Александра Сергеевна Егиазарян (к.т.н.), доцент.

ет учитывать, что уже при нагреве создается неравномерность температурного поля по сечению и длине заготовки, которая при деформации усиливается. Это происходит потому, что в пластической зоне около 90–95 % приложенной энергии деформации переходит в тепло; тепло образуется также и в объемах металла, прилегающих к контактным поверхностям, вследствие затраты энергии на преодоление сил контактного трения.

Процесс деформационного теплообразования иногда весьма существенно изменяет первоначально заданный температурный режим. Изменение температурных условий в течение процесса может влиять непосредственно на физикохимическое состояние металла, величину и характер распределения прочностных и пластических свойств его в пластической зоне и, следовательно, на силовые и скоростные условия процесса, механические характеристики и ряд других свойств и характеристик.

На основании энергетического условия пластичности Мизеса – Губера количество энергии формоизменения при необратимой деформации при заданной температуре, величине и скорости деформации не зависит от величины и скорости деформации и равно

$$W = k_{\sigma}G \ln\lambda, \tag{1}$$

где k₀ – сопротивление металла деформированию;

G – объем обрабатываемой заготовки;

 λ – вытяжка.

Сопротивление металла деформированию, определяющее тепловой эффект деформации, а также величину усилий и производительность ОМД, в свою очередь, зависит от температуры, степени деформации (v) и скорости деформации (v). Строго говоря, влияние всех условий деформации на сопротивление деформации взаимосвязано, но в первом приближении их можно представить с помощью обособленных термодинамических коэффициентов

$$\mathbf{k}_{\sigma} = \mathbf{k}_{\sigma 0} \, \mathbf{k}_{t} \, \mathbf{k}_{v},\tag{2}$$

где $k_{\sigma 0}$ – основное (базовое) сопротивление деформации при $k_t = k_v k_v = 1$.

На основе анализа литературных источников получена линейная аппроксимация термодинамических коэффициентов:

$$\begin{split} k_{\nu} &= 1 + \beta_{\nu} \ (\nu - 0, 3); \\ k_{\nu} &= 1 + \beta_{y} \ ln \ y; \\ k_{t} &= 1 + \beta_{t} \ (t_{cp} - 400 \ ^{\circ}\text{C}). \end{split} \tag{3}$$

Анализ приведенных зависимостей показывает, что общим для всех металлов является снижение k_t с повышением температуры по экспоненте, весьма близкой к прямой. Известно, что сопротивление деформации уменьшается с повышением температуры начала прокатки практически линейно. При горячем деформировании, которое протекает при температурно-скоростных условиях, когда рекристаллизация металла успевает осуществляться полностью, а упрочнение практически отсутствует, можно исходя из анализа литературных источников принять $k_v = 1,0$. Доля диссипации энергии деформации (1) в тепловую составляет при прессовании: 0,96–0,98 (сталь), 0,87 (алюминий); при прокатке: 0,84–0,94 (сталь), 0,77–0,93 (алюминий). Как видно, выделение тепловой энергии для рассматриваемых видов ОМД практически одинаково и температура в зоне деформации в основном определяется условиями отвода тепла.

Выбор оптимальной величины температуры является одним из наиболее важных условий при построении технологии, оказывающим влияние на основные технические и экономические показатели. В общем случае температура заготовки взаимосвязана с рядом других технологических параметров и изменяется в процессе деформации. При этом следует учитывать, что уже при нагреве создается неравномерность температурного поля по сечению и длине заготовки, которая при прессовании усиливается. Это происходит потому, что в пластической зоне около 90–95 % приложенной энергии деформации переходит в тепло; тепло образуется также и в объемах металла, прилегающих к контактным поверхностям, вследствие затраты энергии на преодоление сил контактного трения.

При современном состоянии производства производительность прессового оборудования достигает 4–5 т/час на прессах средней мощности, 10–15 т/час на крупных прессах, а производительность современных крупных прокатных станов достигает 50 и более т/час.

Из приведенных цифр видно, что даже современные электрические печи сопротивления с принудительной циркуляцией не в состоянии достичь указанной производительности и что для обеспечения нормальной работы крупного оборудования приходится устанавливать до 4–5 многокамерных крупногабаритных нагревательных печей сопротивления.

Исследования нагрева алюминиевых слитков показали, что пределом увеличения скорости нагрева является внутренний температурный перепад по сечению слитка (Δt). Для твердых алюминиевых сплавов рекомендуется температурный перепад не более 20 °C, для мягких $\Delta t = 40$ °C и для чистого алюминия $\Delta t = 60-80$ °C и более.

Повышение скорости нагрева в несколько десятков раз стало возможным только при индукционном нагреве, когда вся энергия, идущая на нагрев, передается индукционно, непосредственно в слитки без участия внешней среды.

Индукционный нагрев токами промышленной частоты позволил в 30–40 раз повысить скорость нагрева и уменьшить емкость печи до 3–4 слитков и менее.

Такое уменьшение рабочего пространства печи позволило снизить мощность холостого хода индукционной печи мощностью 600–800 кВт до 10–15 кВт, повысить КПД индуктора до 0,65 и сделать его практически независимым от производительности печи, что недостижимо в электрических печах сопротивления.

Индукционный нагрев характеризуется значительными значениями удельной мощности – 100–300 кВт/м² (при нагреве в печах сопротивления 6–10 кВт/м²), что приводит к большим перепадам по объему заготовки. Перепад температуры между поверхностью и центром заготовки для цветных металлов, предназначенных для прессования, составляет 3–5 % от температуры нагрева. Допустимым перепадом по сечению для алюминиевых сплавов по условиям прессования считается 40 °C, а по условиям внутренних термических напряжений эту величину можно увеличить до 100 °C и выше с последующим уменьшением до 40 °C в процессе выравнивания.

При прокатке скорость деформирования технологическими факторами практически не ограничивается. Это объясняется сравнительно небольшими частными деформациями и незначительным скольжением металла по контактной поверхности валков, при которых происходят лишь небольшие выделения тепла деформации и трения, исключающие возможность повышения температуры металла в пластической зоне до интервала с пониженной вязкостью.

Таким образом, при прокатке в первом приближении можно не рассматри-

вать температурное поле в процессе деформации, ограничившись средней температурой заготовки (сляба).

Уравнение теплового баланса при прокатке можно представить в виде

$$\Delta t = \Delta t_{\mu} - \Delta t_{\mu 3} - \Delta t_{ox}, \qquad (4)$$

где Δt_{a} – приращение температуры за счет деформации;

 $\Delta t_{\rm us}, \Delta t_{\rm ox}$ – охлаждение за счет теплоизлучения и теплоотдачи прокатным валкам, охлаждающей воде (эмульсии) и деталям стана.

Анализ выражения (4) и статистические данные показывают, что при прокатке наблюдается лишь незначительное изменение температуры в сторону снижения, которое для стального и алюминиевого раската не превышает 10 % от начальной температуры заготовки.

Таким образом, при прокатке в первом приближении можно не рассматривать температурное поле в процессе деформации, ограничившись средней температурой заготовки (сляба), связь которой с производительностью и основными энергетическими и технологическими параметрами прокатки можно установить следующим образом.

Момент прокатки

$$M_{\rm np} = K_{\rm cp} B R \Delta h, K_{\rm cp} = K_{\rm np} K \sigma, \tag{5}$$

где B – ширина сляба; R – радиус рабочих валков; Δh – величина обжатия;

 $K_{\rm np}$ – зависит от формы и геометрии раската в очаге деформации, от условий деформации и трения, а также от напряженного состояния в очаге деформации; его величина обратна КПД деформации $\eta_{\rm ze\phi} = 0.5 - 0.9$.

Мощность прокатного двигателя

$$P_{\rm AB} = M_{\rm np} \,\omega \,/\eta_{\rm cr} = \frac{K_{cp}}{\eta_{cm}} \frac{V}{\tau} \ln \lambda, \,\lambda = H/h, \tag{6}$$

где *H*, *h* – толщина сляба (раската) до и после прокатки;

 ω – частота вращения валков стана, равная частоте вращения прокатного двигателя в безредукторном приводе (при наличии лишь шестеренчатой клети);

η_{ст} – КПД стана, определяемый КПД привода и подшипников:

$$\eta_{\rm c} = \eta_{\rm np} \ \eta_{\rm nog} = (0,63-0,72) \cdot (0,75-0,97);$$

τ – время деформации.

Время прокатки сляба за п пропусков в одной клети будет равно

$$\tau_{\rm np} = AK_t + \tau_n, A = \frac{K_{\sigma 0} \sum_{i=1}^n K_{vi} k_{yi} \ln \lambda_i}{P_{\rm AB} \gamma \eta_{cn} \eta_{lta}}, v = \frac{\Delta h}{H}, y = \omega \sqrt{\frac{R}{H} v},$$
(7)

где τ_n – суммарное время пауз при прокатке одного сляба, определяемое работой рольганга, нажимного механизма, манипулятора и т. п.;

Выражение (7) дает простейшую зависимость времени прокатки от температуры через коэффициент К_t. Величины, входящие в коэффициент А, могут быть взяты из паспортных данных прокатного стана, а также из следующих рекомендаций. Требуемое качество проката достигается при соотношении R/H = 3-4; по условию захвата металла валками величина $vR/H \le (0,12-0,2)$.

Согласно системному подходу при проектировании ИНУ в технологиях прокатки необходимо учитывать взаимодействие прокатываемого металла с прокатным станом, рольгангами и нажимными механизмами.

Конкретные задачи из любой области теории ОМД необходимо рассматривать в системе взаимосвязанных проблем. Так, решение какой-либо изолированной задачи в системе, в которую она входит, может оказаться неэффективным в широком и более полном понимании этого слова. Так, например, время паузы – это наибольшее из времен работы механизмов перед собственно прокаткой. Но это не значит, что более быстроходные механизмы, кроме одного самого тихоходного, должны работать наискорейшим образом. Правильнее потребовать от них оптимальной работы с точки зрения минимума расхода энергии при выполнении операций за время срабатывания самого тихоходного механизма. Вряд ли целесообразно требовать от прокатного стана максимальной производительности, если он в технологической цепочке не является узким местом.

Действительно энергоэффективный технологический комплекс «ИНУ – деформация», особенно для мощных ИНУ и крупногабаритных заготовок обрабатываемого металла, можно спроектировать только с учетом его системы электроснабжения (СЭС).

В данном случае акцент делается на электроснабжение мощных нагревательных комплексов прокатных и прессовых производств для обработки крупногабаритных заготовок, когда ИНУ выполняют на частоту 50 Гц.

Применяя промышленную частоту, целесообразно попользовать ее основное энергетическое достоинство – наличие трех фаз. Нагрев в трехфазном индукторе создает дополнительные перепады по длине за счет неравномерной эпюры напряженности магнитного поля.

С увеличением веса заготовок и производительности индукционных нагревателей промышленной частоты мощность однофазных индукторов, даже при условии компенсации их реактивности, часто оказывается довольно значительной. При этом их подключение к трехфазными сетям становится нежелательным или вообще недопустимым. Поэтому индукционные установки большой мощности целесообразно выполнять в трехфазном исполнении.

В трехфазных электрических машинах все фазы расположены симметрично, т. е. имеют равные значения взаимных индуктивностей. При симметричной системе напряжений получается полностью симметричная система тока, поэтому бывает достаточно исследовать процессы только в одной фазе, чтобы получить представление о соотношениях в трехфазной системе. Из-за соосного расположения катушек индуктора возникает пространственная асимметрия, являющаяся причиной неравенства коэффициентов взаимной индуктивности даже в том случае, если все три катушки индуктора имеют одинаковые параметры.

Поскольку коэффициенты взаимной индукции между индукторами не равны между собой, то, как следствие, не будет равенства и в потреблении активной мощности каждой фазой. В зависимости от значений коэффициентов взаимной индуктивности и от углов сдвига между токами в каждом индукторе потребление мощности каждым из индукторов может быть различным, а также положительным или отрицательным, так как одиночные индукторы могут обмениваться мощностью как с сетью, так и друг с другом.

Как правило, при углах сдвига между токами, близкими к 120°, мощности

крайних катушек в сумме дают удвоенное значение мощности средней катушки. При углах, отличающихся от 120°, значения мощностей в каждой фазе могут быть различными.

Неравномерное потребление мощности разными катушками не означает такого же неравномерного распределения напряженности магнитного поля и, как следствие, неравномерного нагрева. Таким образом, потребление мощности отдельными катушками не находится в однозначной связи с индуктированной в заготовке мощностью и с мощностью, превращенной в тепло в катушке. Потребление мощности тремя отдельными катушками трехфазного индуктора неодинаково даже при одинаковом конструктивном их исполнении и одинаковой загрузке. Однако установлено, что потребление мощности отдельными катушками не находится в однозначной связи с индуктированной в садке мощностью, т. е. равномерный нагрев под каждой катушкой возможен. Чем больше отношение диаметра катушек к длине, тем сильнее сказывается их взаимное индуктивное влияние на электрический режим индуктора.

В то же время в этом случае необходимо стремиться к равномерной загрузке всех фаз сети электроснабжения. Существуют два возможных пути: первый – создавать однофазные установки, кратные числу фаз, и в ходе эксплуатации четким графиком работы обеспечивать их равномерную загрузку; второй – использовать установки, питающиеся одновременно от трех фаз при соединении катушек индукторов в звезду, треугольник или открытый треугольник.

В условиях современного производства если не применять симметрирующие устройства, то реальным является второй путь.

Надо отметить, что у трехфазного индуктора к краевому эффекту катушек добавляется влияние стыков соседних фаз, которое тем больше, чем более сдвиг фаз полей соприкасающихся катушек. При таком рассмотрении однофазная катушка представляет собой идеальный граничный случай отдельных катушек, поля которых имеют одинаковую фазу. Такая катушка будет иметь наивысший КПД. Для трехфазного индуктора эта одинаковость фаз недостижима. Однако и в этом случае надо стремиться к возможному выравниванию фаз по времени, т. е. и по соображениям к.п.д. предпочтение следует отдать несимметричной схеме включения катушек индуктора.

Следует также обратить внимание на то, что эффективное сопротивление обмотки индуктора зависит от формы поля. Вытеснение тока в обмотке происходит в сторону магнитных силовых линий. На концах катушек могут возникать дополнительные потери от вытеснения тока за счет радиальной составляющей магнитного поля. Деформация поля на стыках зависит от сдвига фаз, так что и по этой причине следует стремиться к несимметричной схеме включения катушек.

Таким образом, однофазный индуктор имеет наивысший достижимый КПД. Но с помощью трехфазного индуктора легко достигается симметрирование нагрузки.

Под энергоэффективным проектированием СЭС комплекса ИНУ понимается построение наиболее экономичного ее варианта при соблюдении технических условий, накладываемых как элементами СЭС, так и потребителями – ИНУ. В качестве экономического критерия энергоэффективности целесообразно принимать суммарные приведенные затраты на СЭС, которые определяются технологическими, электротехническими и топологическими параметрами. К технологическим параметрам относятся: технологическая схема процесса «ИНУ – деформация» с указанием режимов работы, количества и мощности ИНУ, частота тока,

требования к надежности электроснабжения и регулированию мощности. К электротехническим параметрам относятся: напряжение и число фаз, количество и мощность источников питания, компенсирующих устройств, конструктивное исполнение сети; к топологическим: координаты расположения ИНУ, источников питания, компенсирующих устройств, а также конфигурация сети.

Участок индукционных нагревательных установок (ИНУ), предназначенных для ОМД, можно условно представить в виде двух транспортных потоков: 1 – металл, 2 – электроэнергия. В глобальной постановке задачи оптимизации электротермического производства это задача комплексной оптимизации потоков 1 и 2 с целью получения максимума дохода при условии выполнения заданной программы в срок и с заданным качеством. Указанная задача ставится в многокритериальной форме:

$$I(X) = [I_k(X), \dots I_n(X)] \to \max;$$

$$X \subset \Omega; \ \Omega: h_i(X) \ge 0; \ (I = 1, \dots, m).$$
(8)

Здесь $I_k(X)$ – критерии, определяющие величину дохода (капитальные и текущие затраты, надежность и гибкость энерготехнологического комплекса, стабильность экономических показателей и способность комплекса к развитию);

 $h_i(X)$ – ограничения (производительность и качество производства, финансовые и материальные ресурсы, экологические нормы и требования охраны труда, ограничения на площади, социальные факторы), которые определяют границы области Ω возможных проектных решений X, представляющих собой вектор параметров ИНУ, режимы их работы, а также характеристики системы электроснабжения электротермического участка – координаты трансформаторных подстанций (ТП) и узлов токопроводящей схемы, мощность и количество ТП, сечение проводов, количество и схему расстановки источников питания ИНУ.

В качестве уравнений связи в (8) используются уравнения, описывающие электротепловые процессы в транспортных потоках 1 и 2. На стадии проектирования комплексов «нагрев – деформация» и в процессе оперативного управления ими приходится многократно решать задачи (8).

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- 1. Данилушкин А.И., Данилушкин В.А., Зимин Л.С. Основы промышленных электротехнологий. Самара: СамГТУ, 2014. 239 с.
- 2. *Егиазарян А.С.* Возможные подходы к проектированию индукторов // Вестник Самарского государственного технического университета. Сер. Технические науки. 2015. № 1 (45). С. 194-198.
- 3. Зимин Л.С., Егиазарян А.С. Комплексный подход к оптимальному проектированию индукционных нагревательных установок // Известия вузов. Электромеханика. – 2014. – № 5. – С. 63-67.
- 4. Зимин Л.С., Головачев А.Л., Егиазарян А.С. Оптимальные технологии «индукционный нагрев деформация» // Вопросы электротехнологии. Научно-технический журнал Саратовского государственного технического университета. 2014. № 2(3). С. 5-10.
- 5. *Рапопорт Э.Я., Плешивцева Ю.Э.* Оптимальное управление температурными режимами индукционного нагрева. – М.: Наука, 2012. – 309 с.
- 6. *Немков В.С., Демидович В.Б., Растворова И.И., Ситько П.А.* Индукционный нагрев алюминиевых заготовок: состояние и перспективы // Электрометаллургия. 2013. № 2. С. 12-21.
- 7. Демидович В.Б., Растворова И.И., Чмиленко Ф.В., Григорьев Е.А., Немков В.С. Энергоэффективные индукционные нагреватели слитков из легких сплавов //РАН.. Энергетика. 2013. №5. С. 11-20.

FEATURES OF INDUCTION HEATING FOR THE DEFORMATION

L.S. Zimin, A.S. Yeghiazaryan

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

Considered the features of design and operation of the induction heating systems of metal treatment under pressure. Focuses on the application of induction heating to rolling and pressing in the industries. Particularity of the design and operation of the inductors at industrial frequency in single-phase and three-phase version was shown. Was made the analysis of distribution of active power along the length of the three-phase inductor. Describes the main causes of deteriorating the uniformity of heating of billets. Highlights the issues of electro-magnetic compatibility powerful induction units with electricity supply system.

Keywords: inductor, design, edge effects, uniformity heating, energy efficiency.

Lev S. Zimin (Dr. Sci. (Techn.)), Professor. Alexandra S. Yeghiazaryan (Ph.D. (Techn.)), Associate Professor.

УДК 621.313.3

ИДЕНТИФИКАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ СИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА С ВОЗБУЖДЕНИЕМ ОТ ПОСТОЯННЫХ МАГНИТОВ МЕТОДОМ ЧИСЛЕННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ МАГНИТНОГО ПОЛЯ

Ю.В. Зубков, Э.Г. Чеботков

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

Численным моделированием магнитного поля синхронного генератора с магнитоэлектрическим возбуждением определены коэффициент рассеяния индуктора и реактивные сопротивления реакции обмотки якоря. Приведены картины магнитных полей, создаваемых индуктором и обмоткой якоря. Показано распределение индукции на середине немагнитного зазора. Оценено влияние рассеяния магнитов и соотношения между реактивностями обмотки якоря по продольной и поперечной осям на характеристики генератора.

Ключевые слова: генератор с возбуждением от ПМ, коэффициент рассеяния индуктора, параметры обмотки якоря.

При проектировании автономных источников электроэнергии с магнитоэлектрическим возбуждением, находящих в настоящее время широкое применение в таких областях, как ветроэнергетика, авиация, автомобильный и железнодорожный транспорт, является актуальной задача определения реактивностей обмотки якоря и коэффициента рассеяния магнитной системы таких преобразователей. Основой расчета этих параметров является вид кривой размагничивания постоянного магнита (ПМ) и его линия возврата [1]. В качестве ПМ в современных конструкциях электромеханических преобразователей используются высококоэрцитивные магниты, имеющие линейную кривую размагничивания, совпадающую при этом с линией возврата.

Поставленная задача решалась при создании синхронного генератора для энергоснабжения железнодорожного вагона, имеющего следующие данные: мощность P = 8 кВт; линейное напряжение U = 380 В; частота вращения n = 350 об/мин; число полюсов 2p = 12; способ возбуждения – постоянные редкоземельные магниты марки *NdFeB N38H*, имеющие при температуре 80 °C остаточную индукцию $B_r = 1,16$ Тл и коэрцитивную силу $H_c = 750$ кА/м. На рис. 1 показан фрагмент магнитной системы генератора. ПМ намагничены по меньшей длине, имеют преобладание радиальной намагниченности, отделены от немагнитного зазора магнитомягкой электротехнической сталью марки 2412.

С целью определения рабочей точки магнита на кривой размагничивания при известной геометрии активной зоны СГ методом конечных элементов в программной среде *Elcut* проведено моделирование магнитного поля, включающее несколько этапов: режим холостого хода, продольная реакция якоря, поперечная реакция якоря.

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

Эдуард Галактионович Чеботков (к.т.н., доц.), доцент кафедры «Электромеханика и автомобильное электрооборудование».



Рис. 1. Фрагмент магнитной системы синхронного генератора

При моделировании режима холостого хода источники поля задавались величиной коэрцитивной силы ПМ $H_c = 750$ кА/м с соответствующими направлениями осей намагничивания и относительной магнитной проницаемостью $\mu =$ 1,23. Магнитные свойства сердечников якоря и индуктора заданы кривой намагничивания электротехнической стали. С целью сокращения времени расчета моделирование проводилось на протяжении двух полюсных делений. Граничное условие – на внешней поверхности сердечника статора, внутренней поверхности сердечника ротора и на боковых границах области (оси полюсов одной полярности) векторный магнитный потенциал A = 0. На рис. 2 приведены картина магнитного поля СГ при холостом ходе и кривая распределения нормальной составляющей индукции на середине воздушного зазора.



Рис. 2. Картина магнитного поля и кривая распределения индукции в режиме холостого хода

По итогам моделирования магнитного поля с использованием функции *fft* быстрого преобразования Фурье пакета *MathCad* определены следующие величины и параметры:

- магнитный поток в воздушном зазоре $\Phi_{\delta 0} = 0,00623$ Вб;
- магнитный поток в нейтральном сечении магнита $\Phi_{M} = 0,00834$ Вб;
- коэффициент рассеяния магнитов $k_{\sigma} = \Phi_{M} / \Phi_{\delta 0} = 1,338;$
- максимальное значение магнитной индукции в зазоре $B_{\delta m0} = 0,679$ Тл;
- основная гармоническая индукции в зазоре $B_{\delta m01} = 0,77$ Тл;

- коэффициент насыщения магнитной цепи

 $k_{\mu} = (F_{\delta} + F_{cm}) / F_{\delta} = 847/808 = 1,048.$

Для определения влияния реакции якоря на поле постоянных магнитов (возбуждения) и индуктивных сопротивлений реакции якоря по продольной и поперечной осям осуществлено моделирование магнитного поля при продольном (когда магнитная ось фазы обмотки якоря совпадает с осью поля ПМ) и поперечном (когда ось фазы совпадает с поперечной осью поля возбуждения) положении индуктора. Источником поля в этих задачах является полный ток паза статора. На якоре генератора уложена двухслойная трехфазная обмотка следующих параметров: число пазов z = 54, число полюсов 2p = 12, число пазов на полюс и фазу $q = 1\frac{1}{2}$, шаг по пазам y = 4 (укороченный) (см. таблицу).

Таблица обмотки и распределения пазов по фазным зонам на протяжении двух пар полюсов

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18
A	A	Ζ	В	В	X	C	C	Y	A	A	Z	В	В	X	[C	Y
A	Ζ	Ζ	В	X	X	C	Y	Y	A	Ζ	Ζ	В	X	X	C	Y	Y

При моделировании ток в фазе A равен максимальному относительному значению $I_A = I_m = 1$, токи в фазах B и C $I_B = I_C = -\frac{\sqrt{3}}{2}$.

В случае продольной реакции якоря ось фазы A-X совпадает с осью поля возбуждения и с серединой зубца статора. Граничные условия такие же, как в задаче холостого хода (A = 0). На рис. 3 показано распределение линий магнитного поля продольной реакции якоря в генераторе и кривая нормальной составляющей индукции на середине воздушного зазора.



Рис. 3. Картина магнитного поля и кривая распределения индукции продольной реакции якоря

Анализируя результаты моделирования, можно видеть, что как в режиме холостого хода, так и при продольной реакции заметны сильно насыщенные участки магнитной цепи, индукция в которых достигает значения 2 Тл. По этим путям замыкаются потоки рассеяния ПМ. Существенное насыщение этих участков увеличивает магнитное сопротивление потокам рассеяния и приводит к уменьшению коэффициента рассеяния магнитов. Гармонический анализ кривой распределения поля позволил определить:

– магнитный поток продольной реакции якоря в воздушном зазоре $\Phi_{ad} = 0,00246$ Вб;

- максимальное значение индукции продольной реакции якоря B_{adm} = 0,45 Тл;

– основную гармонику индукции в зазоре $B_{adm1} = 0,321$ Тл;

- коэффициент формы поля продольной реакции якоря

$$k_{ad} = B_{adm1} / B_{adm} = 0,321/0,45 = 0,713;$$

- основную гармонику магнитного потока продольной реакции

$$\Phi_{ad1} = \frac{2}{\pi} \cdot B_{adm1} \cdot \tau \cdot l_{\delta} = \frac{2}{\pi} \cdot 0,321 \cdot 0,0793 \cdot 0,16 = 0,00275 \text{B}6;$$

- ЭДС продольной реакции якоря

$$E_{ad} = \pi \sqrt{2} f w k_{ob} \Phi_{ad1} = \pi \sqrt{2} \cdot 35 \cdot 288 \cdot 0,96 \cdot 0,00275 = 111,6 \text{ B};$$

 ненасыщенное значение индуктивного сопротивления продольной реакции якоря в абсолютных

$$x_{ad} = E_{ad} / I_d = 111,6/12,76 = 8,75$$
 Ом

и относительных единицах

$$x_{ad}^* = x_{ad} \frac{I_{\phi}}{U_{\phi}} = 8,75 \frac{12,76}{220} = 0,508.$$

На следующем этапе осуществлен расчет магнитного поля поперечной реакции якоря. В этом случае ось фазы A-X совпадает с поперечной осью поля возбуждения и с серединой зубца статора. На границах области векторный магнитный потенциал A = 0. На рис. 4 показано распределение линий магнитного поля поперечной реакции якоря в генераторе и кривая нормальной составляющей индукции на середине воздушного зазора.



Рис. 4. Картина магнитного поля и кривая распределения индукции поперечной реакции якоря

По данным моделирования найдены параметры поля поперечной реакции якоря:

– магнитный поток поперечной реакции якоря в воздушном зазоре $\Phi_{aa} = 0,00486$ Вб;

– максимальное значение индукции поперечной реакции якоря $B_{aam} =$

0,667 Тл;

- основная гармоника индукции в зазоре $B_{aam1} = 0,602$ Тл;
- коэффициент формы поля поперечной реакции якоря

$$k_{aq} = B_{aqm1} / B_{aqm} = 0,602/0,667 = 0,903;$$

- основная гармоника магнитного поля поперечной реакции

$$\Phi_{aq1} = \frac{2}{\pi} \cdot B_{aqm1} \cdot \tau \cdot l_{\delta} = \frac{2}{\pi} \cdot 0,602 \cdot 0,0793 \cdot 0,16 = 0,00485 \text{B6};$$

– ЭДС поперечной реакции якоря

$$E_{aq} = \pi \sqrt{2} f W k_{o\delta} \Phi_{aq1} = \pi \sqrt{2} \cdot 35 \cdot 288 \cdot 0,96 \cdot 0,00485 = 208,3 \text{ B};$$

– ненасыщенное значение индуктивного сопротивления поперечной реакции якоря в абсолютных

$$x_{aq} = E_{aq} / I_q = 208,3/12,76 = 16,33 \text{ Om}$$

и относительных единицах

$$x_{aq}^* = x_{aq} \frac{I_{\phi}}{U_{\phi}} = 16,33 \frac{12,76}{220} = 0,947.$$

Как следует из анализа магнитного поля, для случаев продольной и поперечной реакции якоря соотношение между индуктивными сопротивлениями реакции якоря по продольной и поперечной осям в генераторе с магнитоэлектрическим возбуждением ($x_{ad} < x_{aq}$) имеет характер, противоположный явнополюсным СГ с электромагнитным возбуждением ($x_{ad} > x_{aq}$). Данное обстоятельство объясняется характерной ориентацией ПМ относительно зазора и их армированием магнитомягкой сталью. Знание значений этих параметров и коэффициента рассеяния магнитной системы СГ позволяет на стадии проектирования моделировать номинальный и другие режимы работы генератора.

Выводы

В результате моделирования магнитных полей индуктора и якоря генератора с возбуждением от постоянных магнитов установлено:

 – ПМ имеют достаточный энергетический запас для обеспечения стабильной работы генератора при изменении нагрузки в широком диапазоне несмотря на существенную величину коэффициента рассеяния магнитной системы индуктора;

 данный генератор имеет более жесткую внешнюю характеристику и меньшую величину номинального изменения напряжения, чем генератор с электромагнитным возбуждением, за счет относительно малого индуктивного сопротивления реакции якоря по продольной оси;

 – полученные результаты могут быть распространены на генераторы отличающейся мощности с идентичной геометрией активной зоны. Машины с другой конфигурацией статора и ротора могут быть исследованы посредством конечноэлементного моделирования по алгоритму, изложенному в статье.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- 1. Бут Д.А. Бесконтактные электрические машины. М.: Высш. шк., 1990. 416 с.
- Высоцкий В.Е., Зубков Ю.В., Тулупов П.В. Математическое моделирование и оптимальное проектирование вентильных электрических машин. – М: Энергоатомиздат, 2007. – 340 с.

3. Зубков Ю.В. Расчет магнитного поля вентильного генератора совмещенного типа // Проблемы электротехники, электроэнергетики и электротехнологии: Труды 4-й Междунар. науч.-техн. конф., ч. 1. – Тольятти, 2012. – С. 40-46.

Статья поступила в редакцию 14 апреля 2015 г.

IDENTIFICATION OF PARAMETERS SYNCHRONOUS GENERATOR WITH PERMANENT MAGNETS BY MAGNETIC FIELD NUMERICAL SIMULATION

Yu.V. Zubkov, Ed. G. Chebotkov

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

In the paper the inductor dissipation factor and armature reactances of a permanentmagnet excitation synchronous generator are determined by magnetic-field numerical simulation. The patterns of the magnetic fields generated by the inductor and the armature windings are given. The distribution of induction in the centre of a non-magnetic gap is shown. The effect of PM dissipation and the ratio between the armature winding reactances lengthwise and widthwise on the generator characteristics is estimated.

Keywords: generator with excitation from the PM, inductor dissipation factor, armature winding parameters.

Yuri V. Zubkov (Ph.D. (Techn.)), Associate professor. Eduard G. Chebotkov (Ph.D. (Techn.)), Associate professor.

УДК 621.92

АНАЛИЗ УСТОЙЧИВОСТИ ПОЗИЦИОННО-СЛЕДЯЩЕГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА С УЧЕТОМ ДИСКРЕТНОСТИ ЭКСТРАПОЛЯТОРА НУЛЕВОГО ПОРЯДКА

В.Е. Лысов, И.С. Сидоров

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

Теорема Котельникова – Шеннона доказывает возможность восстановления информации из дискретного сигнала, если частота квантования дискретного элемента больше или равна удвоенной частоте полосы пропускания непрерывной части системы. Это справедливо для случая, когда полоса пропускания непрерывной части системы имеет ярко выраженное ограничение. Однако в реальных системах она стремится к бесконечности, поэтому проявляется эффект алиасинга, что приводит к искажению информации. В этой связи влияние дискретности цифровой системы вносит дополнительную погрешность, которая ухудшает технические характеристики системы. Цель статьи – дать анализ влияния дискретности, вносимой экстраполятором нулевого порядка в составе структуры системы автоматического управления, на динамические показатели качества управления.

Ключевые слова: период дискретности, экстраполятор нулевого порядка, цифровая система, показатели качества управления.

Структурная схема рассматриваемого электропривода, построенная по принципу подчиненного регулирования [1] и настроенная на реализацию технического оптимума с включением экстраполятора нулевого порядка, показана на рис. 1.



Рис. 1. Структурная схема электропривода

Дискретность системы определяется регулятором $W_{per}(z)$, который включает в себя преобразователь АЦП, преобразующий непрерывный сигнал $\delta(t)$ в $\delta^*(t)$ (рис. 2).

Полученный код подается на центральный процессор, в котором выполняется программа регулятора и который имеет определенную дискретность в выборке кода с АЦП, обозначая ее Т. В эти же дискретные моменты времени код, полученный в результате вычисления в центральном процессоре, подается в ЦАП, который генерирует сигналы управления для аналоговой части электропривода y(t) усилителя мощности. ЦАП включает в себя экстраполятор нулевого

Владимир Ефимович Лысов (д.т.н., проф.), профессор кафедры «Электропривод и промышленная автоматика».

Игорь Сергеевич Сидоров, аспирант.

порядка, который удерживает полученный сигнал на протяжении всего периода Т [2, 3]. Эта величина определяет дискретность системы. В системах управления координатно-расточных станков (КРС) величина периода дискретности Т может достигать 63 мс в зависимости от сложности выполнения программы в ЦП [5]. Введение экстраполятора в структурную схему позиционно-следящего электропривода изменяет качество управления, и в первую очередь влияет на устойчивость системы.



Рис. 2. Структурная схема регулятора

Цель работы – показать, в какой степени показатели устойчивости САУ (запас устойчивости по фазе ($\Delta \phi$); запас устойчивости по модулю (ΔA)) зависят от периода дискретности Т экстраполятора.

При преобразовании непрерывного сигнала $\delta(t)$ в цифровую форму происходит некоторая потеря информации. Этот процесс определен теоремой Шеннона – Котельникова, которая доказывает, что если частотный спектр непрерывного сигнала строго ограничен полосой $2\omega_c$, то, представляя такой сигнал импуль-

сами частотой $\omega_0 > 2\omega_c$, где $\omega_0 = \frac{2\pi}{T}$, затем его можно восстановить узкопо-

лосным фильтром [2, 3]. В практических примерах сигналы имеют неограниченный спектр, а поэтому проявляется эффект Алиасинга, который приводит к взаимовлиянию высокочастотных составляющих смещенных спектров сигнала, что следует из представления, например, вещественно-частотной характеристики дискретной системы в разомкнутом состоянии с экстраполятором нулевого порядка:

$$P_{\Sigma}(\omega) = \frac{1}{T} \sum_{-\infty}^{\infty} P(\omega - m\omega_0) \cdot P_N(\omega - m\omega_0).$$
(1)

 $P_{\Sigma}(\omega); P(\omega - m\omega_0); P_N(\omega - m\omega_0)$ – вещественно-частотные характеристики дискретного сигнала, смещенного непрерывного сигнала и экстраполятора нулевого порядка соответственно.

В (1) принято: m – номер импульса; ω_0 – частота квантования экстраполятора; ω – текущее значение частоты. Анализ зависимости (1) показывает на то, что чем меньше период дискретности T, тем меньше взаимодействие смещенных спектров, тем меньше погрешность между непрерывным входным сигналом и восстановленным из дискретного входным сигналом. Однако эта погрешность всегда присутствует.

Анализ влияния периода дискретности T на запасы устойчивости по амплитуде ΔA и фазе $\Delta \phi$ проведем с помощью Z-преобразования с последующим переходом в плоскость псевдочастот λ . Это позволит использовать логарифмические амплитудно-фазовые частотные характеристики, которые наглядно позволят выявить особенности влияния Т на упомянутые выше показатели.

Передаточная функция рассматриваемой системы (см. рис. 1) в разомкнутом состоянии в форме Z-преобразования имеет вид [4]

$$W_p(Z) = \frac{K[Z(T - T_1 + T_1d) + T_1(1 - d) - dT]}{(Z - 1)(Z - d)} .$$
⁽²⁾

В (2) обозначено: Т – период дискретности; T_1 – постоянная времени апериодического звена; К – коэффициент передачи системы в разомкнутом состоя- $\frac{T}{T}$

нии; $d = e^{\overline{T_1}}$.

Анализ зависимости (2) в общем виде с точки зрения поставленной задачи затруднен, поэтому для дальнейшего исследования примем: $W(p) = \frac{K}{p(T_1p+1)} = \frac{6,85}{(0,08p+1)p}$ и T – варьирует в пределах 0,04; 0,08; 0,16; 0,4;

0,45; 0,5 с. С учетом принятого передаточные функции системы в форме Z-преобразования примут вид, представленный в таблице.

Используя билинейное преобразование [4, 2], перейдем в плоскость w, связанную с плоскостью Z зависимостью $Z = \frac{1+w}{1-w}$. В соответствии с этим преобразуем передаточные функции разомкнутой системы $W_p(Z)$ в $W_p(w)$.

Заменив в полученных $W_p(w)$ величину w на $w = j\lambda \frac{T}{2}$ [2, 4], получим некоторые зависимости, позволяющие построить ЛАФЧХ разомкнутой системы и дать оценку запасам устойчивости по модулю и по фазе.

Период дискретности экстраполя- тора «0» по- рядка T, с	Передаточная функция разомкнутой системы $W_{-}(z) = \frac{x(z)}{z}$	Передаточная функция разомкнутой системы $W_p(w) = \frac{x(w)}{x_{31}(w)}$	Амплитудно-фазовая частотная характеристика разомкнутой системы $W_p(j\lambda \frac{T}{2})$
	$x_{3d}(z)$		λ, c ⁻¹ , λ дек, К дб
0,04	$\frac{0,05(Z+1)}{(Z-1)(Z-0,6)}$	$\frac{0,1(1-w)}{0,08w(1+4w)}$	$\frac{6,25(1-j0,02\lambda)}{j\lambda(1+0,08\lambda)}$ $20 \log K = 20 \log 6,25 = 16$ $\lambda_1 = \frac{1}{0,08} = 12,5; \log 12,25 = 1,097$ $\lambda_2 = \frac{1}{0,02} = 50; \log 50 = 1,7$
0,08	$\frac{0,135(1,135Z+1)}{(Z-1)(Z-0,366)}$	$\frac{0,318(1-w)(1+0,149w)}{1,268w(1+2,15w)}$	$\frac{6,25(1-j0,04\lambda)(1-j0,006\lambda)}{j\lambda(1+j\lambda0,086)}$

Расчет логарифмических амплитудно-фазовых частотных характеристик дискретной системы

			$\lambda_1 = \frac{1}{0,04} = 25; \lg 25 = 1,4$
			$\lambda_2 = \frac{1}{0,006} = 166,6; \lg 166,6 = 2,22$
			$\lambda_3 = \frac{1}{0,086} = 11,63; lg11,63 = 1,065$
0.16	0.3(1.88Z + 1)	0.936(1 - w)(1 + 0.3w)	$6.25(1-i0.08\lambda)(1+i0.024\lambda)$
-,	$\frac{(Z-1)(Z-0.134)}{(Z-1)(Z-0.134)}$	$\frac{0,750(1-w)(1+0,5w)}{1.722w(1+1.21w)}$	$\frac{0,25(1-j0,000)(1+j0,0200)}{i\lambda(1+i\lambda(0.105))}$
		1,752W(1+1,51W)	<i>Jn</i> (1 + <i>Jn</i> (0,10 <i>3</i>)
			1
			$\lambda_1 = \frac{1}{0,08} = 12,5; lg 12,5 = 1,097$
			$\lambda_2 = \frac{1}{0,024} = 41,66; \lg 41,66 = 1,62$
			$\lambda_3 = \frac{1}{0,105} = 9,52; \lg 9,52 = 0,98$
0,4	0,52(4,2Z+1)	1,363(1-w)(1+0,615w)	$6,25(1+j0,123\lambda)(1-j0,2\lambda)$
	(Z-1)(Z-0,0064)	w(1+1,013w)	$j\lambda(1+j\lambda 0,2)$
			1
			$\lambda_1 = \frac{1}{0,123} = 8,18; lg 8,1766 = 0,91$
			1 - 5 + 1 = 5 + 1 = 5 = 0.7
			$\kappa_2 = \frac{1}{0,2} = 5,195 = 0,7$
0.45	$0.52(4.747 \pm 1)$	150(1+0.65-)(1)	<u>())</u>
0,43	$\frac{0,33(4,742+1)}{(7,1)(7,0.00352)}$	$\frac{1,520(1+0,05W)(1-W)}{W(1+W)}$	$\frac{6,25(1-j0,146\lambda)(1-j0,225\lambda)}{10(1+j0,225\lambda)}$
	(Z-1)(Z-0,00332)	W(1+W)	$J\lambda(1 + J\lambda 0, 225)$
			$\lambda_1 = \frac{1}{0,146} = 6,85; \lg 6,85 = 0,836$
			$\lambda_2 = \frac{1}{0,225} = 4,44; \lg 4,44 = 0,65$
			,
0,5	0,544(5,25Z+1)	1,7(0,68w+1)(1-w)	$6,25(1-j0,17\lambda)(1-j0,25\lambda)$
	$\overline{(Z-1)(Z-0,0019)}$	w(1+w)	$\overline{j\lambda(1+j\lambda0,25)}$
			$\lambda_1 = \frac{1}{0.17} = 5,88; \text{lg } 25 = 5,88$
			$\lambda_2 = \frac{1}{0.25} = 4; 1g = 0.6$

На основании полученных данных и того, что линейная часть САУ имеет значение $20 \lg 6, 25 = 16 \sharp 6$; $\omega_1 = \frac{1}{0,08} = 12, 5c^{-1}$; $\lg 12, 5 = 1,097$ дек., на рис. 3 представлены соответствующие ЛАФЧХ линейной части САУ и дискретной системы с экстраполятором нулевого порядка. Граничные частоты, определяющие

разграничение области низких и высоких частот управляющих сигналов, определены для каждого значения периода дискретности Т:

$$\begin{split} \mathrm{T}=&0,04\mathrm{c.}, \lambda_{zp} = \frac{2}{T} = 50c^{-1} \rightarrow 1,698\partial e\kappa; \\ \mathrm{T}=&0,08\mathrm{c.}, \lambda_{zp} = \frac{2}{T} = \frac{2}{0,08} = 25c^{-1} \rightarrow 1,3979\partial e\kappa; \\ \mathrm{T}=&0,16\mathrm{c.}, \ \lambda_{zp} = \frac{2}{T} = \frac{2}{0,16} = 12,5c^{-1} \rightarrow 1,097\partial e\kappa; \\ \mathrm{T}=&0,4\mathrm{c.}, \ \lambda_{zp} = 5c^{-1} \rightarrow 0,7\partial e\kappa; \\ \mathrm{T}=&0,45\mathrm{c.}, \ \lambda_{zp} = 4,44c^{-1} \rightarrow 0,65\partial e\kappa; \\ \mathrm{T}=&0,5\mathrm{c.}, \ \lambda_{zp} = 4c^{-1} \rightarrow 0,6\partial e\kappa. \end{split}$$



Рис. 3. ЛАФЧХ разомкнутой САУ с экстраполятором «0» порядка: 1 – ЛАФЧХ аналоговой САУ; 2 – ЛАФЧХ дискретной САУ с Т = 0,04 с; 3 – ЛАФЧХ дискретной САУ с Т = 0,08 с; 4 – ЛАФЧХ дискретной САУ с Т = 0,16 с; 5 – ЛАФЧХ дискретной САУ с Т = 0,4 с

На рис. 4 представлены графические зависимости изменения запасов устойчивости $\Delta \phi = f(T)$ и $\Delta A = f(T)$ от дискретности T экстраполятора.



Рис. 4. Зависимости $\Delta \phi = f(T)$ и $\Delta A = f(T)$

Анализ этих зависимостей показывает, что при увеличении дискретности запасы устойчивости снижаются и при T \approx 0,5 с система в аналоговом виде устойчивая теряет ее и становится неустойчивой. Таким образом, в случае, если спектр сигнала не имеет четкого ограничения, эффект Алиасинга приведет к более жестким требованиям по эквивалентированию дискретной системы с экстраполятором нулевого порядка к непрерывной. Из приведенного выше анализа следует, что система существенно снижает запасы устойчивости, а следовательно, существенно изменяет динамические показатели качества управления: σ %, t_p – перерегулирование и время переходного процесса соответственно.



Рис. 5. Переходный процесс в системе с экстраполятором нулевого порядка: 1 - T = 0 c; 2 - T = 0,04 c; 3 - T = 0,08 c; 4 - T = 0,16 c; 5 - T = 0,4 c

Для прецизионных CAУ требуются более жесткие требования для признания системы эквивалентной аналоговой. В приведенных в статье примерах приближение возможно при T = 0,04 с. Это в свою очередь говорит о том, что нужно выдержать условие $\omega_0 = 12,5\omega_c$. Результаты моделирования для рассматриваемых выше случаев показаны на рис. 5 и полностью подтверждают результаты аналитического анализа.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- 1. *Рапопорт Э.Я.* Системы подчиненного регулирования электроприводов постоянного тока: Конспект лекций. Куйбышев, 1985. 56 с.
- Иващенко Н.Н. Автоматическое регулирование. Теория и элементы систем. М.: Машиностроение, 1978. – 736 с.
- 3. Теория систем автоматического управления / В.А. Бесекерский, Е.П. Попов. СПб.: Профессия, 2003. 740 с.
- 4. Лысов В.Е. Теория автоматического управления. М.: Машиностроение, 2010. 500 с.
- 5. Руководство по характеризации УЧПУ. СПб., 2010. 145 с.

Статья поступила в редакцию 3 июня 2015 г.

STABILITY ANALYSIS OF POSITIONAL SERVO ACTUATOR TAKING INTO ACCOUNT THE DISCRETENESS OF THE ZERO-ORDER EXTRAPOLATOR

V.E. Lysov, I.S. Sidorov

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

The Kotelnikov-Shennon theorem proves the possibility of data recovery from digital signal if the sampling frequency is the frequency of discrete elements is more or is equal to the doubled sampling frequency . This is true if sampling frequency has limitations. However, in real systems, with a tend to infinite value the effect of Aliasing is shown, which distorts the information. In this regard, the influence of discrete digital system introduces an additional error, which degrades the system specifications. The purpose of the paper is to analyze the impact of discreteness brought by an extrapolators of a zero order as a part of automatic control system on the system error.

Keyword: the period of discreteness, the zero-order extrapolator, digital system, indicators of control guality.

Vladimir E. Lysov (Dr. Sci. (Techn.)), Professor. Igor S. Sidorov, Postgraduate Student.

УДК 621.3.078

ВЛИЯНИЕ ТРАПЕЦЕИДАЛЬНОЙ ФОРМЫ НАПРЯЖЕНИЯ НА ВРАЩЕНИЕ МАГНИТНОГО ПОЛЯ В ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯХ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА

А.В. Стариков, Д.Ю. Рокало

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

Рассмотрены модуляторы, обеспечивающие квазисинусоидальную модуляцию и позволяющие получить трапецеидальную форму фазных напряжений на статорных обмотках электродвигателей переменного тока. Показано, что такие модуляторы значительно упрощают техническую реализацию частотных преобразователей и снижают их коммутационные потери. Исследовано влияние трапецеидальной формы напряжения на величину модуля и скорость вращения вектора потокосцепления статора электродвигателя. Показано, что применение рассматриваемых модуляторов приводит к неравномерности вращения и вариации модуля потокосцепления электродвигателя переменного тока. Отмечено, что минимальному значению модуля соответствует максимум мгновенной скорости вращения вектора потокосцепления статора.

Ключевые слова: частотный преобразователь, трапецеидальная форма напряжения, электродвигатель переменного тока, вектор напряжения, вектор потокосцепления.

В современных частотных преобразователях в основном применяют так называемую векторную широтно-импульсную модуляцию [1, 2], которая позволяет достичь высокого действующего значения напряжения на статорных обмотках асинхронного или синхронного электродвигателя. Другим вариантом модуляции открытых состояний транзисторов силового частотного преобразователя является синусоидальная широтно-импульсная модуляция [1, 2], которая проигрывает векторной по величине использования напряжения из линии постоянного тока и коммутационным потерям в силовых транзисторах. Последнее обстоятельство объясняется тем, что при векторной модуляции за период коммутируются четыре транзистора, а при синусоидальной – шесть, и вследствие этого в первом случае коммутационные потери в полтора раза меньше. Следует отметить, что для технической реализации как векторной, так и синусоидальной модуляции в частотных преобразователях требуется произвести большое количество вычислений с использованием операций умножения и вычисления синусов.

Целью данной статьи является исследование модуляторов [3, 4], обеспечивающих квазисинусоидальную модуляцию и позволяющих получить трапецеидальную форму фазных напряжений на статорных обмотках электродвигателей переменного тока.

Достоинство этих модуляторов заключается в простоте технической реализации и отсутствии необходимости производить какие-либо вычисления – цифровой код с помощью внутренней структуры модуляторов непосредственно пре-

Александр Владимирович Стариков (д.т.н.), «Электропривод и промышленная автоматика».

Даниил Юрьевич Рокало, аспирант.

образуется в необходимую переменную скважность, реализующую трехфазную систему трапецеидальных напряжений (рис. 1).



Рис. 1. Трехфазная система напряжений трапецеидальной формы

Воспользуемся представлением обобщенной электрической машины [5], в которой действие трех обмоток статора заменено действием одной обмотки, запитанной постоянным током и вращающейся вместе с магнитным полем. При этом условно напряжение можно представить вращающимся вектором.

Проанализируем влияние трапецеидальной формы трехфазной системы напряжений на скорость вращения и величину модуля вектора напряжения статора асинхронного электродвигателя. Предположим, что каждой из обмоток A, B и C создается вектор напряжения (рис. 2), направление которого совпадает с осью соответствующей обмотки, а модуль определяется величиной фазного напряжения. Тогда в проекциях на неподвижные ортогональные оси α и β (ось α совпадает с осью обмотки A) можно записать каждый из этих векторов в комплексной форме:

$$\vec{U}_{A} = \left| \vec{U}_{A} \right|; \vec{U}_{B} = -\frac{1}{2} \left| \vec{U}_{B} \right| + j \frac{\sqrt{3}}{2} \left| \vec{U}_{B} \right|; \vec{U}_{C} = -\frac{1}{2} \left| \vec{U}_{C} \right| - j \frac{\sqrt{3}}{2} \left| \vec{U}_{C} \right|,$$

где \vec{U}_A , \vec{U}_B и \vec{U}_C – векторы напряжения, создаваемые обмотками A, B и C соответственно; j – мнимая единица.

Результирующий вектор напряжения находится как векторная сумма

$$\vec{U}_{\Sigma} = \vec{U}_A + \vec{U}_B + \vec{U}_C = U_{\alpha} + jU_{\beta}.$$

Модуль результирующего вектора определяется по формуле

$$\left| \tilde{U}_{\Sigma} \right| = \sqrt{U_{\alpha}^2 + U_{\beta}^2}$$
,
угол поворота относительно оси $\alpha - \varphi = arctg\left(\frac{U_{\beta}}{U_{\alpha}} \right)$.

а



Рис. 2. Векторная диаграмма напряжений, соответствующая моменту времени $\omega t = 0$

Например, моменту времени $\omega t = 0$ (см. рис. 1) соответствуют векторная диаграмма напряжений, приведенная на рис. 2, причем

$$\left| \vec{U}_{A} \right| = 0; \left| \vec{U}_{B} \right| = -U; \left| \vec{U}_{C} \right| = U,$$

где *U* – амплитудное значение трехфазной системы напряжения, подаваемое на обмотки статора электродвигателя.

Следовательно, для этого момента времени в комплексной форме можно записать:

$$\vec{U}_{A} = 0; \vec{U}_{B} = \frac{1}{2}U - j\frac{\sqrt{3}}{2}U; \vec{U}_{C} = -\frac{1}{2}U - j\frac{\sqrt{3}}{2}U.$$

Результирующий вектор напряжения будет определяться формулами:

$$\vec{U}_{\Sigma} = -j\sqrt{3}U; \left|\vec{U}_{\Sigma}\right| = \sqrt{3}U = 1,732U; \quad \varphi = \arctan\left(\frac{-\sqrt{3}U}{0}\right) = -90^{\circ}$$

Прослеживая по рис. 1 изменения фазных напряжений, аналогично можно найти значения модуля и угла поворота результирующего вектора напряжения для любого промежуточного значения ωt . Результаты расчетов для диапазона изменения ωt от 0° до 60° с шагом 7,5° сведены в таблицу. В таблице также приведены значения $\Delta \phi$ приращения угла поворота вектора на каждом шаге. Следует отметить, что величины $|\vec{U}_{\Sigma}|$ и $\Delta \phi$ в дальнейшем повторяются при изменении ωt на 60°.

Анализ данных таблицы позволяет сделать вывод о том, что при рассматриваемой квазисинусоидальной модуляции наблюдается вариация модуля вектора напряжения, которая составляет 7,18 % от среднего значения. Также имеет место неравномерность вращения вектора напряжения, причем максимальная погрешность скорости вращения равна 12,17 %.

				1 1 1		
ωt ,	$\left \vec{U}_{A} \right $	$\left \vec{U}_{B} \right $	$\left \vec{U}_{c} \right $	$\vec{U}_{\Sigma} =$	$ \vec{U}_{\Sigma} $	φ
градусы				$-\vec{H} \perp \vec{H} \perp \vec{H}$		$(\Delta \varphi),$
				$= O_A + O_B + O_C$		градусы
0	0	-U	U	$-j\sqrt{3}U$	$\sqrt{3}U = 1,732U$	-90
7,5	1,,	-U	7,	3 15\3	$\sqrt{171}$	-83,413
	$\frac{-U}{8}$		$\frac{-U}{8}$	$\frac{U}{16}U - j\frac{U}{16}U$	$\frac{\sqrt{1}}{8}U = 1,635U$	(6,587)
15	1	-U	3	3 7\3	$\sqrt{39}$	-76,102
	$\frac{-U}{4}$		$\frac{-U}{4}$	$\frac{3}{8}U - j\frac{4}{8}U$	$\frac{\sqrt{35}}{4}U = 1,561U$	(7,311)
22,5	3.,	-U	5	9 13\3	$\sqrt{147}$	-68,213
	$\frac{-U}{8}$		$\frac{-U}{8}$	$\frac{1}{16}U - j\frac{1000}{16}U$	$\frac{\sqrt{100}}{8}U = 1,516U$	(7,889)
30	1,,	-U	1,,	$3 3\sqrt{3}$	1,5U	-60
	$\frac{-U}{2}$		$\frac{-U}{2}$	$\frac{-1}{4}U - j\frac{-1}{4}U$		(8,213)
37,5	5,,	-U	3,,	$15 11\sqrt{3}$	$\sqrt{147}$	-51,787
	$\frac{-U}{8}$		$\frac{-U}{8}$	$\frac{10}{16}U - j\frac{10}{16}U$	$\frac{\sqrt{2}}{8}U = 1,516U$	(8,213)
45	3	-U	1,,	9 5\sqrt3	$\sqrt{39}$	-43,898
	$\frac{-U}{4}$		$\frac{-U}{4}$	$\frac{j}{8}U - j\frac{j}{8}U$	$\frac{\sqrt{33}}{4}U = 1,561U$	(7,889)
52,5	7,	-U	1,,	21 9\/3	$\sqrt{171}$	-36,587
	$\frac{-U}{8}$		$\frac{-U}{8}$	$\frac{-1}{16}U - j\frac{y}{16}U$	$\frac{1}{8}U = 1,635U$	(7,311)
60	U	-U	0	$3 \sqrt{3}$	$\sqrt{3}U = 1.732U$	-30
				$\frac{z}{2}U - j\frac{\sqrt{z}}{2}U$,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,,	(6,587)
1	1	1	1		1	1

Значения $\left| \vec{U}_{\scriptscriptstyle A} \right|, \left| \vec{U}_{\scriptscriptstyle B} \right|, \left| \vec{U}_{\scriptscriptstyle C} \right|, \vec{U}_{\scriptscriptstyle \Sigma}, \left| \vec{U}_{\scriptscriptstyle \Sigma} \right|, \varphi$ и $\Delta \varphi$ в зависимости от ωt

Компьютерное моделирование статорных цепей асинхронного электродвигателя при подаче на них трехфазной системы напряжений трапецеидальной формы показывает, что и результирующий вектор потокосцепления статора будет вращаться с той же неравномерностью и вариацией модуля, что и вектор напряжения. Следовательно, наряду с простотой технической реализации рассматриваемые модуляторы [3, 4] имеют недостатки:

 неравномерность вращения магнитного поля электрической машины неизбежно приводит к колебаниям скорости ротора;

 вариация модуля потокосцепления статора вызывает изменение момента, развиваемого двигателем.

Однако необходимо обратить внимание на интересный факт – минимуму модуля вектора напряжения соответствует максимальная мгновенная скорость его вращения (см. таблицу). Действительно, для рассматриваемого случая постоянной частоты питающего напряжения каждому приращению $\Delta \omega t = 7,5^{\circ}$ соответствует одинаковый отрезок времени. Поэтому для обеспечения постоянной скорости вращения вектора напряжения значение $\Delta \varphi$ в каждой строке таблицы также должно быть равно 7,5°. Тем не менее при минимуме модуля вектора напряжения, равном 1,5*U*, наблюдается максимальное приращение его угла поворота $\Delta \varphi = 8,213^{\circ}$, то есть максимальная мгновенная скорость вращения. Отсюда следует, что при максимальной скорости будет минимальным динамический момент электродвигателя и оба фактора нестабильности должны компенси-

ровать друг друга с позиции стабилизации скорости вращения ротора. Кроме того, инерционность ротора и применение замкнутой системы управления асинхронным или синхронным электродвигателем также будут сглаживать неравномерность вращения.

Подводя итог сказанному, можно сделать вывод, что применение в частотных преобразователях модуляторов, формирующих трехфазную систему напряжений трапецеидальной формы, весьма оправдано. Действительно, такой подход позволяет упростить техническую реализацию самого модулятора и при этом снизить требования к центральному вычислительному ядру (микропроцессору) частотного преобразователя. Кроме того, принцип работы рассматриваемых модуляторов таков, что они заставляют одновременно работать три силовых транзистора. Следовательно, коммутационные потери в частотном преобразователе будут на 25 % меньше, чем в случае применения векторного модулятора.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

- 1. Соколовский Г.Г. Электроприводы переменного тока с частотным регулированием. М.: Академия, 2006. – 265 с.
- Анучин А.С. Системы управления электроприводов. М.: Издательский дом МЭИ, 2015. 373 с.
- 3. Патент России № 2216850, МПК Н03К7/08. Цифровой модулятор для преобразователя частоты асинхронного электродвигателя / А.В. Стариков, В.А. Стариков (Россия) // Опубл. 20.11.2003, Бюл. № 32.
- Патент России № 2517423, МПК Н03К7/08. Цифровой модулятор для управления синхронным электродвигателем / А.В. Стариков, С.Л. Лисин, Л.Я. Макаровский (Россия) // Опубл. 27.05.2014, Бюл. № 15.
- Терехов В.М. Системы управления электроприводов: Учебник для студ. высш. учеб. заведений / В.М. Терехов, О.И. Осипов; Под ред. В. М. Терехова. – М.: Академик, 2005. – 304 с.

Статья поступила в редакцию 15 июня 2015 г.

INFLUENCE OF THE TRAPEZOIDAL FORM OF THE VOLTAGE ON MAGNETIC FIELD ROTATION IN ALTERNATING CURRENT ELECTRIC MOTORS

A.V. Starikov, D.Yu. Rokalo

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

The modulators providing quasi-sinusoidal modulation are considered and allowing to receive the trapezoidal form of phase voltage on stator windings of alternating current electric motors. It is shown that such modulators considerably simplify technical realization of frequency converters and reduce their switching losses. Influence of the trapezoidal form of the voltage on size of the module and rotation speed of a vector of the stator flux linkage of the electric motor is investigated. It is shown that application of considered modulators leads to non-uniformity of rotation and a module variation of flux linkage of the alternating current electric motor. It is noticed that to the minimum value of the module there corresponds a maximum of instant rotation speed of the stator flux linkage vector.

Keywords: the frequency converter, the trapezoidal form of the voltage, the alternating current electric motor, the voltage vector, the flux linkage vector.

Alexander V. Starikov (Dr. Sci. (Techn.)), Professor. Daniil Yu. Rokalo, Postgraduate Student.