

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА. ЭНЕРГЕТИКА

УДК 621.43 + 621.51

**В. Л. ЮША
Г. И. ЧЕРНОВ**Омский государственный
технический университет

АНАЛИЗ ЭФФЕКТИВНОСТИ ИДЕАЛЬНОГО ТЕРМОДИНАМИЧЕСКОГО ЦИКЛА КОМБИНИРОВАННОГО ДВИГАТЕЛЯ ВНУТРЕННЕГО СГОРАНИЯ С ПАРОГАЗОВЫМ РАБОЧИМ ТЕЛОМ

В статье представлены результаты теоретического анализа эффективности идеального термодинамического цикла комбинированного двигателя внутреннего сгорания с подачей воды в камеру сгорания. Проведён анализ влияния параметров воды, поступающей из системы охлаждения компрессорной ступени в камеру сгорания двигателя, на характеристики двигателя.

Ключевые слова: рабочий цикл, камера сгорания, парогазовая смесь.

Определяющими критериями технического уровня современных силовых установок на базе двигателей внутреннего сгорания (ДВС) являются их экономичность и удельная металлоёмкость. Комбинированные двигатели внутреннего сгорания с предварительным сжатием воздуха в компрессорной ступени и последующим расширением продуктов сгорания в турбине позволили существенно улучшить эти крите-

рии по сравнению с так называемыми «атмосферными» ДВС [1, 2, 3, 4]. В настоящее время одним из направлений повышения термодинамической эффективности комбинированных ДВС является впрыск испаряющейся жидкости (воды) в поток рабочего газа [1]. В связи с этим становится актуальным использование теплоты, отводимой к воде от воздуха, сжимаемого в компрессорной ступени комбинированного

6. основной процесс подвода тепла — это процесс изохорного сгорания топлива 2—3;

7. во всех процессах цикла рабочий газ — идеальный газ;

8. потери давления в органах газораспределения и в коммуникациях отсутствуют;

9. температура и давление газа в коммуникациях не изменяется; исключение — охлаждение сжатого воздуха в ОНВ (для циклов, представленных на рис. 1, 2);

10. затраты мощности на механические потери трения и на привод вспомогательных механизмов отсутствуют;

11. параметры состояния и масса газовой и парогазовой смеси в процессах 2—3—3'—3'' изменяются мгновенно;

12. промежуточный теплоноситель (вода) испаряется полностью; его конденсация в процессе 3''—4'' отсутствует.

Расчётные уравнения математической модели идеального рабочего процесса комбинированного ДВС с парогазовым рабочим телом представим в соответствии с последовательностью рабочих процессов в рассматриваемом цикле.

Определение температуры, давления и удельного объема воздуха в конце процесса сжатия 0—2 при условии $p_1 = p_0$ ($\mu_{01} = 1$):

$$T_2 = T_0 \varepsilon_{01}^{\frac{k-1}{k}} \varepsilon_{12}^{\frac{n_{12}-1}{n_{12}}}, \quad p_2 = p_1 \varepsilon_{12}, \quad v_2 = R_B \frac{T_2}{p_2}.$$

Определение температуры, давления и объема в конце процесса 2—3:

$$T_3 = T_0 \varepsilon_{01}^{\frac{k-1}{k}} \varepsilon_{12}^{\frac{n_{12}-1}{n_{12}}} + \frac{q}{c_v}, \quad p_3 = \frac{T_3}{T_2} p_2, \quad v_3 = R_{cm} \frac{T_3}{p_3}.$$

Определение температуры жидкости при теплообмене между газом и водой в процессе 1—2 и показателя адиабаты парогазовой смеси в точке 3':

$$T_{ж} = T_0 + \frac{(k - n_{12})}{n_{12} - 1} \cdot \frac{c_v}{c_{ж}} \cdot \frac{T_0}{m} \cdot \varepsilon_{01}^{\frac{k-1}{k}} \cdot \left(\varepsilon_{12}^{\frac{n_{12}-1}{n_{12}}} - 1 \right);$$

$$k_{cm} = \left(\frac{k}{c_{v,cm}} + k_{nn} \frac{m}{c_v} \right) / \left(\frac{1}{c_{v,nn}} + \frac{m}{c_v} \right).$$

Давление впрыскиваемой воды принимаем $p_{ж} = p_3$. Определение температуры насыщенных водяных паров и удельной теплоты парообразования, соответствующих давлению $p_{ж}$, производится по данным, представленным в [7]. Определение температуры и параметров парогазовой смеси для 1 кг газа при массе жидкости, приходящейся на 1 кг массы газовой смеси, равной m :

$$T_{3'} = \frac{\left[c_v T_0 \left[\varepsilon_{01}^{\frac{k-1}{k}} \varepsilon_{12}^{\frac{n_{12}-1}{n_{12}}} + \frac{q}{c_v T_0} \right] + c_{ж} m T_{ж} - \right.}{c_v + m c_{v,nn}} \rightarrow$$

$$\left. - [r_l + (c_{ж} - c_{p,nn}) T_{nn1}] m \right],$$

$$c_{v,cm} = \frac{c_v}{1+m} + \frac{m}{1+m} c_{v,nn}, \quad R_{cm} = c_{v,nn} (k_{cm} - 1),$$

$$p_{3'} = (1+m) R_{cm} \frac{T_{3'}}{V_{3'}}, \quad T_{3'} = T_{3'} \left(\frac{p_{3'}}{p_3} \right)^{\frac{k_{cm}-1}{k_{cm}}}.$$

Определение параметров газовой смеси после вытеснения сконденсированного водяного пара. Объемная доля газа в газопаровой смеси:

$$\lambda = \frac{1}{\frac{1}{1+m} + \frac{m}{\frac{1}{\mu} + \frac{1}{\mu_{nn}}}},$$

где μ и μ_{nn} — молекулярные массы газовой смеси и насыщенного водяного пара.

Если $v_{3'}$ — объем, занимаемый газом в газопаровой смеси, то $v_{3'} = \lambda v_{3'-cm}$. После вытеснения водяного пара газ расширяется изобарно от объема $v_{3'}$ до объема v_4 . Точка 4 — состояние газа после изобарного вытеснения водяного пара. Величина T_4 определяется по уравнению изобары: $T_4 = T_{3'}/\lambda$. Процесс 4—0 — псевдопроцесс изобарного сжатия газа (рис. 3).

Определение работы в процессах цикла:

$$l_{3'4'} = (1+m) \left(\frac{c_v}{1+m} + \frac{m}{1+m} c_{v,nn} \right) (T_{3'} - T_{4'});$$

$$l_{56} = R_{cm} (T_6 - T_5); \quad l_{01} = R_{cm} \frac{T_0}{k-1} \left[\varepsilon_{01}^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right];$$

$$l_{12} = R_{cm} \frac{T_1}{n_{12} - 1} \left[\varepsilon_{12}^{\frac{n_{12}-1}{n_{12}}} - 1 \right]; \quad l_{60} = R_{cm} (T_6 - T_0),$$

$$\eta = \frac{l_p - l_c}{q}, \quad \eta_l = \frac{l_p - l_c}{q + m v_{ж} (p_3 - p_0)},$$

где $l_p = l_{3'4'}$ — удельная работа расширения цикла; $l_c = l_{01} + l_{12} + l_{56} + l_{60}$ — удельная суммарная работа сжатия цикла; q — удельное количество теплоты, подведенное к рабочему телу в процессе сгорания топлива.

Расчёт цикла комбинированного ДВС с парогазовым рабочим телом производился при следующих условиях однозначности: $p_0 = 10^5$ Па; $T_0 = T_{ж0} = 273$ К; $\varepsilon_{01} = 1$; $\varepsilon_{12} = 10$; $v_{ж} = 0,001006$ м³/кг; $k = 1,4$; $k_{nn} = 1,33$; $1 < n_{12} < k$; $\mu = 0,029$; $\mu_{nn} = 0,018$; $n_{3'4'} = k_{cm}$; $q = 2900$ кДж/кг; $c_v = 897$ Дж/кг·К; $c_{ж} = 4190$ Дж/кг·К; $c_{v,nn} = 2168$ Дж/кг·К; $c_{p,nn} = 2630$ Дж/кг·К.

Как показали полученные результаты, впрыск жидкости в КС комбинированного ДВС оказывает заметное влияние на его рабочие процессы и интегральные характеристики, что объясняется увеличением массы рабочей газовой смеси в КС и потерями части теплоты сгорания топлива, затрачиваемой на нагрев воды и на её испарение. Так, для заданных условий однозначности, увеличение количества впрыскиваемой жидкости приводит к снижению КПД и максимальной температуры цикла (рис. 4). При большом количестве жидкости КПД может снизиться на 10 %; однако при $m < 0,1$ кг/кг это снижение составляет не более 4...5 %, тогда как максимальная температура газовой смеси в цикле снижается более, чем на 1000 К. Этот результат можно оценивать как положительный с точки зрения возможности снижения требований к конструкционным материалам КС по сравнению с «сухим» циклом. При этом наблюдается снижение максимального давления газа в цикле и изменение требуемого для полного расширения газовой смеси соотно-

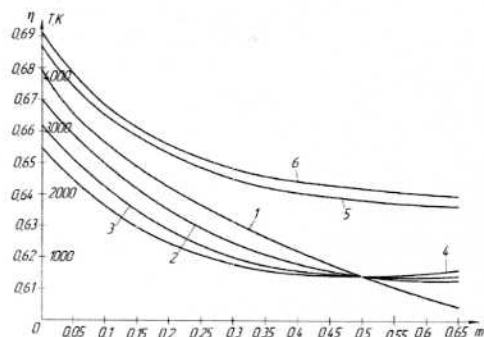


Рис. 4. Влияние количества впрыскиваемой воды на индикаторный КПД (1–4) и максимальную температуру цикла (5, 6) комбинированного ДВС при показателе политропы сжатия воздуха, равном: 1 (1, 5); 1,1 (2); 1,2 (3); 1,3 (4, 6)

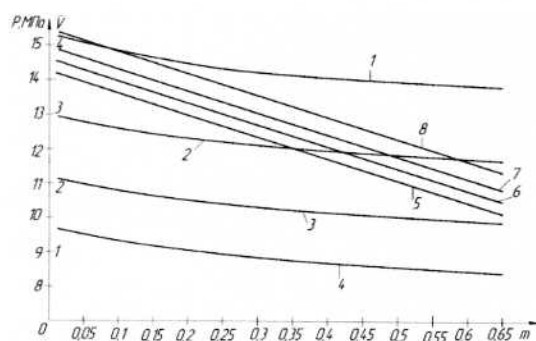


Рис. 5. Влияние количества впрыскиваемой воды на величину максимального давления в цикле (1–4) и на соотношение между величиной объёма рабочей камеры в момент выхлопа и величиной объёма рабочей камеры в конце процесса впуска (5–8) при показателе политропы сжатия воздуха, равном: 1 (1, 5); 1,1 (2, 6); 1,2 (3, 7); 1,3 (4, 8)

шения объёмов рабочей камеры в точках 0 и 4° (рис. 5). Разумеется, при других режимах работы компрессорной ступени, свойствах и параметрах впрыскиваемой жидкости характеристики рассматриваемого цикла могут существенно изменяться. Так, например, при увеличении температуры впрыскиваемой воды на 100...200 К КПД может быть увеличен на 2...3 %; при этом максимальное давление газа в цикле возрастёт примерно на 0,2...0,5 МПа (около 5 %), максимальная температура газа в цикле возрастёт примерно на 100 К (рис. 6). При изменении степени повышения давления сжимаемого воздуха в диапазоне от 5 до 30 КПД цикла может изменяться на 10...15 %, максимальная температура цикла — на 200...300 К; при этом по сравнению с «сухим» циклом комбинированного ДВС максимальная температура газа в идеальном цикле комбинированного ДВС с парогазовым рабочим телом может быть снижена на 1000...1500 К (рис. 7).

Таким образом, проведённый расчётно-теоретический анализ позволил на предварительном этапе исследования комбинированного ДВС с парогазовым рабочим телом установить, что впрыск воды в КС комбинированного ДВС, нагретой при охлаждении предварительно сжимаемого воздуха, может обеспечить существенное снижение температуры газа в цикле при незначительном ухудшении экономичности рабочего процесса. Это позволит снизить внеш-

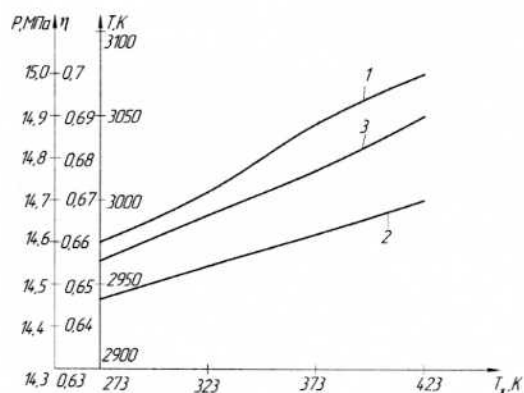


Рис. 6. Влияние температуры впрыскиваемой воды на величину максимального давления в цикле (1), индикаторного КПД (2) и на максимальную температуру газа в цикле (3)

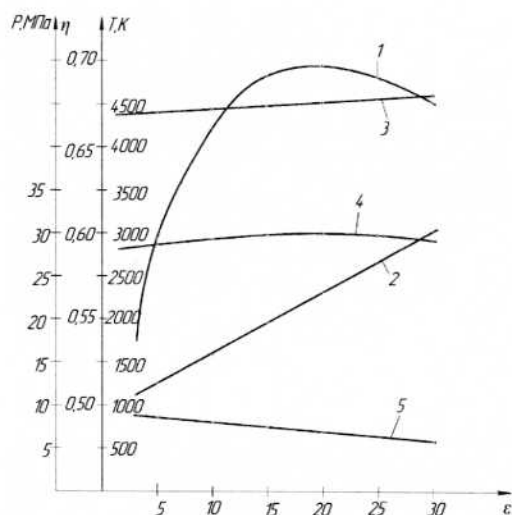


Рис. 7. Влияние степени повышения давления воздуха на величину индикаторного КПД (1), максимального давления газа в цикле (2), максимальной температуры газа в цикле без впрыска воды в КС (3), максимальной температуры газа в цикле с впрыском воды в КС (4), температуру газа при выхлопе (в конце процесса расширения) (5)

ние тепловые потери, а также температурные напряжения и деформации деталей и узлов ДВС; отказаться от дорогостоящих конструкционных материалов.

Библиографический список

1. Кавтарадзе Р.З. Теория поршневых двигателей. — М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э.Баумана, 2008. — 720 с.
2. Двигатели внутреннего сгорания: Теория поршневых и комбинированных двигателей / Д.Н. Вырубов, Н.А. Иващенко, В.И. Ивин и др.; под ред. А.С. Орлина, М.Г. Круглова. — М.: Машиностроение, 1983. — 375 с.
3. Двигатели внутреннего сгорания: в 3 кн. — М.: Высш. шк., 2007. — Кн. 1: Теория рабочих процессов. — 479 с.
4. Теплотехника / А.М. Архаров, И.А. Архаров, В.Н. Афанасьев и др. — М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2004. — 712 с.
5. Системы охлаждения компрессорных установок / Я.А. Берман, О.Н. Маньковский, Ю.Н. Марр и др. — Л.: Машиностроение, 1984. — 228 с.

6. Юша В.А. Системы охлаждения и газораспределения объёмных компрессоров. — Новосибирск: Наука, 2006. — 236 с.
7. Вукалович М.П., Ривкин С.А., Александров А.А. Таблицы теплофизических свойств воды и водяного пара. — М.: Изд-во стандартов, 1969. 408 с.

ЮША Владимир Леонидович, доктор технических наук, заведующий кафедрой «Компрессорные и холодильные машины и установки».

ЧЕРНОВ Герман Игоревич, кандидат технических наук, доцент кафедры «Техника и физика низких температур».

Адрес для переписки: 644050, г. Омск, пр. Мира, 11.

Статья поступила в редакцию 29.08.2009 г.

© В. А. Юша, Г. И. Чернов

УДК 697.326.004.1

**В. Р. ВЕДРУЧЕНКО
Н. В. ЖДАНОВ
Е. В. МАКАРОВА
М. В. КУЛЬКОВ**

Омский государственный
университет путей сообщения

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ВОСПЛАМЕНЕНИЯ И ТЕПЛООБМЕНА ИЗЛУЧЕНИЕМ В НЕЭКРАНИРОВАННОЙ ТОПКЕ ВОДОГРЕЙНОГО КОТЛА

Выполнен анализ влияющих факторов на развитие процессов воспламенения топливного факела в неэкранированной котельной топке. Предложенные технические решения по интенсификации теплообмена в топке обосновываются методикой расчета температуры газов на выходе из топки, учитывающей наличие дополнительных излучателей.

Ключевые слова: воспламенение и теплообмен, топка котла, излучатель.

При сжигании жидкого и газообразного топлива в котельной топке условия теплообмена в основном зависят от организации процесса горения и аэродинамики топки [1–9].

В зависимости от типа применяемых горелок можно получить факел с различной светимостью и температурой, а в зависимости от их компоновки на стенах топки различное заполнение объема топочной камеры. Изменения светимости факела и его температуры непосредственно влияют на количество передаваемого в топке тепла, а следовательно, на температуру продуктов сгорания, покидающих топочную камеру. В предельных случаях факел может быть светящимся или несветящимся (прозрачным). Однако большинство применяемых горелочных устройств, устанавливаемых на промышленных котлоагрегатах, обеспечивают достаточно хорошее перемешивание горючих газов с воздухом и устойчивое раннее воспламенение, а следовательно, выделяют не светящийся или слабо светящийся факел [1, 2, 5].

Известно, что перемешивание топлива с воздухом и эмиссионные характеристики факела изменяются в зависимости от нагрузки горелочных устройств. В связи с этим одна и та же горелка может выдавать несветящийся или слабо светящийся факел.

Излучательная способность факела сильно зависит от концентрации и размера частиц сажи, а концентрация сажи в различных частях факела резко переменна. Так как процесс сажеобразования и количество образующейся при горении сажи не под-

дается расчету, то светимость пламени приходится весьма ориентировочно оценивать на основании различных косвенных признаков. В связи с этим точная расчетная оценка условий теплообмена в топках, работающих на газе, весьма затруднительна [2, 4, 6].

Исходя из того, что светимость факела можно изменять в зависимости от качества смешения топлива с воздухом, естественно возникает вопрос, какой факел выгоднее иметь в топках для интенсификации теплообмена? В литературе по этому вопросу имеются диаметрально противоположные точки зрения [1–5]. Очевидно, что при одинаковых температурах светящееся пламя обеспечит более интенсивное излучение по сравнению с несветящимся. Однако при сжигании газа несветящимся пламенем достигается более высокая максимальная температура, располагающаяся в непосредственной близости от устья горелки [1].

В ряде работ [1, 2, 4] показано, что соотношение между температурами газов, покидающих топку при светящемся и несветящемся пламени, может быть различным в зависимости от расположения максимальной температуры, нагрузки топочного объема и доли объема занятой светящейся частью пламени. Более существенное влияние на температуру продуктов сгорания, покидающих топку, оказывает аэродинамика топки, тесно связанная с типом и компоновкой горелок, а также наличие или отсутствие в топке дополнительных (вторичных) излучателей.

Анализ литературных источников [1, 4–8] показывает, что для интенсификации теплообмена излуче-

нием в топочных камерах котлов малой производительности могут устанавливаться различного типа дополнительные излучатели, которые одновременно являются стабилизаторами воспламенения.

Возможность сжигания газа в условиях, обеспечивающих максимальное использование излучения огнеупоров, или, наоборот, в условиях минимальной передачи тепла излучением и поддержание в топке максимальных температур, достижимых при данном виде топлива, неоднократно подчеркивались исследователями.

В. А. Спейшер [6] показал эффективность применения вторичных излучателей для интенсификации теплообмена излучением при сжигании газа в горелках полного предварительного смешения.

В работе Р. И. Эстеркина [1] показано, что не только в горелках полного предварительного смешения, но и в большинстве других горелочных устройств происходит достаточно хорошее предварительное смешение газа с воздухом. Вследствие этого процесс горения наиболее интенсивно протекает в непосредственной близости от устья амбразуры, а факел, выдаваемый горелкой, имеет небольшую светимость. В связи с этим экранам, расположенным в топке, может быть передано небольшое количество тепла, определяемое в основном излучением трехатомных газов.

Передача тепла от продуктов горения вторичному излучателю может быть осуществлена в основном конвекцией и частично за счет излучения трехатомных газов.

Для выработки практических рекомендаций по совершенствованию процессов горения и теплообмена газа за счет оптимизации режимов его сжигания, рационального выбора регулировочных параметров с целью минимизации количества выбросов вредных компонентов в дымовых газах и повышения экономичности котлов типа КВСА необходима разработка уточненной методики расчета и численного моделирования теплообмена в топке с учетом различных технических решений, в том числе при установке в топке дополнительных излучателей (определение температуры газов на выходе из топки).

Следует отметить, что сравнительные исследования работы промышленных котельных агрегатов с применением дополнительных (вторичных) излучателей и без них до сих пор не проводились [1, 2]. Поэтому получение экспериментальных данных для оценки их влияния на теплообмен в реальных топках представляет значительный практический интерес. Актуальность рассматриваемой задачи подтверждается тем, что в Нормативном методе теплового расчета котельных агрегатов [3] расчет теплообмена в топках, имеющих вторичные излучатели, не рассматривается и рекомендации по их применению отсутствуют [1–3].

На котлах малой мощности и в условиях стенда были выполнены ряд исследований процесса теплообмена в топках паровых котлов с вторичными излучателями [1]. В выполненных модельных экспериментах и котлах малой мощности в качестве вторичных излучателей использовались перфорированные металлические пластины, располагавшиеся вдоль и поперек камеры сгорания, стены которой охлаждались водой. В результате опытов было установлено, что при большом расходе газа безразмерная температура на выходе из камеры (отношение средней измеренной температуры продуктов горения к теоретической) при установке продольного излучателя понизилась примерно на 20 %, а при малых расходах

газа даже на 30 % по сравнению с температурой, полученной в опытах, проведенных без излучателя. Еще больший эффект по понижению безразмерной температуры был получен при установке поперечных вторичных излучателей. Очевидно, что полученные в этих опытах данные могут быть использованы только для приближенной оценки эффективности работы вторичных излучателей, так как реальные условия их работы в топочных камерах котлов заметно отличаются от тех, в которых проводились исследования [1].

Для теоретической оценки влияния вторичного излучателя [9] на температуру уходящих из топки газов, используя методический подход, принятый в теории камерных печей [4], допустим, что в неэкранированной высокотемпературной топке котла горящий газовый факел равномерно распределен в его объеме и при установившемся тепловом режиме внутренняя поверхность и вторичный излучатель равномерно нагреты.

Тогда при расчете лучеиспускания в замкнутом пространстве выражение для суммарного теплового потока от факела (газов) и стенки к вторичному излучателю можно выразить в форме закона Стефана-Больцмана [4, 10]:

$$Q_{\text{пр}}^{\Lambda} = c_0 \cdot \epsilon_n \cdot H_{\Lambda} \cdot \zeta \left[\left(\frac{T_r}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{\text{в.и}}}{100} \right)^4 \right], \quad (1)$$

где c_0 – коэффициент лучеиспускания абсолютно черного тела,

$c_0 = 5,67 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К}^4)$;

ϵ_n – приведенная степень черноты, определяемая по выражению, которое следует из формулы В.Н. Тимофеева [4]:

$$\epsilon_n = \frac{\epsilon_{\text{в.и}} \cdot \epsilon_r \cdot \psi \cdot (1 - \epsilon_r) + 1}{\psi \cdot (1 - \epsilon_r) (\epsilon_{\text{в.и}} + \epsilon_r (1 - \epsilon_{\text{в.и}})) + \epsilon_r}, \quad (2)$$

где ϵ_r , $\epsilon_{\text{в.и}}$ – степень черноты газов и вторичного излучателя;

$\psi = H_{\text{в.и}} / F_r$ – коэффициент, представляющий собой отношение лучевоспринимающей поверхности вторичного излучателя к суммарной внутренней поверхности цилиндрической топки;

H_{Λ} – лучевоспринимающая поверхность топки, м^2 ;

ζ – коэффициент, учитывающий загрязнение лучевоспринимающей поверхности ($\zeta = 0,60 - 0,75$);

T_r и $T_{\text{в.и}}$ – абсолютные температуры газов и материала вторичного излучателя, К.

Однако температура газов в топке не остается неизменной, а изменяется по ходу их от наивысшей до температуры, с которой газы уходят из топки, температура нагреваемого вторичного излучателя изменяется от начальной $t'_{\text{в.и}}$ до конечной $t_{\text{в.и}}$. Поэтому при расчете усредняют температуры и в формулу (1) подставляют среднеэффективную разность четвертых степеней температур газов и материала излучателя.

Тогда выражение в квадратных скобках уравнения (1) будет записано так:

$$\theta_{\text{ср}} = \left[\left(\frac{T_r}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{\text{в.и}}}{100} \right)^4 \right] = \sqrt{\left[\left(\frac{T_r}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{\text{в.и}}}{100} \right)^4 \right] \left[\left(\frac{T_{\text{о.г}}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T'_{\text{в.и}}}{100} \right)^4 \right]}, \quad (3)$$

где T_r – абсолютная теоретическая температура сгорания топлива при заданных условиях, К, если

сжигание производится в рабочем пространстве топки;

$T_{o,r}$ – абсолютная температура газов на выходе из топки, К.

Величину конвективной теплоотдачи можно определить по известной формуле:

$$Q_{в.и}^K = \alpha_K \cdot F_{в.и} (t_r - t_{в.и}), \quad (4)$$

где α_K – коэффициент теплоотдачи конвекцией от газов поверхности вторичного излучателя, Вт/м²;

$F_{в.и}$ – боковая поверхность излучателя, м².

Таким образом, полное количество тепла, переданное излучателю:

$$Q_{пр.в.и}^A = Q_{пр}^A + Q_{в.и}^K. \quad (5)$$

Формулу (4) можно представить в виде:

$$Q_{пр.в.и}^A = c_o \cdot \epsilon_v \cdot H_A \cdot \theta_{cr} \left[1 + \frac{Q_{в.и}^K}{Q_{пр}^A} \right] =$$

$$= c_o \cdot \epsilon_v \cdot H_A \cdot \theta_{cr} \cdot \beta_{конв}, \quad (6)$$

где множитель, заключенный в скобках, обозначен $\beta_{конв}$ и определяется соотношением лучистого и конвективного теплообмена (обычно $\beta_{конв} = 1,15$) [4].

Используя уравнение (1) и уравнение теплообмена в топке, составим уравнение теплового баланса:

$$c_o \cdot \epsilon_v \cdot H_A \cdot \zeta \left[\left(\frac{T_r}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{в.и}}{100} \right)^4 \right] =$$

$$= B \cdot V_r \cdot \bar{c}_r (T_r - T_{o,r}) \cdot \eta_{пр}, \quad (7)$$

где B – часовой расход топлива, кг/с или м³/с;

V_r – объем продуктов сгорания, который получается при сгорании единицы топлива, м³;

V_r – средняя объемная теплоемкость газов в пределах от теоретической температуры горения t_r до $t_{o,r}$.

$$\bar{c}_r = \frac{c_r \cdot t_r - c_{o,r} \cdot t_{o,r}}{t_r - t_{o,r}}, \quad (8)$$

где $\eta_{пр}$ – КПД топки.

Для получения конечного выражения в удобной форме выполним преобразования, принятые в [2–4] и обозначим:

$\theta_r = \frac{T_r}{T_r}$ – безразмерная температура газов;

$\theta_{в.и} = \frac{T_{в.и}}{T_r}$ – безразмерная температура материала вторичного излучателя;

$\theta_{o,r} = \frac{T_{o,r}}{T_r}$ – безразмерная температура отходящих из топки газов.

Правую и левую части уравнения (7) разделим на комплекс, записанный перед квадратными скобками левой части этого уравнения и с учетом принятых обозначений после преобразования уравнение (7) запишем в виде:

$$\frac{B \cdot V_r \cdot \bar{c}_r \cdot \eta_{пр}}{c_o \cdot \epsilon_v \cdot H_A \left(\frac{T_r}{1000} \right)^3} = \frac{T_r^4 - T_{в.и}^4}{T_r - T_{o,r}} \cdot 10^{-8} =$$

$$= \frac{\left[\left(\frac{T_r}{T_r} \right)^4 - \left(\frac{T_{в.и}}{T_r} \right)^4 \right]_{cr} \cdot T_r^3 \cdot 10^{-8}}{1 - \frac{T_{o,r}}{T_r}}. \quad (9)$$

С учетом обозначений, принятых выше, уравнение (9) запишем так:

$$\frac{B \cdot V_r \cdot \bar{c}_r \cdot \eta_{пр}}{10 c_o \cdot \epsilon_v \cdot H_A \left(\frac{T_r}{1000} \right)^3} = \frac{(\theta_r^4 - \theta_{в.и}^4)_{cr}}{1 - \theta_{o,r}} \cdot \epsilon_v \cdot \zeta = Bo, \quad (10)$$

где Bo – критерий Больцмана (топочный критерий).

Используя формулу усреднения температур (3), получим:

$$(\theta_r^4 - \theta_{в.и}^4)_{cr} = \sqrt{(1 - \theta_{в.и}^4)(\theta_{o,r}^4 - \theta_{в.и}^4)}, \quad (11)$$

где $\theta_{в.и}$ и $\theta'_{в.и}$ – безразмерные температуры конечного и начального состояния материала вторичного излучателя.

Если допустить, что в начальный период времени $\theta'_{в.и} \approx 0$, то получим, следуя [4]:

$$(\theta_r^4 - \theta_{в.и}^4)_{cr} \approx \theta_{o,r}^2 \sqrt{1 - \theta_{в.и}^4} = m \cdot \theta_{o,r}^2, \quad (12)$$

Тогда критерий Больцмана можно записать так:

$$Bo \approx \frac{\theta_{o,r}^2 \sqrt{1 - \theta_{в.и}^4}}{1 - \theta_{o,r}} \cdot \epsilon_v \cdot \zeta. \quad (13)$$

Для определения безразмерной температуры газов на выходе из топки можно с учетом (10) и (12) после преобразования получить уравнение:

$$\left(\frac{m}{Bo} \cdot \epsilon_v \cdot \zeta \right) \cdot \theta_{o,r}^2 + \theta_{o,r} - 1 = 0. \quad (14)$$

Решение квадратного уравнения относительно $\theta_{o,r}$ удобно представить в виде:

$$\theta_{o,r} = \frac{\sqrt{Bo^2 + 4 \cdot Bo \cdot \zeta \cdot \epsilon_v \cdot \beta_{конв} \cdot m} - Bo}{2 \cdot \epsilon_v \cdot \zeta \cdot \beta_{конв} \cdot m}. \quad (15)$$

Тогда получим:

$$t_{o,r} = \theta_{o,r} \cdot T_r - 273, \text{ } ^\circ\text{C}. \quad (16)$$

Пример. Для неэкранированной высокотемпературной топки котла типа КВСА при сжигании газового топлива (ГОСТ 5542-87) определить температуру уходящих газов; значения абсолютных температур определить отдельным расчетом и использованием литературных источников [1, 2–5].

Значение теоретической температуры горения природного газа было рассчитано нами отдельно и составляло $T_r = 1756$ К. Для примера принимаем предварительно значение абсолютной температуры газов на выходе из топки, равное $T_{o,r} = 1283$ К.

Тогда вычислим безразмерные температуры:

$$\theta_r = \frac{T_r}{T_r} = \frac{1131 + 273}{1483 + 273} = 0,7995;$$

$$\theta_{в.и} = \frac{T_{в.и}}{T_r} = \frac{860 + 273}{1483 + 273} = 0,9135;$$

$$\theta_{o,r} = \frac{T_{o,r}}{T_r} = \frac{1010 + 273}{1131 + 273} = 0,9135.$$

Заметим, что численные значения абсолютных температур газов для получения их безразмерных значений определялись нами в процессе балансовых испытаний котла КВСА-2.

По формуле (10) находим критерий Больцмана:

$$Bo = \frac{0,8^4 - 0,5^4}{1 - 0,087} \cdot 0,43 \cdot 0,65 = 0,706.$$

По формуле (15) находим безразмерную температуру газов на выходе из топки:

$$\theta_{o,r} = \frac{\sqrt{0,706^2 + 4 \cdot 0,706 \cdot 0,7 \cdot 0,43 \cdot 0,87 \cdot 1,15} - 0,706}{2 \cdot 0,43 \cdot 0,7 \cdot 0,87 \cdot 1,15} = 0,7558.$$

Наконец, по (16) находим температуру газов на выходе из топки:

$$t_{o,r} = \theta_{o,r} \cdot T_r - 273 = 0,7558 \cdot 1756 - 273 = 1054 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Таким образом, полученное значение весьма близко к принятому выше и равному 1010 °С. Заметим также, что значение температуры на выходе из топки, полученное с использованием Нормативного метода [3], оказалось равным 1062 °С, но было получено нами ранее путем многократных итерационных расчетов (варьированием соответствующих коэффициентов), для приближения к реально предварительно заданному значению температуры на выходе из топки, как принято в [3].

Выводы

1. Предложена, с использованием методов теории камерных печей, расчетная методика для определения температуры газов на выходе из незранированной высокотемпературной топки котла, учитывающая влияние вторичного излучателя и отсутствие экранных трубных поверхностей.

2. Увеличение доли тепла в топке, посылаемого радиацией вторичным излучателем, может быть достигнуто за счет увеличения его рабочей поверхности, температуры, степени черноты и углового коэффициента (отношения количества энергии, посылаемой на поверхность топки излучателем ко всему полусферическому его излучению).

3. Рабочая поверхность вторичного излучателя должна быть по возможности большой и располагаться в области наибольших скоростей и температур газов.

4. Вторичный излучатель необходимо размещать так, чтобы не ухудшалась аэродинамика топки, т.е. заполнение топочной камеры факелом.

5. Сходимость результатов расчета по предлагаемой методике с результатами расчетов по Нормативному методу удовлетворительная.

Библиографический список

1. Эстеркин, Р.И. Перевод промышленных котлов на газообразное топливо / Р.И. Эстеркин. — Л.: Энергия, 1967. — 207 с.
2. Сидельковский, Л.Н. Котельные установки промышленных предприятий / Л.Н. Сидельковский, В.Н. Юренев. — М.: Энергоатомиздат, 1988. — 528 с.
3. Тепловой расчет котельных агрегатов (Нормативный метод) / В.В. Митро, И.Е. Дубровский, Э.С. Карасина / под ред. Н.В. Кузнецова / — Изд. 2-е, перераб. — М.: Энергия, 1973. — 296 с.
4. Щукин, А.А. Газовое и печное хозяйство заводов / А.А. Щукин. — М.-Л.: Энергия, 1966. — 232 с.
5. Линчевский, В.П. Топливо и его сжигание / В.П. Линчевский. — М.: Металлургиздат, 1947. — 376 с.
6. Спейшер, В.А. Сжигание газа на электростанциях и в промышленности / В.А. Спейшер. — М.: Госэнергоиздат, 1960. — 240 с.
7. Ненишев, А.С. Особенности расчета теплообмена в топках котлов малой мощности / А.С. Ненишев. Повышение эффективности объектов теплоэнергетики и систем теплоснабжения: межвуз. тематич. сб. науч. тр. — Омск: ОмГУПС, 2008. — С. 47—51.
8. Завьялов, А.А. Повышение эффективности использования жидкого топлива в хлебопекарных печах / А.А. Завьялов. — М.: Легкая и пищевая промышленность, 1982. — 232 с.
9. Патент 76103 Россия, МПК F22B 7/20. Котельная топка. / В.Р. Ведрученко, Н.В. Жданов (Россия). — №2008114980; Заявлено 16.04.2008; Опубл. 10.09.2008. Бюл. № 25.
10. Двойнишников, В.А. Конструкция и расчет котлов и котельных установок / В.А. Двойнишников, Л.В. Деев, М.А. Изюмов. — М.: Машиностроение, 1988. 264 с.
11. Карабин, А.И. Сжигание жидкого топлива в промышленных установках / А.И. Карабин, Е.С. Раменская, И.К. Энно. — М.: Металлургия, 1966. — 371 с.

ВЕДРУЧЕНКО Виктор Родионович, доктор технических наук, профессор кафедры «Теплоэнергетика». Адрес для переписки: e-mail: heatomgups@mail.ru

ЖДАНОВ Николай Владимирович, аспирант кафедры «Теплоэнергетика». Адрес для переписки: e-mail: zhdanov-n@mail.ru

МАКАРОВА Евгения Владимировна, аспирантка кафедры «Теплоэнергетика». Адрес для переписки: 644046, Омск, пр. Маркса, 35.

КУЛЬКОВ Михаил Витальевич, аспирант кафедры «Теплоэнергетика». Адрес для переписки: 644046, Омск, пр. Маркса, 35.

Статья поступила в редакцию 18.09.2009 г.

© В. Р. Ведрученко, Н. В. Жданов, Е. В. Макарова, М. В. Кульков

Книжная полка

Сибикин, Ю. Д. *Электробезопасность при эксплуатации электроустановок промышленных предприятий [Текст]: учеб. для нач. проф. образования / Ю. Д. Сибикин, М. Ю. Сибикин. — 4-е изд., перераб. и доп. — М.: Академия, 2008. — 233, [1] с.: рис., табл. — (Начальное профессиональное образование: электротехника). — Библиогр.: с. 230. — ISBN 978-5-7695-4584-9.*

Рассмотрены причины повышенной опасности при работе с электроустановками, используемые средства электрозащиты, требования стандартов ССБТ и действующие правила безопасности, а также организационные и технические мероприятия, обеспечивающие безопасное производство работ персоналом, обслуживающим и ремонтирующим электрооборудование промышленных предприятий.

ОСОБЕННОСТИ ВЫБОРА ГОРЕЛОЧНЫХ УСТРОЙСТВ ДЛЯ КОТЛОАГРЕГАТОВ МАЛОЙ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ

Сформулированы основные требования к горелочным устройствам для котельных установок и других теплогенерирующих и топливосжигающих устройств.

Ключевые слова: горелка, форсунка, факел, кинетическое и диффузионное горение.

Горелочное устройство способствует преобразованию химической энергии топлива (жидкого или газового) в тепловую. При этом назначение горелки сводится не только к полному сжиганию топлива, но и к организации газозвдушного либо капельного факела, отвечающего требованиям технологического процесса в промышленной установке и, как следствие, наименьшим тепловым потерям и минимальным выбросам вредных веществ.

В общем случае перечень основных требований, которым должны удовлетворять горелочные устройства паровых и водогрейных котлов, обеспечивающих наибольшую полноту сжигания топлива, сводится к следующим [1 – 6]:

- полная надежность и безопасность в работе, что обеспечивается ограничением тепловыделения непосредственно в горелке при минимальном подводе продуктов сгорания из топки к ее устью для зажигания топливозвдушной смеси и охлаждением горелки от перегрева потоками воздуха и газа;

- устойчивость зажигания, обеспечиваемая стабилизацией фронта горения в широких пределах изменения теплопроизводительности горелок;

- простота конструкции, изготовления, обслуживания, ревизии, ремонта и автоматизации работы горелки по простейшим схемам;

- универсальность — возможность использования в установках различных типов в качестве комбинированного устройства, обеспечивающего полное сжигание газа и любого другого вида топлива (основного и резервного) при удовлетворении технологических требований установок;

- минимальное сопротивление по воздушному тракту;

- обеспечение в случае надобности в камере горения атмосферы (восстановительной или окислительной);

- при режиме сжигания газа сохранность горелочного оборудования для других (резервных) видов топлива;

- бесшумная работа на всех нагрузках, без вибраций арматуры и элементов установки;

- обеспечение требуемой длины и необходимого угла раскрытия факела пламени в камере горения или топке;

- возможность быстрого и легкого перехода с газового на жидкое топливо и обратно, сохраняя при этом в широких пределах изменение теплопроизводительности и экономичности работы, отвечающих технологическим условиям установки.

Горелки для котельной установки выбирают с учетом конкретных условий их работы на определенном агрегате. Для правильного подбора горелок необходимо четко сформулировать предъявляемые к ним требования и знать характеристики известных конструкций горелок. В характеристики горелок включаются данные о габаритах, необходимых давлениях газа и воздуха при заданных расходах, а также сведения о строении образующегося факела, позволяющие определить его границы и характер теплообмена [5 – 9].

Определив расход топлива на одну горелку и требования к организации сжигания топлива, можно подобрать газогорелочные устройства.

Для кузнечных печей, характеризующихся, как правило, малыми объемами, применяют инжекционные горелки и короткофакельные двухпроводные горелки различных типов. Для крупных кузнечных печей рекомендуется применять горелки с многосопловыми смесителями типа ЗИЛ. Секционные печи предназначены для скоростного нагрева металла под прокатку, а также с целью термической обработки. Камеры секционных печей малого объема работают с высокими тепловыми напряжениями (порядка 10^6 ккал/(м³·ч)). Для полного сгорания топлива при столь высоких тепловых напряжениях необходимы короткопламенные горелки. С этими печами хорошо komponуются горелки с предварительным перемешиванием инжекционного типа. При работе этих горелок на подогретом воздухе велика опасность проскока пламени. Поэтому при работе на подогретом воздухе рационально применить двухпроводные короткофакельные горелки или горелки с частичным предварительным перемешиванием.

Водотрубные котлы малой мощности широко применяются в промышленности и в коммунальном хозяйстве.

Вертикальные и горизонтально водотрубные котлы промышленных и коммунально-бытовых предприятий при переводе на газовое топливо могут оборудо-

ваться газовыми горелками одного из следующих типов: с принудительной подачей воздуха, подовыми, комбинированными или инжекционными среднего давления.

При установке инжекционных горелок среднего давления предпочтение часто отдается горелкам с пластинчатыми стабилизаторами горения, как более простым по конструкции и имеющим больший диапазон регулирования по сравнению с туннельными горелками.

При переоборудовании жаротрубных котлов на газовое топливо могут быть установлены газовые горелки низкого давления с принудительной подачей воздуха или инжекционные горелки среднего давления с пластинчатыми стабилизаторами горения или огнеупорными туннелями [1–4].

При одновременном сжигании различных видов топлива (газ, мазут, уголь) рекомендуются комбинированные горелки.

При наличии противодавления в топке устанавливаются горелки с принудительной подачей воздуха, менее чувствительные к величине противодавления, чем инжекционные.

Количество горелок и место установки их выбирается, исходя из конкретных условий. Так, например, при встречном расположении необходимо выбрать такие горелки, чтобы длина факела не перекрывала более половины топочного пространства. При шахматном расположении горелок на боковых поверхностях печи длина факела должна составлять 0,8–0,9 поперечного размера топочной камеры.

Существует большое разнообразие типов и конструкций горелок, устанавливаемых в топках котлов малой производительности. При этом большинство проектных организаций, разрабатывая горелочные устройства, стремятся создать универсальные конструкции горелок, пригодные для всех типов котельных агрегатов и даже печных установок [9]. Основное внимание при этом обращается на создание конструкций горелок, обеспечивающих наиболее полное перемешивание газа с воздухом. Если такое направление в какой-то мере может быть оправданно для высокофорсированных камер сгорания, работающих с тепловыми нагрузками топочного объема выше $(1,5–2,0) \cdot 10^6$ ккал/(м³·ч), то для топок котельных агрегатов, в которых тепловые нагрузки не превышают $(0,5–0,6) \cdot 10^6$ ккал/(м³·ч), это стремление является излишним. В то же время правильному выбору типа горелочных устройств из уже имеющихся конструкций и их компоновке не уделяется достаточного внимания.

Как показали исследования и наладка различных котельных агрегатов, нельзя рассматривать работу горелочных устройств в отрыве от топочной камеры. Неудовлетворительная работа горелок в ряде случаев может быть улучшена путем обоснованного их размещения на котлоагрегате [1–2].

В литературе при рассмотрении различных типов газогорелочных устройств иногда отдается предпочтение одному из способов сжигания газа по сравнению с другими, например, кинетическому перед диффузионным и наоборот. Очевидно, что такие противопоставления неправильны. Так, в частности, для котельных агрегатов могут с успехом применяться горелки, работающие как по кинетическому принципу, так и по диффузионному, если они выбраны с учетом производительности агрегата и его конструктивных особенностей, конфигурации и геометрических размеров топочной камеры, степени ее экранирования [5].

Выбор типа горелок тесно связан с их компоновкой, поэтому оба эти вопроса должны решаться одновременно с учетом производительности агрегата, конфигурации и размеров топочной камеры, степени экранирования или вида резервного топлива и способа его сжигания (слоевой или камерный), необходимой степени автоматизации процесса горения, требуемого диапазона регулирования паропроизводительности котлоагрегата, единичной производительности и характеристики факела (длина и угол раскрытия) и т.д.

В настоящее время еще нет четких рекомендаций по выбору типа и компоновки горелочных устройств в топках паровых и отопительных котлов, так как проведено мало сравнительных испытаний, а имеющиеся материалы испытаний и опыт эксплуатации обобщены недостаточно. В работах [1–3] была сделана первая попытка критически рассмотреть применяемые компоновки горелочных устройств для промышленных котлов. Однако приведенные в этих работах частные рекомендации в основном базируются на данных наладочных испытаний и опыте эксплуатации и не могут быть признаны достаточными.

В последнее время проведены комплексные исследования в стендовых и промышленных условиях различных паровых и отопительных котлов малой производительности [1–4, 6–9]. Результаты этих исследований показали, что от выбора и компоновки горелочных устройств в значительной мере зависит безопасное и рациональное использование топлива.

На начальном этапе проектирования топливосжигающего устройства возникают трудности, связанные с весьма широкой номенклатурой горелочных устройств, в частности, форсунок. Это объясняется большим разнообразием котельных установок, печных агрегатов и других устройств, использующих разные виды топлива [4–10].

В большинстве случаев недостатки форсунок вызывают перерасход топлива и нарушение производственных процессов. В связи с этим возникает необходимость, с одной стороны, усовершенствования существующих и создания новых, более совершенных форсунок [5–8], а с другой — обоснованного выбора их типа как при проектировании топок, печей и камер сгорания, так и при их реконструкции.

Все форсунки по основным конструктивным признакам и способу распыления можно разделить на четыре группы [8–10]:

- 1) механические — с непосредственным распылением топлива;
- 2) высокого давления (пневматические) — с распыляющей средой высокого давления (пар, компрессорный воздух);
- 3) низкого давления (пневматические низкого давления) — с распылением вентилаторным или эжекторным воздухом;
- 4) комбинированные — преимущественно газомазутные, а также комбинированного механического и паровоздушного распыления.

Форсунки каждой группы можно классифицировать также по ряду других признаков. На рис. 1 представлена разработанная нами [10] схема классификации форсунок, предназначенных для использования в котлах малой и средней мощности, а также в печных агрегатах, в которых сжигают жидкое топливо.

Выбор того или иного типа форсунки определяется, во-первых, тепловой мощностью агрегата и диапазоном изменения этой мощности, во-вторых, габаритными размерами факела, который должен

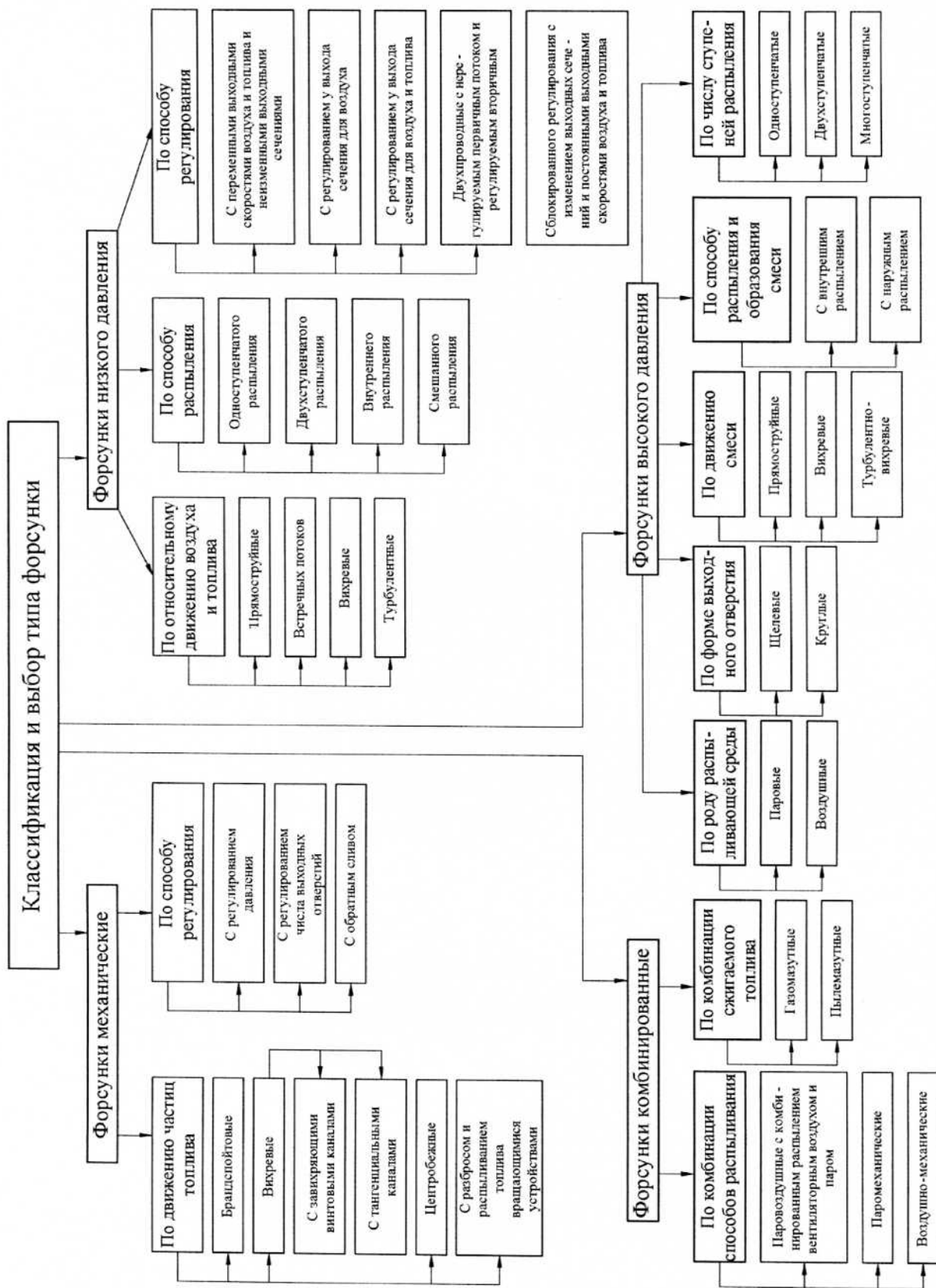


Рис. 1. Классификация форсунок для котельных установок и печной техники

Таблица 1

Основные технические характеристики зарубежных форсуночных агрегатов малой производительности

| № п/п | Фирма-изготовитель и марка форсунки | Производительность, кг/ч | Давление топлива, МПа | Вязкость топлива, ВУ, и соответствующая марка отечественного топлива | Количество распылителей | Наличие подогрева топлива | Степень автоматизации и режим работы | Масса, кг |
|-------|--|--|--|--|----------------------------|--------------------------------------|---|------------------------------------|
| 1 | «Тиссен»: АМА-20 АМА-30 | 14-21 16-24 | 1,6-2,1 1,6-2,1 | 1,6-2,0 (моторное и маловязкие мазуты) | 1 1 | Есть » | Полная, «включено» — выключено» | 46 65 |
| 2 | «ЦЭР» (Югославия): G-20 AY G-30 AY G-20 TY G-30 TY | 10-25 12-35 10-25 12-35 | 1,0-2,1 1,0-2,1 1,0-2,1 1,0-2,1 | До 1,8 (дизельное) То же 3-5 (моторное, мазуты маловязкие) | 1 1 1 1 | Нет » Есть » | Полная, «большой — малый огонь — выключено» | — — — — |
| 3 | «Спартак» (НРБ): 30HK 42HK 80HK «Метро-16» «Метро-30» «Метро-42» | 18-40 28-57 47-85 12-20 20-35 30-55 | 1,5-2,2 1,5-2,2 1,5-2,2 0,7-1,8 0,7-1,8 0,7-1,8 | 1,5 (дизельное) То же » 1,2-1,4 (дизельное) То же » | 2 2 2 1 1 1 | Нет » » » » » | То же » » Полная, «включено» — выключено» То же | 49 56 74 33 46 68,5 |
| 4 | «Ойлон» (Финляндия): KP-26 KP-36 L KP-36 H RP-43 RP-43 L RP-53 H | 8-30 8-30 19-52 25-50 25-60 30-80 | 0,7-2,5 0,7-2,5 0,7-2,5 1,5-2,0 1,5-2,0 1,5-2,0 | 1,4 (дизельное) То же » 2 (моторное) То же » | 2 2 2 3 3 3 | Нет » » Есть » » » | Полная, «большой — малый огонь — выключено» То же » » » » | — — — — — — |
| 5 | «Эргли» (Швейцария): OE-9 | 2-15 | 1,5-2,5 | 2,5 (моторное, маловязкие мазуты) | 1 | Есть | Полная, пропорциональное регулирование | 16 |
| 6 | «Калорима» (НРБ): Комета-20 Комета-40 | 16-25 28-40 | 1,0-2,1 1,0-2,2 | 1,4 (дизельное) То же | 1 1 | Нет » | Полная, «включено» — выключено» | 32 36 |
| 7 | «Дьюер» (Голландия) dui ROMatic-22 dui Romedium-30 dui Romedium-55 dui ROMajor-CB-33- HNA | 8-22,5 12,5-30 22,5-55 25-57 | 0,7-2,0 0,7-2,0 0,7-2,0 0,7-2,1 | 120 (высоковязкие мазуты) То же » | 2 2 2 2 | Есть (три термостата) | Полная, пропорциональное регулирование производительности и соотношения топлива — воздух | — — — — |
| 8 | «Х. Саакс К» (ФРГ) | 25-92 | 1,5-2,5 | 1,8 (солярное масло, моторное топливо) | 2 | Есть | Полная, пропорциональное регулирование производительности и соотношения топлива — воздух за счет установки сервомотора мощностью 0,3 кВт и частотой вращения 1400 об/мин | 60 |

**Технические характеристики газовых горелок
для водогрейных котлов малой мощности производства фирмы ООО ПФ «Октан» (г. Омск)**

Таблица 2

| № | Наименование показателя | ГГКБ-1,2 | ГГКБ-1,65 | ГГКБ-2,2 | ГГКБ-3,5 |
|----|--|------------------------------|--------------------|--------------------|--------------------|
| 1 | Номинальная тепловая мощность, МВт | 1,2 | 1,65 | 2,2 | 3,5 |
| 2 | Вид топлива — газовое | природный газ (ГОСТ 5542-87) | | | |
| 3 | Степень регулирования | 4 | 4 | 4 | 4 |
| 4 | Присоединительное давление газа, кПа, не более | 30 | 30 | 30 | 30 |
| 5 | Противодавление в топке, не более, Па | 600 | 600 | 600 | 600 |
| 6 | Длина факела, мм, не более | 1900 | 2300 | 2900 | 2900 |
| 7 | Диаметр факела, мм, не более | 700 | 900 | 1100 | 1100 |
| 8 | Минимальный коэффициент избытка воздуха при номинальной тепловой мощности | 1,05 | 1,05 | 1,05 | 1,05 |
| 9 | Допускаемое увеличение минимального коэффициента избытка воздуха в диапазоне рабочего регулирования мощности, не более | 1,25 | 1,25 | 1,25 | 1,25 |
| 10 | Потребляемая электрическая мощность, кВт | 1,5 | 4 | 4 | 5,5 |
| 11 | Габаритные размеры, мм: длина ширина высота | 940 720 700 | 1060 750 750 | 1100 790 780 | 1100 830 780 |
| 12 | Масса, кг, не более | 90 | 130 | 150 | 150 |
| 13 | Установленный ресурс до капитального ремонта, ч, не менее | 18000 | 18000 | 18000 | 18000 |

занимать максимум топочного пространства, но не касаться поверхностей нагрева и обмуровки. При изменении тепловой нагрузки агрегата выбранный тип форсунки должен обеспечивать высокоэффективную работу в диапазоне 50 — 110 % его расчетной тепловой мощности [4 — 7]. Разработанная нами трех-этапная методика выбора типа форсунки, основана на положениях теории принятия решений и детально обоснована в работе [10]. Рассмотрим кратко основные научно обоснованные предпосылки для решения интересующей нас задачи. На этапе принятия решения проектировщик, располагая несколькими вариантами, должен выбрать лучший из них — оптимальный. Сначала надо дать оценку каждому варианту, затем сравнить оценки и только после этого выбрать вариант с наивысшей оценкой.

Выполнить процедуру принятия решения нетрудно, если все варианты можно измерить по одной шкале. Однако в действительности каждый вариант характеризуется многими измерениями. Кроме того, не всегда можно воспользоваться абсолютной шкалой. Варианты решения на начальном этапе могут быть представлены лишь принципиальной (структурной) схемой, поэтому трудно дать количественную оценку свойствам объекта. Еще сложнее оценить надежность, эргономичность, эстетичность. Попытка уточнить количественные оценки приведет, по существу, к разработке варианта решения, а это связано с трудовыми и временными затратами. Приходится принимать решение в условиях некоторой неопределенности и сравнивать варианты по многим их признакам, т.е. пользоваться несколькими шкалами, причем по одной шкале лучшими оказываются одни варианты, по другим — иные. При этом используемые для сравнения признаки могут быть неравно-

значны: одни более важны, другие — менее. Некоторые из них противоречивы.

В такой постановке задача принятия решения примыкает к задачам многокритериальной оптимизации. Особенность таких задач состоит в том, что одновременное достижение оптимума по всем критериям практически не-возможно. Приходится идти на компромисс, который упрощает решение задачи, сводя ее в некоторых случаях к однокритериальной. Схемы компромиссов могут строиться на основе следующих принципов: равномерности, справедливой уступки, выделения главного критерия, последовательной уступки.

Принцип справедливой уступки требует абсолютной или относительной уступки. Абсолютная уступка считается справедливой, если суммарный относительный уровень снижения качества одного или нескольких критериев не превосходит суммарного относительного уровня повышения качества по остальным критериям. Принцип последовательной уступки позволяет отыскать оптимальное решение, отвечающее достижению максимума по всем критериям, размещенным в ранжированной последовательности по степени их важности.

Выбор оптимального решения в условиях многокритериальной задачи удобнее всего проводить с помощью так называемой матрицы решений на основе компромисса, построенного по принципу справедливой уступки. Оценку вариантов можно выполнить также попарным сравнением. Для этого все варианты рассматриваются последовательно по каждому критерию. Сначала отыскивается лучший вариант. Ему приписывается оценка 10. Затем с ним сравниваются все остальные. При этом множество оценок {1, 2, ..., 10} используется как шкала интервалов. Проще всего

**Технические характеристики горелочных устройств
для сжигания жидкого нефтяного топлива в водогрейных котлах малой мощности
производства фирмы ООО ПФ «Октан» (г. Омск)**

Таблица 3

| № | Наименование показателя | ГРМБ-1,2 | ГРМБ-2,2 | ГМБ-1,2 | ГМБ-1,6 | ГМБ-2,2 | ГМБ-3,5 | ГМБ-4,25 |
|----|--|--|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|
| 1 | Номинальная тепловая мощность, МВт | 1,2 | 2,2 | 1,2 | 1,6 | 2,2 | 3,5 | 4,25 |
| 2 | Вид топлива — жидкое | дизельное (ГОСТ 3005-82), мазуты, ТГПБ | | | | | | |
| 3 | Степень регулирования | 3 | 3 | 3 | 3 | 3 | 3 | 3 |
| 4 | Присоединительное давление газа, кПа, не более | 0,16 | 0,16 | 2 | 2 | 2 | 2 | 2 |
| 5 | Противодавление в топке, не более, Па | 50 | 50 | 20 | 20 | 20 | 20 | 20 |
| 6 | Длина факела, мм, не более | 1200 | 1200 | 2100 | 2100 | 2600 | 2700 | 3000 |
| 7 | Диаметр факела, мм, не более | 800 | 800 | 800 | 800 | 1000 | 1100 | 1200 |
| 8 | Минимальный коэффициент избытка воздуха при номинальной тепловой мощности | 1,2 | 1,2 | 1,2 | 1,2 | 1,2 | 1,2 | 1,2 |
| 9 | Допускаемое увеличение минимального коэффициента избытка воздуха в диапазоне рабочего регулирования мощности, не более | 1,4 | 1,4 | 1,4 | 1,4 | 1,4 | 1,4 | 1,4 |
| 10 | Потребляемая электрическая мощность, кВт | - | - | 1,5 | 1,5 | 4 | 5,5 | 5,5 |
| 11 | Габаритные размеры, мм: длина ширина высота | 620 600 600 | 620 600 600 | 900 660 750 | 900 660 750 | 970 780 780 | 970 820 780 | 970 820 780 |
| 12 | Масса, кг, не более | - | - | 100 | 100 | 120 | 140 | 140 |
| 13 | Установленный ресурс до капитального ремонта, ч, не менее | 18000 | 18000 | 18000 | 18000 | 18000 | 18000 | 18000 |

проводить сравнение, когда параметры вариантов имеют числовые значения. Когда же этого нет, следует руководствоваться опытом и интуицией. Для более обоснованных оценок можно воспользоваться экспертным методом.

Для решения конкретной задачи выбора типа форсунки на первом этапе, используя схему классификации (рис. 1) и обобщенные характеристики форсунок (табл. 1 – 3), а также данные [6 – 8], после сравнительного анализа различных факторов (области применения, расхода распылителя, преимуществ и недостатков форсунок с учетом типа, типоразмера и характеристик котла, для которого предназначена искомая форсунка), учитывая наличие соответствующего распылителя, выделяют три – четыре типа наиболее приемлемых форсунок типовых конструкций.

На втором этапе также предварительно с учетом размеров топки или камеры сгорания выбирают из числа намеченных трех – четырех типов лишь два – три типа форсунок, более полно отвечающих требованиям по характеристикам факела. Размеры факела, создаваемого форсункой, зависят от типа распыливающего устройства и качества подготовки топлива.

На агрегатах малой мощности рекомендуется устанавливать одну форсунку, которую, как правило, располагают на фронте котла [1 – 4].

На третьем этапе, если выбранные после второго этапа форсунки оказались разных типов, проводят их сравнение по экономичности распыления (затратам энергии) и оценивают значения КПД распыления по известной методике [8]. Для сравнения суммируют энергию, расходуемую на подачу и распыление топлива, подачу компрессорного или вентиляторного воздуха [8 – 10].

Дальнейший проектировочный или поверочный расчет горелочного устройства, включая экологические требования, ведут по известным методикам [1, 5 – 8, 10 – 12].

Выводы

1. Сформулирован перечень основных комплексных требований, предъявляемых к горелочным устройствам котельных и других установок.
2. Показано, что комплексные требования к горелочным устройствам являются противоречивыми по

ряду критериев, что затрудняет выбор типа устройства на стадии проектирования.

3. На базе методов теории принятия решений сформулирована общая поэтапная методика предварительного выбора типа горелочного устройства для конкретного котлоагрегата или другого топливосжигающего устройства.

Библиографический список

1. Эстеркин Р.И. Перевод промышленных котлов на газообразное топливо / Р.И. Эстеркин. — Л.: Энергия, 1967. — 207 с.
2. Столпнер Е.Б. Наладка и эксплуатация систем газоснабжения котельных установок / Е.Б. Столпнер, Р.И. Эстеркин. — Л.: Недра, 1964. — 208 с.
3. Эстеркин Р.И. Закономерности выгорания газа в щелевых газогорелочных устройствах / Р.И. Эстеркин // Газовая промышленность. — 1965. — № 9. — С. 17–21.
4. Воликов А.Н. Сжигание газового и жидкого топлива в котлах малой мощности / А.Н. Воликов. — Л.: Недра, 1989. — 160 с.
5. Спейшер В.А. Повышение эффективности использования газа и мазута в энергетических установках / В.А. Спейшер, А.Д. Горбаненко. — М.: Энергия, 1974. — 208 с.
6. Адамов В.А. Сжигание мазута в топках котлов / В.А. Адамов. — Л.: Недра, 1989. — 304 с.
7. Кулагин Л.В. Форсунки для распыливания тяжелых топлив / Л.В. Кулагин, М.Я. Морошкин. — М.: Машиностроение, 1973. — 200 с.
8. Карабин А.И. Сжигание жидкого топлива в промышленных установках / А.И. Карабин, Е.С. Раменская, И.К. Энно. — М.: Металлургия, 1966. — 371 с.
9. Завьялов А.А. Повышение эффективности использования жидкого топлива в хлебопекарных печах / А.А. Завьялов. — М.: Легкая и пищевая промышленность, 1982. — 232 с.

10. Ведрученко В.Р. Методика выбора типа форсунки для котлов малой и средней мощности при проектировании и реконструкции котельных установок / В.Р. Ведрученко, В.В. Крайнов, А.В. Казимиров // Промышленная энергетика. — 2006. — № 3. — С. 33–40.

11. Лебедев П.Д. Теплоиспользующие установки промышленных предприятий / П.Д. Лебедев, А.А. Щукин. — М.: Энергия, 1970. — 320 с.

12. Кузнецов Л.А. Камеры сгорания стационарных газотурбинных установок / Л.А. Кузнецов. — М.-Л.: Машгиз, 1957. — 166 с.

ВЕДРУЧЕНКО Виктор Родионович, доктор технических наук, профессор кафедры «Теплоэнергетика» Омского государственного университета путей сообщения.

Адрес для переписки: e-mail: heatomgups@mail.ru
ЖДАНОВ Николай Владимирович, аспирант кафедры «Теплоэнергетика» Омского государственного университета путей сообщения.

Адрес для переписки: e-mail: zhdanov-n@mail.ru
ЖДАНОВА Екатерина Егоровна, магистр техники и технологий, инженер-проектировщик II категории ОАО ТПИ «Омскгражданпроект».

Адрес для переписки: 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35.
ЛАЗАРЕВ Евгений Сергеевич, студент-дипломник кафедры «Теплоэнергетика» Омского государственного университета путей сообщения.

Адрес для переписки: 644046, г. Омск, пр. Маркса, 35.

Статья поступила в редакцию 18.09.2009 г.

© В. Р. Ведрученко, Н. В. Жданов, Е. Е. Жданова, Е. С. Лазарев

УДК 621.311

**В. А. БУРЧЕВСКИЙ
Л. В. ВЛАДИМИРОВ
В. Н. ГОРЮНОВ
В. А. ОЩЕПКОВ**

Омский государственный
технический университет

ДИСТАНЦИОННОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ МЕСТА ПОВРЕЖДЕНИЯ В РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНЫХ СЕТЯХ МЕТОДОМ СТОЯЧИХ ВОЛН

В статье рассмотрено дистанционное определение места повреждения при однофазном замыкании на землю в сетях 6–35 кВ методом стоячих волн. Приведен пример расчета собственной резонансной частоты линии, построен график распределения тока вдоль линии при возникновении стоячих волн.

Ключевые слова: определение места повреждения, метод стоячих волн.

Распределительные сети составляют значительную часть в цепи транспорта электрической энергии. Наиболее распространенным видом повреждения в таких сетях являются однофазные замыкания на землю, которые составляют около 75 % от общего

числа повреждений. Процесс восстановления нормального режима работы сети состоит из нескольких последовательных операций:

— регистрация факта ЗНЗ (неселективная сигнализация);

- определение поврежденной линии (присоединения);
- определение поврежденного участка линии (дистанционное ОМП);
- определение места повреждения на местности (топографическое или трассовое ОМП);
- проведение ремонтных работ;
- включение питания присоединения и восстановления электроснабжения потребителей.

Время поиска места повреждения является наиболее продолжительной операцией и достигает до 50 % от времени процесса восстановления [1]. Таким образом, для ускорения процесса восстановления нормального режима работы сети при возникновении однофазного замыкания на землю необходимо совершенствование способа определения места повреждения (ОМП).

Технические средства ОМП по назначению и принципу действия аппаратуры подразделяют на дистанционные и топографические [2]. Дистанционные средства ОМП устанавливаются непосредственно на подстанции. Топографические приборы поиска являются переносными и предназначены для точного определения МП на трассе линии.

В распределительных сетях наибольшее распространение получили петлевой метод и импульсные (локационные) методы [3].

Петлевой метод использует измерение сопротивления до места повреждения. При этом поврежденная фаза соединяется перемычкой с неповрежденной, и полученный контур подключается к источнику постоянного тока. Петлевой метод обладает существенным недостатком — он применим только при устойчивых металлических замыканиях, а большинство однофазных замыканий на землю носят неустойчивый характер. Кроме того, при использовании этого метода на точность измерений большое влияние оказывает сопротивление соединительных проводов [4].

Импульсные (локационные) методы ОМП основаны на измерении времени между моментом послышки в линию зондирующего электрического импульса и моментом возвращения к началу линии импульса, отраженного от МП. Недостаток метода состоит в том, что при определении места повреждения возникают затруднения в получении отраженного импульса достаточной амплитуды.

Также для определения расстояния до места повреждения может быть использован метод стоячих волн. Суть метода стоячих волн в том, что к отключенной поврежденной линии присоединяют источник периодического (синусоидального) сигнала высокой частоты. При достаточно высоких частотах линию электропередачи следует рассматривать как длинную линию, т.е. как линию с распределенными параметрами. При совпадении частоты источника испытатель-

ного напряжения и собственной резонансной частоты линии в начале линии амплитудное значение напряжения (тока) будет максимальным.

При синусоидальном напряжении источника питания напряжение в любой точке длинной линии можно представить в виде суммы двух слагаемых:

$$U = U_m^+ \cdot e^{j\omega t - \gamma x} + U_m^- \cdot e^{j\omega t + \gamma x}, \quad (1)$$

где U_m^+ — комплексная амплитуда прямой волны напряжения, В;

U_m^- — комплексная амплитуда обратной волны напряжения, В;

γ — постоянная распространения;

x — расстояние от начала линии до рассматриваемой точки, м.

Распространение волны характеризуется постоянной распространения, которую представляют в виде

$$\gamma = \alpha + j\beta, \quad (2)$$

где α — коэффициент затухания, характеризует изменение амплитуды волны на единицу длины линии; β — коэффициент фазы.

Точка, фаза колебаний в которой остается постоянной, перемещается по линии с фазовой скоростью:

$$v = \frac{2\pi f}{\beta}, \quad (3)$$

где f — частота переменного напряжения, Гц.

Если считать момент времени фиксированным (например, $t = 0$) и рассматривать изменение мгновенного значения напряжения вдоль линии в зависимости от координаты x , то каждое из слагаемых в (1) описывает гармоническую волну напряжения. Волна, описываемая первым слагаемым, носит название прямой или падающей волны. Волна, описываемая вторым слагаемым в (1), называется обратной или отраженной. Если падающая синусоидальная волна затухает (убывает по амплитуде) при движении от начала линии к концу (рис. 1а), то отраженная волна затухает при перемещении от конца линии к началу (рис. 1б).

Если частота источника питания совпадает с собственной частотой линии, то напряжение в начале линии достигает максимума (рис. 2).

Выражение для определения собственной частоты длинной линии

$$f = \frac{v}{4l}, \quad (4)$$

где l — длина линии, м;

v — скорость распространения волны вдоль линии, м/с.

То есть частота источника настраивается в резонанс с собственной частотой участка длинной линии до места повреждения. Исследуя изменение ампли-

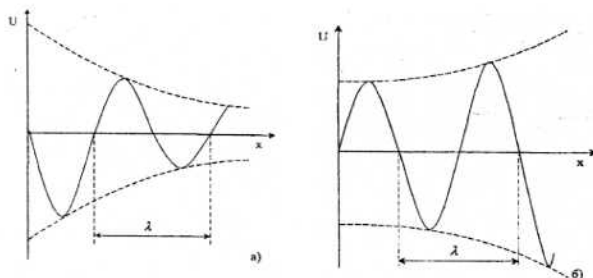


Рис. 1. Прямая (а) и отраженная (б) волны

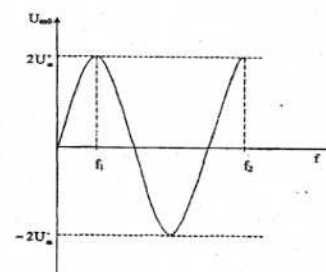


Рис. 2. Амплитуда гармонического напряжения в начале линии

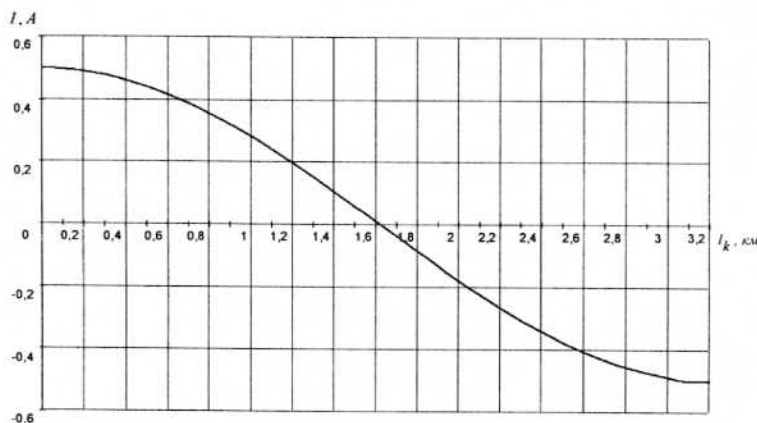


Рис. 3. График распределения тока вдоль линии

туды напряжения или тока при плавном повышении частоты источник, можно зафиксировать первую частоту f_1 , при которой наблюдается максимум напряжения (тока). Тогда расстояние до места повреждения:

$$l_k = \frac{v}{4f_1}, \quad (5)$$

где f_1 — частота источника испытательного напряжения, при которой наблюдается максимум напряжения (тока) в начале линии.

Можно поступить и по-другому: зафиксировать две частоты f_1 и f_2 , которым соответствуют два следующих друг за другом максимума напряжения.

$$l_k = \frac{v}{2(f_2 - f_1)}. \quad (6)$$

Выражения (5) и (6) позволяют определить расстояние до места замыкания по методу стоячих волн.

Данный метод относится к высокочастотным т.к. частота источника при настройке в резонанс с линией может достигать нескольких мегагерц. Так, при скорости распространения волны $v = 300000 \text{ км/с}$ и расстоянии до МП $l_k = 1 \text{ км}$ частота источника должна быть $f_1 = 300 \text{ кГц}$, а при $l_k = 100 \text{ м}$ $f_1 = 3 \text{ МГц}$.

В качестве использования метода стоячих волн рассмотрим некоторую линию. Предположим, что в конце линии произошло однофазное замыкание на землю. Определим частоту источника испытательного напряжения, при которой возникает эффект стоячих волн и построим графики распределения напряжения и тока в линии при данной частоте.

Длина линии $l = l_k = 3,24 \text{ км}$; удельное активное сопротивление линии $r_0 = 0,241 \text{ Ом/км}$; удельная индуктивность линии $L_0 = 0,0013 \text{ Гн/км}$; фазовая скорость (скорость распространения волны) $V_\phi = 300000 \text{ км/с}$.

Удельные параметры линии соответствуют воздушной линии напряжением 35 кВ, выполненной проводом марки АС-120. Кроме того, будем рассматривать данную линию как линию без потерь.

Определим собственную частоту линии:

$$f_{PE3} = \frac{V_\phi}{4l_k} = \frac{300000}{4 \cdot 3,24} = 23148 \text{ Гц}. \quad (7)$$

Зная собственную частоту линии, можно определить частоту источника испытательного напряжения:

$$f_1 = 2f_{PE3} = 2 \cdot 23148 = 46296 \text{ Гц}. \quad (8)$$

Тогда фазовый коэффициент определяется следующим выражением:

$$\beta = \omega \sqrt{L_0 C_0} = \frac{\omega}{V_\phi} = \frac{2 \cdot 3,14 \cdot 46296}{300000} = 0,969 \text{ рад/км}. \quad (9)$$

Волновое сопротивление линии:

$$Z_c = \sqrt{\frac{L_0}{C_0}} = \sqrt{\frac{0,0013}{0,008 \cdot 10^{-6}}} = 403,11 \text{ Ом}. \quad (10)$$

Длина волны при этом будет равна:

$$\lambda = \frac{2\pi}{\beta} = \frac{2 \cdot 3,14}{0,969} = 6,28 \text{ км}. \quad (11)$$

В соответствие с выражением (11) длина волны испытательного сигнала пропорциональна расстоянию до места повреждения.

При коротком замыкании в конце линии распределение тока и напряжения в линии описывается следующей системой уравнений:

$$\begin{cases} \dot{U} = jI_2 Z_c \sin \beta x' \\ \dot{I} = I_2 \cos \beta x' \end{cases} \quad (12)$$

или используя мгновенные значения тока и напряжения, полагая, что начальная фаза равна нулю ($\varphi = 0$):

$$\begin{cases} u = I_{2m} Z_c \sin \beta x' \cdot \sin(\omega t + 90^\circ) = U_{2m} \cdot \sin \beta x' \cdot \sin(\omega t + 90^\circ) \\ i = I_{2m} \cos \beta x' \cdot \sin \omega t \end{cases} \quad (13)$$

где I_{2m} — амплитудное значение тока, А;
 U_{2m} — амплитудное значение напряжения, В;
 x' — расстояние от рассматриваемой точки до начала линии, км.

Согласно (13), напряжение опережает ток на 90 градусов. Построим графики распределения тока и напряжения в линии при частоте $f_1 = 2f_{PE3} = 2 \cdot 23148 = 46296 \text{ Гц}$. Амплитудное значение напряжения испытательного сигнала $U_m = 200 \text{ В}$.

На рис. 3 представлена зависимость действующего значения тока в начале линии от частоты источника испытательного напряжения $I = f(f_1)$.

Метод стоячих волн применим для определения расстояния до места повреждения на отключенных кабельных и воздушных линиях. Так же он может быть использован в сетях различных классов напряжения.

Хотя метод стоячих волн известен достаточно давно, он так и не получил широкого распространения. Это связано с тем, что для его реализации требуется применение достаточно сложной аппаратуры. На сегодняшний день современный уровень развития электроники и радиотехники позволяет изготовить устройство для дистанционного определения места

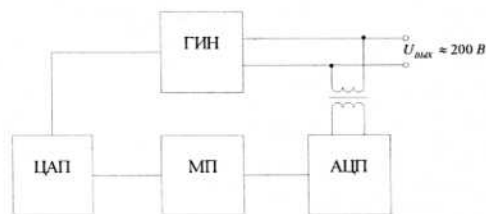


Рис. 4. Структурная схема прибора для дистанционного ОМП

повреждения с использованием эффекта возникновения стоячих волн.

Структурная схема устройства, основанного на методе стоячих волн, представлена на рис. 4. Генератор испытательного напряжения (ГИН) формирует высокочастотный сигнал. Предварительно определяются параметры линии (удельная индуктивность и емкость). Регулирование частоты происходит с помощью микропроцессора (МП), который на основании измерений, полученных на выходе ГИН, формирует управляющий сигнал. Аналогово-цифровой преобразователь (АЦП) и цифро-аналоговый преобразователь (ЦАП) служат для преобразования сигналов, получаемых и передаваемых микропроцессором.

Библиографический список

1. Кутин, В.М. Оптимизация процесса поиска повреждений в воздушных распределительных сетях 6–10 кВ // Электричество. — 1994. — №3. — С. 28–35.

2. Гельфанд, Я.С. Релейная защита распределительных сетей / Я.С. Гельфанд. — М.: Энергоатомиздат, 1987. — 368 с.
3. Шабанов, В.А. Определение места повреждения в распределительных сетях при однофазных замыканиях на землю: учеб. пособие. — Уфа: Изд-во УНГТУ, 2003. — 96 с.
4. Сирота, И.М. Режимы нейтрали электрических сетей / Сирота И.М., Кисленко С.Н., Михайлов А.М. — Киев: Наук. думка, 1985. — 264 с.

БУРЧЕВСКИЙ Виталий Анатольевич, начальник управления энергетики, главный энергетик ООО «РН-Юганскнефтегаз».

ВЛАДИМИРОВ Леонид Вячеславович, ассистент кафедры электроснабжения промышленных предприятий Омского государственного технического университета.

ГОРЮНОВ Владимир Николаевич, доктор технических наук, профессор кафедры электроснабжения промышленных предприятий, директор энергетического института Омского государственного технического университета.

ОЩЕПКОВ Владимир Александрович, кандидат технических наук, доцент кафедры электроснабжения промышленных предприятий Омского государственного технического университета.

Адрес для переписки: 644050, г. Омск, пр. Мира, 11.

Статья поступила в редакцию 26.06.2009 г.

© В. А. Бурчевский, А. В. Владимиров, В. Н. Горюнов, В. А. Ощепков

УДК 621.316.3

С. С. ГИРШИН
А. А. БУБЕНЧИКОВ
В. Н. ГОРЮНОВ
А. А. ЛЕВЧЕНКО
Е. В. ПЕТРОВА

Омский государственный
технический университет

АНАЛИЗ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ ПО СЕЧЕНИЮ САМОНЕСУЩИХ ИЗОЛИРОВАННЫХ ПРОВОДОВ

В статье рассмотрена целесообразность учета температуры в самонесущих изолированных проводах (СИП). Показан расчет распределения температуры в токоведущей жиле провода СИП 3. Рассмотрен расчет распределения температуры в изоляции провода с учетом и без учета диэлектрических потерь.

Ключевые слова: СИП, распределение температуры, токоведущая жила, изоляция.

Потери электроэнергии в АО-энерго России в 2004 году составили порядка 13 %. Предпринятые в последние годы меры позволили несколько уменьшить величину потерь, однако и сейчас Россия отстает от мирового опыта снижения потерь. В странах Западной Европы (Нидерланды, Германия) и Японии электрические потери в сетях электроснабжения находятся

в диапазоне 4,0–5,2 % [1,2]. Уменьшение уровня потерь электроэнергии в масштабах АО-энерго России на 4–5 % (отпуск в сеть в 2004 году — 830,1 млрд кВт·ч) приводит к экономии 41,5 млрд кВт·ч. Приведенные цифры показывают, что существует потенциальная возможность уменьшения потерь электрической энергии в электрических сетях России и что

решение этой проблемы чрезвычайно актуально, особенно, когда энергосбережение и энергоэффективность выдвигаются правительством России как приоритетные направления развития.

Основная доля потерь энергии в электрических сетях приходится на нагрузочные потери в проводах линий электропередачи (ЛЭП). Использование новых типов проводов — самонесущих с изолированными проводами (СИП) [3, 4] позволяет уменьшить потери в ЛЭП и сократить эксплуатационные расходы. Однако недостаточная исследованность СИП, с одной стороны, и повышение актуальности задач анализа и снижения потерь энергии — с другой предъявляют повышенные требования к точности расчета электрических потерь в СИП. Одним из способов снижения погрешностей соответствующих расчетов является оценка влияния температуры СИП с учетом характерных особенностей данного типа проводов.

Зависимость сопротивления провода от температуры Θ_{np} определяется выражением [5]

$$R_{\Theta} = R_{20}(1 + \alpha(\Theta_{np} - 20)), \quad (1)$$

где R_{Θ} и R_{20} — активные сопротивления соответственно при температурах Θ и 20°C ; α — температурный коэффициент активного сопротивления алюминиевых проводов, который примерно $0,004^{\circ}\text{C}^{-1}$.

В свою очередь, температура провода главным образом определяется величиной тока в проводе, температурой окружающей среды (воздуха) и значением скорости ветра. Такая многофакторная зависимость делает определение реальной температуры достаточно сложной задачей. Поэтому при традиционных расчетах потерь электроэнергии используются, как правило, взятые из справочников значения активных сопротивлений при температуре 20°C . В последние годы в целях повышения точности, активные сопротивления корректируются с учетом температуры воздуха. Так, в программе РТПЗ, разработанной в ОАО «ВНИИЭ» В. Э. Вороничкиным, М. А. Калинкиной для расчета технических потерь мощности и электроэнергии в сетях 0,38–220 кВ [6], активное сопротивление определяется по формуле

$$R_{\text{вЛ}} = R_0^{20} \cdot l \cdot (1 + 0,004(\Theta - 20)) / n_{\text{л}}, \quad (2)$$

где R_0^{20} — удельное активное сопротивление на 1 км провода при его температуре 20°C , Ом/км;

l — длина линии, км;

Θ — средняя температура провода за базовый период, $^{\circ}\text{C}$;

$n_{\text{л}}$ — количество параллельных цепей, шт.

При использовании выражения (2) для средней загрузки ЛЭП ниже экономической плотность тока, рекомендуется температуру провода принимать равной температуре воздуха. В случае отсутствия данных о температуре воздуха рекомендуется принимать температуру провода равной 20°C .

Погрешность определения активного сопротивления в зависимости от температуры по отношению к справочным данным определяется уравнением

$$\delta = \frac{R_{20} - R_{\Theta}}{R_{20}} \cdot 100\%, \quad (3)$$

которое, с учетом соотношения (1), преобразуется к виду

$$\delta = \frac{R_{20} - R_{20}(1 + \alpha(\Theta_{np} - 20))}{R_{20}} \cdot 100\% = \alpha(\Theta_{np} - 20) \cdot 100\%. \quad (4)$$

Согласно (4), изменение температуры на 10°C соответствует изменению сопротивления на 4 %. В воздушных линиях с защищенными проводами в настоящее время используется изоляция из сшитого полиэтилена, которая в нормальном режиме допускает нагрев до $+90^{\circ}\text{C}$. Минимальная же допустимая температура для этого материала составляет -50°C [4]. Тогда в рабочем диапазоне температур ($\Delta\Theta = 90 + 50 = 140^{\circ}\text{C}$) активное сопротивление, согласно (4), будет изменяться на $\alpha \cdot \Delta\Theta \cdot 100\% = 56\%$. Это значение представляет собой диапазон неопределенности потерь активной мощности, рассчитываемых без учета температуры. Его величина показывает, что температура является существенным фактором, определяющим нагрузочные потери активной мощности в ЛЭП.

Расчет температурного градиента в токоведущей жиле СИП-3

При прохождении электрического тока по проводу происходит выделение тепла в соответствии с законом Джоуля-Ленца [7]

$$Q = I^2 R_{\Theta}, \quad (5)$$

где I — сила тока,

R — электрическое сопротивление проводника.

При токах низкой частоты это тепло можно считать равномерно выделяющимся по всему сечению проводника, т.е. считать, что в проводнике имеются равномерно распределенные внутренние источники тепла плотностью

$$q_v = \frac{1}{l \cdot F} I^2 \rho \frac{l}{F} = \frac{I^2 \rho}{F^2}, \quad (6)$$

где F — площадь поперечного сечения проводника, l — длина проводника,

ρ — удельное сопротивление проводника.

Указанное выше допущение для СИП является следствием неучета поверхностного эффекта и эффекта близости, которые практически начинают проявляться только у медных жил с сечением 300 мм и более [8].

Рассмотрим цилиндрический провод бесконечной длины радиусом r_1 (рис. 1). Заданы температура окружающей среды $\Theta_{\text{окр}} = \text{const}$ и постоянные по всей поверхности коэффициент теплоотдачи α . При этих условиях температура во всех точках поверхности провода будет одинакова. Задача будет одномерной и симметричной. Уравнение теплопроводности в стационарном режиме будет иметь вид [7]

$$\frac{d^2\Theta}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{d\Theta}{dr} + \frac{q_v}{\lambda} = 0 \quad (7)$$

граничные условия:

$$\text{при } r = 0 \quad \left(\frac{d\Theta}{dr} \right)_{r=0} = 0 \quad (8)$$

при $r = 0$ $\Theta = \Theta_{\text{центр}}$,

где λ — коэффициент теплопроводности.

Проинтегрируем уравнение (7). При этом прове-

дем замену $\frac{d\Theta}{dr} = u$, тогда уравнение (7) примет вид

$$\frac{du}{dr} + \frac{u}{r} + \frac{q_v}{\lambda} = 0 \quad (9)$$

или

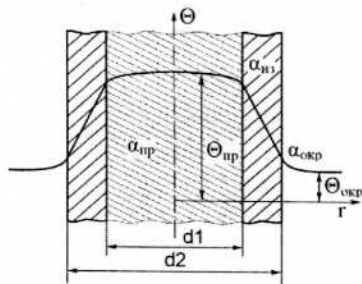


Рис. 1. Распределение температуры в проводнике с изоляцией:

d_1 и d_2 — диаметры токоведущей жилы и изоляции соответственно;
 $\Theta_{пр}$ и $\Theta_{окр}$ — температура токоведущей жилы и окружающей среды;
 $\alpha_{пр}$, $\alpha_{из}$, $\alpha_{окр}$ — температурные коэффициенты токоведущей жилы, изоляции и окружающей среды

$$rdu + udr + \frac{q_v}{\lambda} r dr = 0. \quad (10)$$

После интегрирования получим:

$$u + \frac{q_v r}{2\lambda} = \frac{C_1}{r} \quad (11)$$

или

$$\frac{d\Theta}{dr} + \frac{q_v r}{2\lambda} = \frac{C_1}{r}. \quad (12)$$

После второго интегрирования получим:

$$\Theta = -\frac{q_v r^2}{4\lambda} + C_1 \ln r + C_2, \quad (13)$$

где C_1 и C_2 определяются из граничных условий при $r = 0$ из (8) находим, что $C_1 = 0$, и из (13) $C_2 = \Theta_{центр}$.

Подставляя в (13) значения C_1 и C_2 получим

$$\Theta(r) = \Theta_{центр} - \frac{q_v r^2}{4\lambda}. \quad (14)$$

Тогда перепад температуры от центра к поверхности провода и средний градиент температуры соответственно равны

$$\Delta\Theta = \frac{q_v r_1^2}{4\lambda}, \quad (15)$$

$$\left(\frac{d\Theta}{dr}\right)_{cp} = \frac{\Delta\Theta}{r_1} = \frac{q_v r_1}{4\lambda}. \quad (16)$$

Рассмотрим защищенный провод с изоляцией из сшитого полиэтилена марки СИП-3 сечением 240 мм², нагруженный по допустимому току 625 А. Тогда

$$r_1 = \sqrt{F/\pi} = \sqrt{240/\pi} = 8,74 \text{ мм} = 0,00874 \text{ м},$$

$$q_v = \frac{1}{l \cdot F} I^2 \rho \frac{l}{F} = \frac{I^2 \rho}{F^2} =$$

$$= \frac{625^2 \cdot 2,8 \cdot 10^{-8} (1 + 0,004(273 + 90 - 300))}{(240 \cdot 10^{-6})^2} =$$

$$= 237739 \text{ Вт/м}^3,$$

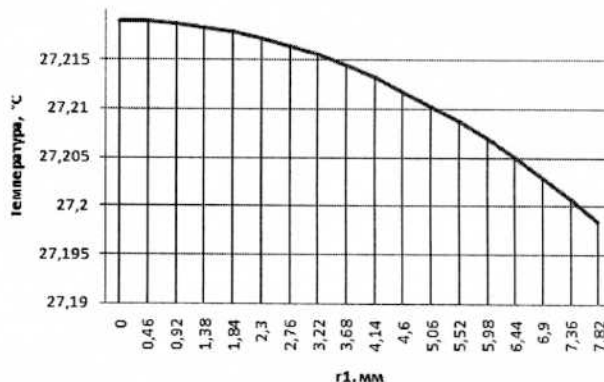


Рис. 2. Распределение температуры по сечению токоведущей жилы

$$\Delta\Theta = \frac{q_v r_1^2}{4\lambda} = \frac{237739 \cdot 0,00874^2}{4 \cdot 209} = 0,022 \text{ } ^\circ\text{C},$$

$$\left(\frac{d\Theta}{dr}\right)_{cp} = \frac{\Delta\Theta}{r_1} = \frac{0,022}{0,00874} = 2,52 \text{ } ^\circ\text{C/м}.$$

Здесь (273 + 90) К — допустимая температура провода. Значения λ при температуре 300 К и λ приняты согласно [5].

На рис. 2 представлено распределение температуры в токоведущей жиле провода вдоль радиуса при температуре окружающей среды 20 °C (293 К).

Видно, что перепад и градиент температуры малы. Следовательно, во всех точках сечения температуру провода можно считать одинаковой.

Расчет температуры в изоляции провода при отсутствии диэлектрических потерь

Пусть тот же провод имеет изоляцию с внешним радиусом r_2 . Предположим, что диэлектрические потери (тепловыделение) в изоляции отсутствуют. Тогда уравнение теплопроводности для изоляции примет вид

$$\frac{d^2\Theta}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{d\Theta}{dr} = 0. \quad (17)$$

В результате интегрирования получаем [7]:

$$\Theta = C_1 \ln r + C_2, \quad (18)$$

где C_1 , C_2 — постоянные интегрирования, определяемые из граничных условий.

Тепловой поток через цилиндрическую поверхность изоляции единичной длины радиусом r определяется по закону Фурье [9]:

$$Q = -\lambda_{из} \frac{d\Theta}{dr} 2\pi r, \quad (19)$$

где $\lambda_{из}$ — коэффициент теплопроводности изоляции. Этот тепловой поток равен общему тепловыделению в проводе

$$Q = q_v \pi r_1^2, \quad (20)$$

и его задание представляет собой первое граничное условие.

Дифференцируя (18), получим

$$\frac{d\Theta}{dr} = \frac{C_1}{r}. \quad (21)$$

Из (19), (20) и (21) следует, что постоянная интегрирования C_1 равна

$$C_1 = -\frac{q_v r_1^2}{2\lambda_{из}}. \quad (22)$$

Тогда

$$\Theta = -\frac{q_v r_1^2}{2\lambda_{из}} \ln r + C_2. \quad (23)$$

Постоянную интегрирования C_2 можно определить, задав температуру на внешней поверхности изоляции $\Theta_{внеш}$ (второе граничное условие). В этом случае

$$\Theta_{внеш} = -\frac{q_v r_1^2}{2\lambda_{из}} \ln r_2 + C_2 \quad \text{и} \quad C_2 = \frac{q_v r_1^2}{2\lambda_{из}} \ln r_2 + \Theta_{внеш}.$$

Решение принимает вид

$$\Theta = \Theta_{внеш} + \frac{q_v r_1^2}{2\lambda_{из}} \ln \frac{r_2}{r}. \quad (24)$$

Если задана температура на внутренней поверхности изоляции, приблизительно равная температуре в центре провода, то

$$\Theta \approx \Theta_{центр} + \frac{q_v r_1^2}{2\lambda_{из}} \ln \frac{r_1}{r}. \quad (25)$$

Перепад температуры в изоляции

$$\Delta\Theta_{из} = \frac{q_v r_1^2}{2\lambda_{из}} \ln \frac{r_2}{r_1}. \quad (26)$$

Определим эту величину для того же провода сечением 240 мм², нагруженного по допустимому току 625 А. Примем $r_2 = 0,012$ м. Для изоляции из сшитого полиэтилена $\lambda_{из} = 0,4$ Вт/(м·К) [5]. При данных условиях

$$\begin{aligned} \Delta\Theta_{из} &= \frac{q_v r_1^2}{2\lambda_{из}} \ln \frac{r_2}{r_1} = \\ &= \frac{237739 \cdot 0,00874^2}{2 \cdot 0,4} \ln \frac{0,012}{0,00874} = 7,196 \text{ } ^\circ\text{C}. \end{aligned}$$

На рис. 3 представлено распределение температуры в изоляции провода вдоль радиуса при температуре окружающей среды 20 °С (293 К).

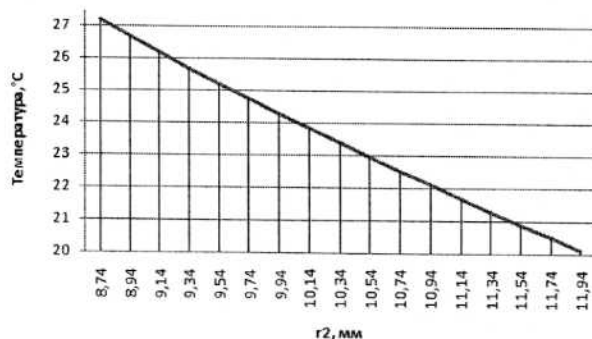


Рис. 3. Распределение температуры по изоляции провода

Расчет температуры в изоляции провода с учетом диэлектрических потерь

В этом случае справедливо уравнение, аналогичное (7):

$$\frac{d^2\Theta}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{d\Theta}{dr} + \frac{q_{v,из}}{\lambda_{из}} = 0, \quad (27)$$

где $q_{v,из}$ — объемная плотность тепловыделения в изоляции.

Величина $q_{v,из}$ пропорциональна квадрату напряженности электрического поля. Если приближенно считать электрическое поле радиальным, что соответствует одиночному проводу, то напряженность будет обратно пропорциональна r [10]. Тогда можно записать $q_{v,из} = K_1/r^2$ (K_1 — коэффициент пропорциональности), и уравнение (27) примет вид

$$\frac{d^2\Theta}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{d\Theta}{dr} + \frac{K_1}{r^2 \lambda_{из}} = 0. \quad (28)$$

Общее решение этого уравнения:

$$\Theta = C_1 \ln r - \frac{K_1 \ln^2 r}{2\lambda_{из}} + C_2, \quad (29)$$

где C_1, C_2 — постоянные интегрирования.

Градиент температуры в изоляции на ее внутренней поверхности

$$\frac{d\Theta}{dr} = \frac{C_1}{r_1} - \frac{K_1 \ln r_1}{r_1 \lambda_{из}}. \quad (30)$$

Тепловой поток через внутреннюю поверхность изоляции

$$Q = -\lambda_{из} \frac{d\Theta}{dr} 2\pi r_1 = 2\pi K_1 \ln r_1 - 2\pi \lambda_{из} C_1. \quad (31)$$

В то же время, этот поток равен тепловыделению в материале провода и определяется по формуле (20). Тогда

$$q_v \pi r_1^2 = 2\pi K_1 \ln r_1 - 2\pi \lambda_{из} C_1.$$

Отсюда

$$C_1 = \frac{2K_1 \ln r_1 - q_v r_1^2}{2\lambda_{из}}.$$

Подставим это выражение в (17):

$$\Theta = \frac{2K_1 \ln r_1 - q_v r_1^2}{2\lambda_{из}} \ln r - \frac{K_1 \ln^2 r}{2\lambda_{из}} + C_2, \quad (32)$$

Постоянную C_2 определим, как и в предыдущем случае, через температуру внешней поверхности изоляции:

$$\Theta_{внеш} = \frac{2K_1 \ln r_1 - q_v r_1^2}{2\lambda_{из}} \ln r_2 - \frac{K_1 \ln^2 r_2}{2\lambda_{из}} + C_2$$

и

$$C_2 = \Theta_{внеш} - \frac{2K_1 \ln r_1 - q_v r_1^2}{2\lambda_{из}} \ln r_2 + \frac{K_1 \ln^2 r_2}{2\lambda_{из}}.$$

С учетом этого окончательное решение примет вид

$$\Theta = \Theta_{внеш} + \frac{q_v r_1^2 - 2K_1 \ln r_1}{2\lambda_{из}} \ln \frac{r_2}{r} +$$

$$+ \frac{K_1}{2\lambda_{из}} (\ln^2 r_2 - \ln^2 r_1). \quad (33)$$

Перепад температуры в изоляции

$$\Delta\Theta_{из} = \frac{q_v r_1^2 - 2K_1 \ln r_1}{2\lambda_{из}} \ln \frac{r_2}{r_1} + \frac{K_1}{2\lambda_{из}} (\ln^2 r_2 - \ln^2 r_1). \quad (34)$$

Примем заведомо повышенный уровень погонных диэлектрических потерь $\Delta p_{из} \approx 10$ Вт/км, что соответствует кабелю 35 кВ с изоляцией из сшитого полиэтилена. Величину K_1 определим из следующего соотношения:

$$\Delta p_{из} = \int_1^{r_2} q_{v,из} 2\pi r dr = 2\pi K_1 \int_1^{r_2} \frac{dr}{r} = 2\pi K_1 \ln \frac{r_2}{r_1}.$$

При этих условиях для рассматриваемого провода

$$\begin{aligned} K_1 &= \frac{\Delta p_{из}}{2\pi \ln \frac{r_2}{r_1}} = \frac{0,01}{2\pi \ln \frac{0,012}{0,00874}} = \\ &= \frac{0,01}{2\pi \cdot 0,316997} = 0,0050207 \text{ Вт/м}, \\ \Delta\Theta_{из} &= \frac{237739 \cdot 0,00874^2 - 2 \cdot 0,0050207 \ln 0,00874}{2 \cdot 0,4} \cdot \\ &\cdot \ln \frac{0,012}{0,00874} + \frac{0,0050207}{2 \cdot 0,4} (\ln^2 0,012 - \ln^2 0,00874) = \\ &= 7,21482 - 0,01823 = 7,197 \text{ }^\circ\text{C}. \end{aligned}$$

Видно, что этот перепад температуры практически не отличается от полученного без учета диэлектрических потерь. Поэтому в тепловых расчетах диэлектрические потери можно не учитывать.

Выводы

1. Температура является одним из существующих факторов, определяющих значение активного сопротивления СИП. Погрешность расчета активных сопротивлений СИП без учета температуры достигает 56 %.

2. На основе решения дифференциальных уравнений теплопроводности получены аналитические выражения, определяющие распределение температуры в токопроводящей жиле и изоляции СИП, а также градиент температуры вдоль радиуса провода.

3. Проведенный анализ показал, что при прохождении электрического тока низкой частоты с высокой степенью точности температуру во всех точках сечения токоведущей жилы СИП можно считать одинаковой.

4. Перепад температуры в изоляции СИП 3 сечением 240 мм², нагруженный по допустимому току 625 А при толщине изоляции 0,326 мм, составляет 7,197 °С, что необходимо учитывать при анализе процессов СИП.

5. Проведен расчет температуры СИП с учетом диэлектрических потерь в изоляции. В результате решения уравнения теплопроводности, учитывающего объемную плотность тепловыделения в изоляции, сделан вывод о том, что диэлектрические потери в изоляции СИП можно не учитывать и что на распределении температуры по сечению СИП учет диэлектрических потерь практически не сказывается.

Библиографический список

1. Воронницкий В.Э. Потери электроэнергии в электрических сетях. Ситуация в России, зарубежный опыт — М.: ВНИИЭ, 2006. — 72 с.
2. А.А. Бубенчиков, С.С. Гиршин, Е.В. Петрова Применение численных методов расчета тепловых полей для вычисления потерь энергии в электрических сетях с учетом температуры проводников // Омский научный вестник. — 2008. — № 1 (64). — С. 84–87.
3. Жулев А.Н. ВЛ 0,4–10 кВ с СИП и защищенными проводами // Новости Электротехники. — 2007. — № 5 (47). — С. 92–94.
4. Абрамович Б.Н., Гульков В.М., Полищук В.В., Сергеев А.М., Шийко А.П. Расчет и проектирование воздушных линий с покрытыми изоляцией проводами / под общ. ред. д-ра техн. наук проф. Б.Н. Абрамовича. — СПб.: Изд-во Нестор, 2003. — 109 с.
5. Электротехнический справочник: в 4 т. Т. 1 / под общ. ред. профессора МЭИ В.Г. Герасимова и др. — М.: Издательство МЭИ, 1995. — 440 с.
6. Электронный ресурс <http://rtp3.ru/>
7. Исаченко В.П. и др. Теплопередача: учебник для вузов. — М.: Энергия, 1975. — 488 с.
8. Основы кабельной техники / под ред. И.Б. Пешкова. — М.: Издательский центр «Академия», 2006. — 432 с.
9. Болгарский А.В. и др. Термодинамика и теплопередача. — М.: Высш. школа, 1975. — 495 с.
10. Теоретические основы электротехники: в 3-х т. Том 3 / К.С. Демирчан, А.Р. Нейман, Н.В. Коровкин, В.Л. Чечурин. — СПб.: Питер, 2006. — 377 с.

ГИРШИН Станислав Сергеевич, кандидат технических наук, доцент кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий» Омского государственного технического университета.

БУБЕНЧИКОВ Антон Анатольевич, инженер кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий» Омского государственного технического университета.

ГОРЮНОВ Владимир Николаевич, доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Электроснабжение промышленных предприятий», директор энергетического института Омского государственного технического университета.

ЛЕВЧЕНКО Александр Анатольевич, начальник отдела, главный энергетик ОАО «Газпром-Трансгаз-Сургут», г. Сургут.

ПЕТРОВА Елена Владимировна, инженер кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий» Омского государственного технического университета.

Адрес для переписки: 644050, г. Омск, пр. Мира, 11.

Статья поступила в редакцию 17.07.2009 г.

© С. С. Гиршин, А. А. Бубенчиков, В. Н. Горюнов, А. А. Левченко, Е. В. Петрова

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ РАСЧЕТА ПОТЕРЬ МОЩНОСТИ В ИЗОЛИРОВАННЫХ ПРОВОДАХ С УЧЕТОМ ТЕМПЕРАТУРЫ

В статье получены выражения для расчета температуры внешней поверхности изоляции провода, которые в зависимости от конкретных принятых допущений могут использоваться для определения температуры провода и потерь мощности на единицу длины. Предложены способы определения коэффициента теплоотдачи излучением. Рассмотрены варианты нахождения коэффициента теплоотдачи конвекцией по данным допустимого теплового режима и непосредственно по числовым критериям теории подобия.

Ключевые слова: изолированный провод, модель, потери мощности, конвекция, излучение, температура.

Авторами работы на основе теории поля проведен анализ распределения температуры по сечению самонесущих изолированных проводов. Полученные формулы определяют возможность проведения дальнейших исследований в направлении повышения точности (совершенствование) расчета потерь электрической энергии с учетом воздействия на эксплуатируемые линии электропередач величины протекающего тока, температуры окружающей среды, солнечной радиации, скорости ветра и других факторов.

В основу указанных исследований целесообразно положить уравнение теплового равновесия, при котором количество тепла, подводимого к проводу, равно количеству тепла, отдаваемого в окружающую среду. Тепловой поток с поверхности токопроводящей жилы единичной длины (потери активной мощности) радиусом r_1 через объемную плотность источников тепла q_v определяется выражением:

$$\Delta p = \pi_1^2 q_v, \quad (1)$$

которое с учетом температурной зависимости активного сопротивления также будет зависеть от температуры

$$\Delta p = I^2 R_\theta = I^2 R_0 (1 + \alpha \Theta_{np}) = \Delta p_0 (1 + \alpha \Theta_{np}), \quad (2)$$

где I — величина тока в проводнике; R_θ — активное сопротивление провода при температуре Θ °C; R_0 — активное сопротивление провода при 0 °C; α — температурный коэффициент активного сопротивления алюминиевых проводов; Δp_0 — потери активной мощности, рассчитанные по сопротивлению, приведенному к температуре 0 °C.

Проведенные расчеты показали, что температуру по сечению жилы провода Θ_{np} допустимо принять равной температуре в центре провода $\Theta_{центр}$, а разность температуры провода и температуры на внешней поверхности изоляции $\Theta_{внеш}$ на основе решения

уравнения теплопроводности можно определить из соотношения

$$\Theta_{np} - \Theta_{внеш} = \frac{\Delta p}{2\pi\lambda_{из}} \ln \frac{r_2}{r_1}, \quad (3)$$

где $\lambda_{из}$ — коэффициент теплопроводности изоляции; r_2 — радиус внешней изоляции провода

Подставим (2) в (3), перенеся величину Θ_{np} в правую часть и изменив знаки, получим:

$$\begin{aligned} \Theta_{внеш} &= \Theta_{np} - \frac{\Delta p_0 (1 + \alpha \Theta_{np})}{2\pi\lambda_{из}} \ln \frac{r_2}{r_1} = \\ &= -\Delta p_0 S_{из} + \Theta_{np} (1 - \alpha \Delta p_0 S_{из}), \end{aligned} \quad (4)$$

где $S_{из} = \frac{1}{2\pi\lambda_{из}} \ln \frac{r_2}{r_1}$ — тепловое сопротивление изоляции [1].

Из (4) получаем следующее выражение для температуры провода:

$$\Theta_{np} = \frac{\Theta_{внеш} + \Delta p_0 S_{из}}{1 - \alpha \Delta p_0 S_{из}}. \quad (5)$$

Чтобы учесть фактические условия охлаждения, запишем уравнение теплового баланса провода в стационарном режиме:

$$\Delta p = (\alpha_k + \alpha_u) F_{пов} \Delta \Theta_{внеш}, \quad (6)$$

где α_k — коэффициент теплоотдачи конвекцией; α_u — коэффициент теплоотдачи излучением; $F_{пов}$ — площадь поверхности провода; $\Theta_{внеш} = \Theta_{внеш} - \Theta_{окр}$ — превышение температуры внешней поверхности изоляции над температурой окружающей среды $\Theta_{окр}$.

При естественной конвекции, когда скорость ветра равна нулю, коэффициент теплоотдачи зависит от температуры внешней поверхности изоляции [2]. Однако на практике скорость ветра чаще всего отлична от нуля. В этом случае наблюдается вынужденная конвекция, при которой коэффициент теплоотдачи от температуры не зависит.

Коэффициент теплоотдачи излучением всегда зависит от температуры внешней поверхности изоляции. Эта зависимость приближенно может быть представлена линейной функцией, зависящей от $\Delta\Theta_{\text{внеш}}$ [1].

$$\alpha_u = \alpha'_u + \alpha''_u \Delta\Theta_{\text{внеш}}, \quad (7)$$

где α'_u и α''_u — коэффициенты, определяемые абсолютной температурой среды, степенью черноты поверхности изоляции и постоянной абсолютно черного тела.

При вынужденной конвекции с учетом (2) и (7) уравнение теплового баланса (6) можно записать в виде:

$$\Delta p_0 (1 + \alpha\Theta_{\text{пр}}) = F_{\text{нов}} (\alpha_k + \alpha'_u + \alpha''_u \Delta\Theta_{\text{внеш}}) \Delta\Theta_{\text{внеш}}. \quad (8)$$

Подставив (5) в (8) и умножив правую и левую части на $1 - \alpha\Delta p_0 S_{\text{из}}$, получим:

$$\begin{aligned} \Delta p_0 (1 + \alpha\Theta_{\text{окр}} + \alpha\Delta\Theta_{\text{внеш}}) = \\ = F_{\text{нов}} (1 - \alpha\Delta p_0 S_{\text{из}}) (\alpha_k + \alpha'_u + \alpha''_u \Delta\Theta_{\text{внеш}}) \Delta\Theta_{\text{внеш}}. \end{aligned} \quad (9)$$

Последнее уравнение преобразуем к виду

$$\begin{aligned} \Delta\Theta_{\text{внеш}}^2 \alpha''_u F_{\text{нов}} (1 - \alpha\Delta p_0 S_{\text{из}}) + \\ + \Delta\Theta_{\text{внеш}} [(\alpha_k + \alpha'_u) F_{\text{нов}} (1 - \alpha\Delta p_0 S_{\text{из}}) - \alpha\Delta p_0] - \\ - \Delta p_0 (1 + \alpha\Theta_{\text{окр}}) = 0, \end{aligned} \quad (10)$$

которое можно записать более компактно

$$A\Delta\Theta_{\text{внеш}}^2 + B\Delta\Theta_{\text{внеш}} - \Delta p_0 (1 + \alpha\Theta_{\text{окр}}) = 0, \quad (11)$$

где $A = \alpha''_u F_{\text{нов}} (1 - \alpha\Delta p_0 S_{\text{из}})$

и $B = (\alpha_k + \alpha'_u) F_{\text{нов}} (1 - \alpha\Delta p_0 S_{\text{из}}) - \alpha\Delta p_0$ — коэффициенты полученного квадратного уравнения.

Решая (11) относительно $\Theta_{\text{внеш}}$, получим формулу для температуры внешней поверхности изоляции провода:

$$\Theta_{\text{внеш}} = \Theta_{\text{окр}} + \frac{-B + \sqrt{B^2 + 4A\Delta p_0 (1 + \alpha\Theta_{\text{окр}})}}{2A}. \quad (12)$$

Второй корень квадратного уравнения (11) не используется. В противном случае температуры внешней поверхности изоляции всегда будет меньше температуры окружающей среды, что лишено физического смысла.

При произвольном изменении условий эксплуатации изолированных проводов можно предположить сложную нелинейную зависимость коэффициентов теплового излучения и конвекции от температуры, т.е. $\alpha_k(\Theta_{\text{внеш}})$ и $\alpha_u(\Theta_{\text{внеш}})$. В этом случае соотношение (8) преобразуется к виду в виде:

$$\begin{aligned} \Delta p_0 (1 + \alpha\Theta_{\text{окр}} + \alpha\Delta\Theta_{\text{внеш}}) = \\ = F_{\text{нов}} (1 - \alpha\Delta p_0 S_{\text{из}}) [\alpha_k(\Theta_{\text{внеш}}) + \alpha_u(\Theta_{\text{внеш}})] \Delta\Theta_{\text{внеш}}. \end{aligned} \quad (13)$$

Это уравнение может быть решено методом последовательных приближений на основе формулы

$$\begin{aligned} \Theta_{\text{внеш}}^{[k]} = \Theta_{\text{окр}} + \\ + \frac{\Delta p_0 (1 + \alpha\Theta_{\text{окр}})}{F_{\text{нов}} (1 - \alpha\Delta p_0 S_{\text{из}}) [\alpha_k(\Theta_{\text{внеш}}^{[k-1]}) + \alpha_u(\Theta_{\text{внеш}}^{[k-1]})] - \alpha\Delta p_0}, \end{aligned} \quad (14)$$

где k — номер приближения.

Наконец, возможно рассчитать вариант эксплуатации провода при допущении, когда α_k и α_u не зависят от температуры. Погрешность и возможность такого допущения, естественно, необходимо проанализировать и обосновать. В этом простейшем случае формула (14) превращается в формулу прямого расчета:

$$\Theta_{\text{внеш}} = \Theta_{\text{окр}} + \frac{\Delta p_0 (1 + \alpha\Theta_{\text{окр}})}{F_{\text{нов}} (1 - \alpha\Delta p_0 S_{\text{из}}) (\alpha_k + \alpha_u) - \alpha\Delta p_0}. \quad (15)$$

Полученные выражения (13), (14) и (15) для определения $\Theta_{\text{внеш}}$ в зависимости от конкретных принятых допущений могут использоваться для расчета температур провода и потерь мощности на единицу длины согласно уравнениям (5) и (2).

Тем не менее практическая реализация приложенного подхода осложняется трудностью нахождения выражений для вычисления коэффициентов α_k и α_u .

Расчет коэффициентов теплоотдачи излучением и конвекцией

Согласно [1], коэффициент теплоотдачи излучением можно определить по приближенной формуле

$$\alpha_u = \varepsilon_n C_0 T_{\text{окр}}^3 \left(4 + \frac{6\Delta\Theta_{\text{внеш}}}{T_{\text{окр}}} \right), \quad (16)$$

где ε_n — коэффициент черноты поверхности провода, для пластмассовой изоляции приблизительно равный 0,8; $C_0 = 5,7 \cdot 10^{-8}$ Вт/(м²·К⁴) — постоянная излучения абсолютно черного тела; $T_{\text{окр}}$ — абсолютная температура окружающей среды, К.

Для линейной зависимости α_u , определяемой уравнением (7), формула (16) позволяет найти:

$$\alpha'_u = 4\varepsilon_n C_0 T_{\text{окр}}^3 = T_{\text{окр}}^3 \cdot 1,824 \cdot 10^{-7} \text{ Вт/(м}^2\text{·}^\circ\text{C)}, \quad (17)$$

$$\alpha''_u = 6\varepsilon_n C_0 T_{\text{окр}}^2 = T_{\text{окр}}^2 \cdot 2,736 \cdot 10^{-7} \text{ Вт/(м}^2\text{·}^\circ\text{C}^2). \quad (18)$$

Более высокая точность определения α_u может быть реализована по закону Стефана-Больцмана, согласно которому интенсивность теплоотдачи излучением пропорциональна разности четвертых степеней абсолютных температур излучающего тела и окружающей поверхности. Площадь окружающей поверхности значительно больше площади излучающего тела (провода), а температуру окружающей поверхности можно приближенно принять равной температуре окружающей среды (воздуха). При этих допущениях коэффициент теплопередачи излучением зависит от температуры поверхности изоляции нелинейно и рассчитывается следующим образом [1]:

$$\alpha_u = \varepsilon_n C_0 \frac{T_{\text{внеш}}^4 - T_{\text{окр}}^4}{\Delta\Theta_{\text{внеш}}}$$

$$= 4,56 \cdot 10^{-8} \frac{T_{\text{внеш}}^4 - T_{\text{окр}}^4}{\Delta \Theta_{\text{внеш}}}, \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{°C)}, \quad (19)$$

где $T_{\text{внеш}}$ — абсолютная температура поверхности изоляции, К.

Коэффициент теплоотдачи конвекцией можно определить двумя способами:

- 1) по данным допустимого теплового режима (режима, соответствующего протеканию допустимого тока при нормированных условиях охлаждения);
- 2) непосредственно по числовым критериям теории подобия для конвективного теплообмена.

Рассмотрим первый способ. Допустимый тепловой режим характеризуется следующими параметрами: допустимым током $I_{\text{доп}}$, допустимой температурой провода $\Theta_{\text{доп}}$, нормированной температурой окружающей среды $\Theta_{\text{окр,ном}}$. Потери активной мощности на единицу длины в этом режиме

$$\Delta p_{\text{доп}} = \Delta p_0 (1 + \alpha \Theta_{\text{доп}}) = I_{\text{доп}}^2 R_0 (1 + \alpha \Theta_{\text{доп}}), \quad (20)$$

Преобразовав (4), получим следующее выражение для превышения температуры внешней поверхности изоляции над температурой окружающей среды в допустимом режиме:

$$\Delta \Theta_{\text{внеш,доп}} = \Theta_{\text{доп}} - \Delta p_{\text{доп}} S_{\text{из}} - \Theta_{\text{окр,ном}}. \quad (21)$$

Уравнение теплового баланса для рассматриваемого режима можно записать в виде

$$\Delta p_{\text{доп}} = F_{\text{нов}} (\alpha_k + \alpha'_u + \alpha''_u \Delta \Theta_{\text{внеш,доп}}) \Delta \Theta_{\text{внеш,доп}}. \quad (22)$$

Отсюда получаем расчетное выражение для коэффициента теплоотдачи

$$\alpha_k = \frac{\Delta p_{\text{доп}}}{F_{\text{нов}} \Delta \Theta_{\text{внеш,доп}}} - \alpha'_u - \alpha''_u \Delta \Theta_{\text{внеш,доп}}. \quad (23)$$

Рассмотрим второй способ — вычисление коэффициента теплоотдачи по числовым критериям подобия. В этом случае общая расчетная формула имеет вид [3]

$$\alpha_k = \text{Nu} \frac{\lambda_{\text{окр}}}{d}, \quad (24)$$

где $\lambda_{\text{окр}}$ — коэффициент теплопроводности окружающей среды (воздуха); d — определяющий размер тела, в данном случае внешний диаметр изоляции провода; Nu — критерий Нуссельта.

В случае естественной конвекции в поле силы тяжести критерий Нуссельта рассчитывается по выражению [1]

$$\text{Nu} = c(\text{Gr} \cdot \text{Pr})^n, \quad (25)$$

где Gr — критерий Грасгофа; Pr — критерий Прандтля; c, n — коэффициенты, зависящие от произведения Gr·Pr.

Критерии Грасгофа и Прандтля рассчитываются по следующим формулам [1], [2]:

$$\text{Gr} = \beta \cdot \Delta \Theta_{\text{внеш}} d^3 g / \nu^2, \quad (26)$$

$$\text{Pr} = \eta \cdot c_p / \lambda_{\text{окр}}, \quad (27)$$

где β — коэффициент расширения воздуха; g — ускорение свободного падения; ν — кинематическая вязкость воздуха; η — динамическая вязкость воздуха;

c_p — удельная теплоемкость воздуха при постоянном давлении.

Кинематическая и динамическая вязкости связаны соотношением [4]

$$\nu = \eta / \rho, \quad (28)$$

где ρ — плотность воздуха.

Динамическая вязкость пропорциональна квадратному корню из абсолютной температуры [3]:

$$\eta = \eta_0 \sqrt{\frac{T_{\text{окр}}}{273,15}}, \quad (29)$$

где η_0 — динамическая вязкость при 0 °С (273,15 К), равная для воздуха $1,72 \cdot 10^{-5}$ Н·сек/м² [4]. С учетом этого для воздуха

$$\eta = 1,04 \cdot 10^{-6} \sqrt{T_{\text{окр}}}, \text{ Н·сек/м}^2. \quad (30)$$

Зависимость динамической вязкости от температуры обусловлена тем, что вязкость пропорциональна средней скорости теплового движения молекул. Этой же величине пропорционален также коэффициент теплопроводности газа [4]. Поэтому отношение $\eta / \lambda_{\text{окр}}$ можно считать не зависящим от температуры.

Удельная мольная теплоемкость воздуха зависит от температуры следующим образом [2]: $\mu c_p = 28,09 + 0,002412 \Theta_{\text{окр}}, \text{ Дж/(моль} \cdot \text{°C)}$. Видно, что эта зависимость выражена достаточно слабо, и ею можно пренебречь. Тогда критерий Прандтля будет постоянной величиной. Коэффициент теплопроводности воздуха при 0 °С и теплоемкость при постоянном давлении $\lambda_{\text{окр}} = 0,0244 \text{ Вт/(м} \cdot \text{К)}$, $c_p = 1005 \text{ Дж/(кг} \cdot \text{К)}$ [1]. Следовательно, критерий Прандтля для воздуха равен

$$\text{Pr} = \eta \cdot c_p / \lambda_{\text{окр}} = 1,72 \cdot 10^{-5} \cdot 1005 / 0,0244 = 0,708.$$

Преобразуем формулу для расчета критерия Грасгофа. Коэффициент расширения воздуха представляет собой величину, обратную абсолютной температуре [3]:

$$\beta = 1 / T_{\text{окр}}. \quad (31)$$

Кинематическая вязкость воздуха с учетом (30) равна

$$\nu = 1,04 \cdot 10^{-6} \sqrt{T_{\text{окр}}} / \rho. \quad (32)$$

В выражение (32) входит плотность воздуха. Она может быть рассчитана по уравнению состояния [5]:

$$\rho = \frac{P}{R_d T_{\text{окр}}}, \quad (33)$$

где P — атмосферное давление, Па; R_d — удельная газовая постоянная сухого воздуха, $R_d = 287,05 \text{ Дж/(кг} \cdot \text{К)}$ [5].

Плотность влажного воздуха отличается от плотности сухого воздуха незначительно [5].

С учетом (50) — (52) формула для критерия Грасгофа примет вид

$$\begin{aligned} \text{Gr} &= \frac{\Delta \Theta_{\text{внеш}} d^3 g \rho^2}{T_{\text{окр}}^2 \cdot 1,04^2} 10^{12} = \\ &= \frac{\Delta \Theta_{\text{внеш}} d^3 \cdot 9,80665 \cdot P^2}{T_{\text{окр}}^4 \cdot 1,04^2 \cdot 287,05^2} 10^{12} = \end{aligned}$$

$$= 1,1 \cdot 10^8 \frac{\Delta\Theta_{\text{внеш}} d^3 P^2}{T_{\text{окр}}^4}. \quad (34)$$

Произведение критериев Грасгофа и Прандтля

$$\begin{aligned} \text{Gr} \cdot \text{Pr} &= 1,1 \cdot 10^8 \frac{\Delta\Theta_{\text{внеш}} d^3 P^2}{T_{\text{окр}}^4} \cdot 0,708 = \\ &= 7,79 \cdot 10^7 \frac{\Delta\Theta_{\text{внеш}} d^3 P^2}{T_{\text{окр}}^4}. \end{aligned} \quad (35)$$

Вычислим это произведение для рассматриваемого провода ($d = 0,024$ м) при условиях $P = 100000$ Па, $T_{\text{окр}} = 293$ К, $\Delta\Theta_{\text{внеш}} = 70$ °С:

$$\text{Gr} \cdot \text{Pr} = 7,79 \cdot 10^7 \frac{70 \cdot 0,024^3 \cdot 100000^2}{293^4} = 102282. \quad (36)$$

Согласно [3], при $\text{Gr} \cdot \text{Pr} = 5 \cdot 10^2 + 2 \cdot 10^7$ значения коэффициентов в формуле (25) $c = 0,54$, $n = 0,25$. Видно, что если превышение температуры поверхности провода над температурой окружающей среды существенно, то произведение $\text{Gr} \cdot \text{Pr}$ для проводов в реальных ситуациях всегда попадет в этот диапазон. Тогда формула (25) запишется в виде

$$\begin{aligned} \text{Nu} &= 0,54 \left(7,79 \cdot 10^7 \frac{\Delta\Theta_{\text{внеш}} d^3 P^2}{T_{\text{окр}}^4} \right)^{0,25} = \\ &= 50,73 \frac{\Delta\Theta_{\text{внеш}}^{0,25} d^{0,75} \sqrt{P}}{T_{\text{окр}}}. \end{aligned} \quad (37)$$

Подставив (37) в (24), получим следующую формулу для расчета коэффициента теплоотдачи:

$$\alpha_k = 50,73 \lambda_{\text{окр}} \frac{\sqrt{P}}{T_{\text{окр}}} \cdot \sqrt[4]{\frac{\Delta\Theta_{\text{внеш}}}{d}}. \quad (38)$$

При использовании этой формулы необходимо учитывать, что теплопроводность воздуха зависит от температуры. Теплопроводность газа, как и динамическая вязкость, пропорциональна средней скорости движения молекул [1]. Поэтому коэффициент теплопроводности также можно приблизительно считать пропорциональным корню из абсолютной температуры:

$$\lambda_{\text{окр}} = \lambda_{\text{окр},0} \sqrt{\frac{T_{\text{окр}}}{273,15}}, \quad (39)$$

где $\lambda_{\text{окр},0} = 0,0244$ Вт/(м·К) — коэффициент теплопроводности воздуха при 0 °С [1].

С учетом этого окончательная формула для коэффициента теплоотдачи примет вид

$$\alpha_k = 0,0749 \sqrt{\frac{P}{T_{\text{окр}}}} \cdot \sqrt[4]{\frac{\Delta\Theta_{\text{внеш}}}{d}}. \quad (40)$$

Выводы

1. Получены выражения для расчета температуры внешней поверхности изоляции провода, которые в зависимости от конкретных принятых допущений могут использоваться для определения температуры провода и потерь мощности на единицу длины.

2. Предложены способы определения коэффициента теплоотдачи излучением различной степени точности, основанные на использовании закона Стефана-Больцмана.

3. Рассмотрены варианты нахождения коэффициента теплоотдачи конвекцией

а) по данным допустимого теплового режима и уравнению теплового баланса с использованием коэффициента теплоотдачи излучением

б) непосредственно по числовым критериям теории подобия с учетом критериев Нуссельта, Грасгофа и Прандтля

4. Получено аналитическое соотношение связывающее коэффициент теплоотдачи конвекцией с величиной атмосферного давления и температурой окружающей среды.

5. Проведенные исследования создают теоретическую основу для повышения точности расчета потерь электрической энергии с учетом воздействия на эксплуатируемые линии электропередач температуры окружающей среды и других факторов.

Библиографический список

1. Основы кабельной техники / под ред. И.Б. Пешкова. — М.: Издательский центр «Академия», 2006. — 432 с.
2. Болгарский А.В. и др. Термодинамика и теплопередача. — М.: Высш. школа, 1975. — 495 с.
3. Яворский Б.М., Детлаф А.А. Справочник по физике. — М.: Изд-во «Наука», 1977. — 944 с.
4. Интернет-ресурс ru.wikipedia.org.
5. Хромов С.П. Метеорология и климатология. — М.: Изд-во Моск. ун-та: Наука, 2006. — 582 с.

ГИРШИН Станислав Сергеевич, кандидат технических наук, доцент кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий».

БУБЕНЧИКОВ Антон Анатольевич, инженер кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий».

ПЕТРОВА Елена Владимировна, инженер кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий».

ГОРЮНОВ Владимир Николаевич, доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Электроснабжение промышленных предприятий», директор энергетического института.

Адрес для переписки: 644050, г. Омск, пр. Мира, 11.

Статья поступила в редакцию 23.07.2009 г.

© С. С. Гиршин, А. А. Бубенчиков, Е. В. Петрова, В. Н. Горюнов

УПРАВЛЕНИЕ РЕЖИМАМИ ДЕТЕРМИНИРОВАННОГО ХАОСА В НЕЛИНЕЙНЫХ ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ

Идентифицировано существование хаотических режимов НЭЭС как дополнительного рабочего состояния даже тогда, когда существуют точки устойчивого равновесия. Хаотический режим может завершиться внезапной потерей устойчивости синхронных генераторов и, следовательно, НЭЭС в целом. Хаотические режимы особенно затрудняют работу синхронных генераторов, поскольку хаотические режимы имеют широкополосный спектр частот и могут индуцировать гармоники тока и напряжения, опасные для функционирования синхронных генераторов. С помощью управляющих воздействий оказалось возможным осуществить принудительную синхронизацию и вывод из хаотического режима синхронных генераторов.

Ключевые слова: детерминированный хаос, управление хаотическими колебаниями, нелинейная электроэнергетическая система.

Актуальность темы. Обычно под хаосом всегда понималось неупорядоченное, случайное, непрогнозируемое поведение элементов системы. Многие годы господствовала теория, утверждавшая, что статистические закономерности определяются только числом степеней свободы: полагали, что хаос — это отражение сложного поведения большого количества частиц, которые, сталкиваясь, создают картину неупорядоченного поведения.

Но существуют также режимы детерминированного хаоса — это новый тип и особая форма поведения систем [1].

При наличии нелинейностей существует широкий диапазон параметров элементов, при которых поведение нелинейной электроэнергетической системы (НЭЭС) может оказаться хотя и ограниченным, но неперiodическим и случайным, при этом колебания переменных состояний приобретают непредсказуемый, другими словами, хаотический характер и имеют не дискретный спектр, как в периодическом случае, а широкий непрерывный спектр. Помимо этого поведение НЭЭС оказывается столь чувствительным к начальным условиям, что долговременное прогнозирование точного решения становится невозможным, фазовый портрет «размывается» [2].

Таким образом, встает актуальная задача обнаружения, идентификации, численного моделирования режимов детерминированного хаоса и переход к периодическим режимам в НЭЭС.

Метод решения. Поставленная задача решается в предположении, что исходная трехмашинная НЭЭС — нерегулируемая и роторы синхронных генераторов, имеют разную инерционность. Такое допущение позволяет, с одной стороны, упростить систему нелинейных дифференциальных уравнений, описывающих состояние НЭЭС, а с другой — дать качественный и количественный анализ получаемого хаотического решения для отклонений частоты и изменения активной мощности генераторов в НЭЭС.

Математическая модель трехмашинной нерегулируемой НЭЭС, когда роторы синхронных генераторов

имеют неодинаковую инерционность, причем генератор 1 и генератор 2 имеют в $\sqrt{2}$ большую инерционность по сравнению с генератором 3, представлена в [3] и имеет вид:

$$\begin{aligned} \frac{d\delta_1}{dt} &= \omega_1, \\ \frac{d\omega_1}{dt} &= -B_1 \cdot \sin\left(\left(1 + \frac{1}{\sqrt{2}}\right) \cdot \delta_1 + \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \delta_3\right) - \\ &\quad - C_{13} \cdot \sin(\delta_1 - \delta_3) + P_1, \\ \frac{d\epsilon_1}{dt} &= -B_1 \cdot \cos\left[\left(1 + \frac{1}{\sqrt{2}}\right) \cdot \delta_1 + \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \delta_3\right] \cdot \\ &\quad \cdot \left[\left(1 + \frac{1}{\sqrt{2}}\right) \cdot \omega_1 + \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \omega_3\right] - \\ &\quad - C_{13} \cdot \cos(\delta_1 - \delta_3) \cdot (\omega_1 - \omega_3), \\ \frac{d\delta_2}{dt} &= \omega_2, \\ \frac{d\omega_2}{dt} &= -B_2 \cdot \sin\left(\left(1 + \frac{1}{\sqrt{2}}\right) \cdot \delta_2 + \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \delta_3\right) - \\ &\quad - C_{21} \cdot \sin(\delta_2 - \delta_1) + P_2, \\ \frac{d\epsilon_2}{dt} &= -B_2 \cdot \cos\left[\left(1 + \frac{1}{\sqrt{2}}\right) \cdot \delta_2 + \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \delta_3\right] \cdot \\ &\quad \cdot \left[\left(1 + \frac{1}{\sqrt{2}}\right) \cdot \omega_2 + \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \omega_3\right] - \\ &\quad - C_{21} \cdot \cos(\delta_2 - \delta_1) \cdot (\omega_2 - \omega_1), \\ \frac{d\delta_3}{dt} &= \omega_3, \end{aligned} \tag{1}$$

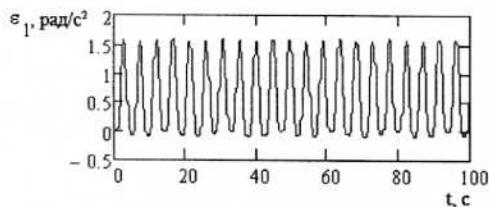


Рис. 1. Хаотический характер изменения активной мощности ε_1 на валу генератора 1 с начальными условиями (0.6, 0.3, 0.0, 0.6, 0.3, 0.0, 0.6, 0.3, 0.0)

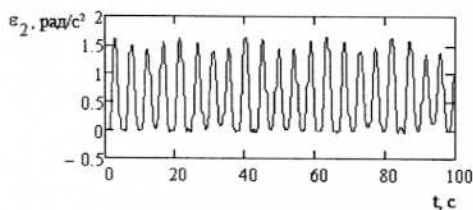


Рис. 2. Хаотический характер изменения активной мощности ε_2 на валу генератора 2 с начальными условиями (0.6, 0.3, 0.0, 0.6, 0.3, 0.0, 0.6, 0.3, 0.0)

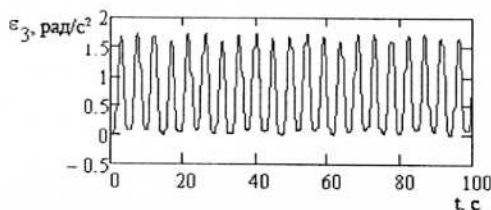


Рис. 3. Хаотический характер изменения активной мощности ε_3 на валу генератора 3 с начальными условиями (0.6, 0.3, 0.0, 0.6, 0.3, 0.0, 0.6, 0.3, 0.0)

$$\frac{d\omega_3}{dt} = -B_3 \cdot \sin\left((1 + \frac{1}{\sqrt{2}}) \cdot \delta_1 + \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \delta_3\right) - C_{31} \cdot \sin(\delta_3 - \delta_1) + P_3,$$

$$\frac{d\varepsilon_1}{dt} = -B_3 \cdot \cos\left[(1 + \frac{1}{\sqrt{2}}) \cdot \delta_1 + \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \delta_3\right] \cdot \left[(1 + \frac{1}{\sqrt{2}}) \cdot \omega_1 + \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \omega_3\right] - C_{31} \cdot \cos(\delta_3 - \delta_1) \cdot (\omega_3 - \omega_1). \quad (1)$$

Здесь $X = (\delta_1, \omega_1, \varepsilon_1, \delta_2, \omega_2, \varepsilon_2, \delta_3, \omega_3, \varepsilon_3)$ — вектор переменных состояния и $R = (B_1 = \frac{P_1}{T_{j1}}, C_{13} = \frac{P_{c13}}{T_{j1}}, P_1 = \frac{\varepsilon_{01}}{T_{j1}},$

$$B_2 = \frac{P_2}{T_{j2}}, C_{21} = \frac{P_{c21}}{T_{j2}}, P_2 = \frac{\varepsilon_{02}}{T_{j2}}, B_3 = \frac{P_3}{T_{j3}}, C_{31} = \frac{P_{c31}}{T_{j3}}, P_3 = \frac{\varepsilon_{03}}{T_{j3}}) —$$

совокупность параметров НЭЭС, где $\delta_1, \delta_2, \delta_3, T_{j1}, T_{j2}, T_{j3}$ — соответственно отклонения углов поворота роторов, постоянные инерции 1-го, 2-го и 3-го генераторов,

$P_{c13}, P_{c21}, P_{c31}$ — синхронизирующие мощности между генераторами,

$P_1 \sin \delta_1, P_2 \sin \delta_2, P_3 \sin \delta_3$ — соответственно изменение мощности, выдаваемой в сеть 1-м, 2-м и 3-м генераторами,

$\varepsilon_{01}, \varepsilon_{02}, \varepsilon_{03}$ — соответственно начальные значения мощности, выдаваемой в сеть 1-м, 2-м и 3-м генераторами при возникновении возмущения в сети.

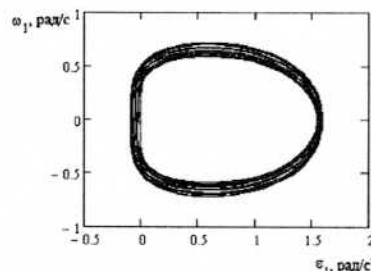


Рис. 4. Фазовый портрет хаотической траектории в системе координат $(\omega_1; \varepsilon_1)$

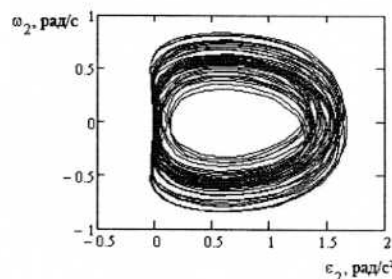


Рис. 5. Фазовый портрет хаотической траектории в системе координат $(\omega_2; \varepsilon_2)$

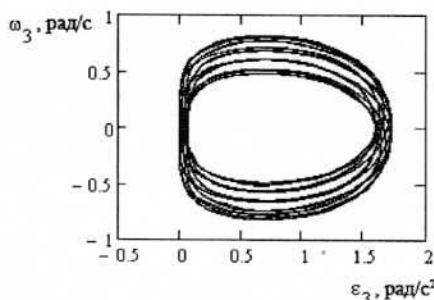


Рис. 6. Фазовый портрет хаотической траектории в системе координат $(\omega_3; \varepsilon_3)$

Математическая модель (1) трехмашинной НЭЭС исследовалась с помощью программного комплекса MathCAD. В программном комплексе MathCAD НЭЭС задавалась в виде системы дифференциальных уравнений (1) и решение проводилось методом Рунге-Кутты 4-го порядка с переменным шагом. Интегрирование (1) производилось при следующих значениях параметров НЭЭС в относительных единицах: $B_1 = 0,1; C_{13} = 1; P_1 = 0,4; B_2 = 0,1; C_{21} = 1; P_2 = 0,4; B_3 = 0,1; C_{31} = 1; P_3 = 0,3$ и начальных условиях: $\delta_1(0) = 0,6; \omega_1(0) = 0,3; \varepsilon_1(0) = 0; \delta_2(0) = 0,6; \omega_2(0) = 0,3; \varepsilon_2(0) = 0; \delta_3(0) = 0,6; \omega_3(0) = 0,3; \varepsilon_3(0) = 0$.

В результате моделирования обнаружены хаотические колебания отклонений активной мощности $\varepsilon_1(t), \varepsilon_2(t), \varepsilon_3(t)$ на валу генераторов НЭЭС, как это показано на рис. 1, 2, 3. Фазовые портреты решений системы дифференциальных уравнений (1) представлены на рис. 4, 5, 6. Таким образом, получены режимы детерминированного хаоса для изменения активной мощности на валу синхронных генераторов и, следовательно, турбин жестко связанных с синхронными генераторами. Необходимо отметить, что хаотические решения системы дифференциальных уравнений (1) получаются лишь тогда, когда численные значения параметров НЭЭС лежат в строго определенных интервалах. Если это не выполняется, то решения системы дифференциальных уравнений (1) получаются

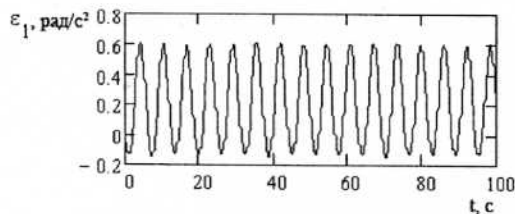


Рис. 7. Стабилизированный периодический характер изменения ε_1 генератора 1 с начальными условиями (0.6, 0.3, 0.0, 0.6, 0.3, 0.0, 0.6, 0.3, 0.0)

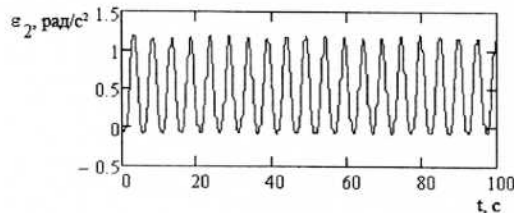


Рис. 8. Стабилизированный периодический характер изменения ε_2 генератора 2 с начальными условиями (0.6, 0.3, 0.0, 0.6, 0.3, 0.0, 0.6, 0.3, 0.0)

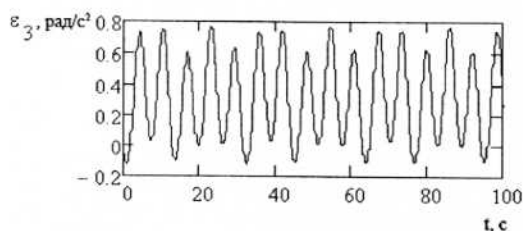


Рис. 9. Стабилизированный неперидический характер изменения ε_3 генератора 3 с начальными условиями (0.6, 0.3, 0.0, 0.6, 0.3, 0.0, 0.6, 0.3, 0.0)

нехаотическими. Отсюда следует, что хаотические режимы НЭЭС возникают только при совпадении нескольких факторов, связанных с изменением численных значений параметров НЭЭС.

При анализе режима развитого хаоса в НЭЭС, когда получено хаотическое решение системы дифференциальных уравнений (1), было обнаружено, что можно стабилизировать фазовую траекторию и перейти к симметричным периодическим колебаниям посредством управляющего воздействия на переменные состояния генераторов.

Для конкретизации дальнейших рассуждений предполагается, что управляющие воздействия ξ , γ , и λ представляют своего рода амплитудно-фазовую модуляцию переменной состояния δ_1 , δ_2 и δ_3 . В этом случае математическая модель (1) НЭЭС преобразуется и получается в виде:

$$\begin{aligned} \frac{d\delta_1}{dt} &= \omega_1, \\ \frac{d\omega_1}{dt} &= -B_1 \cdot \sin\left(\left(1 + \xi \frac{1}{\sqrt{2}}\right) \cdot \delta_1 + \lambda \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \delta_3\right) - \\ &\quad - C_{13} \cdot \sin(\delta_1 - \delta_3) + P_1, \\ \frac{d\varepsilon_1}{dt} &= -B_1 \cdot \cos\left[\left(1 + \xi \frac{1}{\sqrt{2}}\right) \cdot \delta_1 + \lambda \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \delta_3\right] \cdot \\ &\quad \cdot \left[\left(1 + \xi \frac{1}{\sqrt{2}}\right) \cdot \omega_1 + \lambda \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \omega_3\right] - \end{aligned} \quad (2)$$

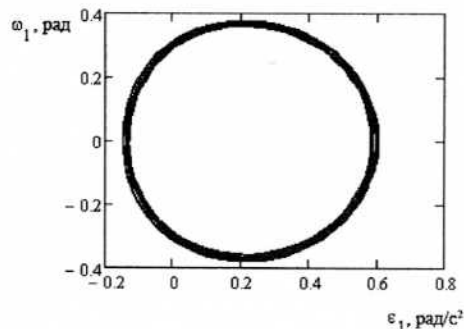


Рис. 10. Фазовый портрет стабилизированной периодической траектории в системе координат $(\omega_1; \varepsilon_1)$

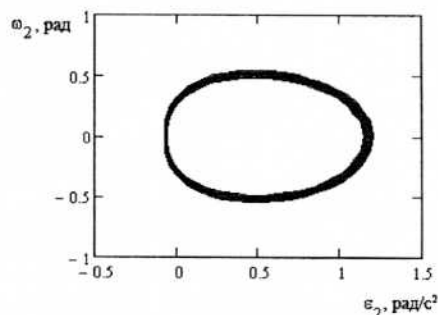


Рис. 11. Фазовый портрет стабилизированной периодической траектории в системе координат $(\omega_2; \varepsilon_2)$

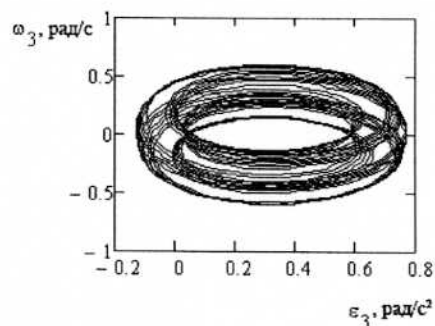


Рис. 12. Фазовый портрет стабилизированной неперидической траектории в системе координат $(\omega_3; \varepsilon_3)$

$$-C_{13} \cdot \cos(\delta_1 - \delta_3) \cdot (\omega_1 - \omega_3),$$

$$\frac{d\delta_2}{dt} = \omega_2,$$

$$\frac{d\omega_2}{dt} = -B_2 \cdot \sin\left(\left(1 + \gamma \frac{1}{\sqrt{2}}\right) \cdot \delta_2 + \lambda \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \delta_3\right) -$$

$$-C_{21} \cdot \sin(\delta_2 - \delta_1) + P_2, \quad (2)$$

$$\frac{d\varepsilon_2}{dt} = -B_2 \cdot \cos\left[\left(1 + \gamma \frac{1}{\sqrt{2}}\right) \cdot \delta_2 + \lambda \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \delta_3\right] \cdot$$

$$\cdot \left[\left(1 + \gamma \frac{1}{\sqrt{2}}\right) \cdot \omega_2 + \lambda \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \omega_3\right] -$$

$$-C_{21} \cdot \cos(\delta_2 - \delta_1) \cdot (\omega_2 - \omega_1),$$

$$\frac{d\delta_3}{dt} = \omega_3,$$

$$\frac{d\omega_3}{dt} = -B_3 \cdot \sin\left(\left(1 + \xi \frac{1}{\sqrt{2}}\right) \cdot \delta_1 + \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \delta_3\right) -$$

$$-C_{31} \cdot \sin(\delta_3 - \delta_1) + P_3,$$

$$\begin{aligned} \frac{d\varepsilon_1}{dt} = & -B_3 \cdot \cos[(1 + \xi \frac{1}{\sqrt{2}}) \cdot \delta_1 + \lambda \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \delta_3] \cdot \\ & \cdot [(1 + \xi \frac{1}{\sqrt{2}}) \cdot \omega_1 + \lambda \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \omega_3] - \\ & -C_{31} \cdot \cos(\delta_3 - \delta_1) \cdot (\omega_3 - \omega_1). \end{aligned}$$

При этом параметры НЭЭС и начальные условия переменных состояния остаются неизменными.

Используемая процедура управления хаосом позволяет стабилизировать хаотические траектории и осуществить принудительную синхронизацию генераторов и вывести их из хаотического режима.

Результаты численного интегрирования системы дифференциальных уравнений (2) с заданными параметрами и начальными условиями при управляющих воздействиях $\xi = 0,015$, $\gamma = 1$, и $\lambda = 0,12$ приведенные на рисунках 7, 8, 9, указывают на то, что генератор 1 и генератор 2 вышли из хаотического режима и колебания ε_1 и ε_2 стали симметричными и периодическими. Однако колебания ε_3 генератора 3 остаются непериодическими, но устойчивыми. Фазовые портреты решений системы дифференциальных уравнений (2) представлены на рисунках 10, 11, 12.

Заключение. Обнаружение режимов детерминированного хаоса для изменений активной мощности на валу синхронных генераторов обладает научной

новизной. Ранее такая проблема в теории не рассматривалась. Весьма важным является то обстоятельство, что режим детерминированного хаоса может быть сведен к периодическим колебаниям.

Рассмотрена возможность принудительной синхронизации хаотических колебаний. Показано, что с помощью малого управляющего воздействия на синхронные генераторы можно стабилизировать фазовую траекторию и свести хаотический режим к периодическим колебаниям.

Библиографический список

1. Федоров В.К. Введение в теорию хаотических режимов нелинейных электрических цепей и систем. — Омск: ОмПИ, 1992. — 144 с.
2. Федоров В.К., Рысев П.В., Свешникова Е.Ю. Детерминированный хаос в нелинейных электрических цепях и системах. — Омск: ОмГТУ, 2006. — 130 с.
3. Liu C. Detection of transiently chaotic swings in power systems using real time phasor measurements // IEEE Trans. Power Syst. 1994. Vol. 9. No 3. С. 1285 — 1292.

НИКИШКИН Алексей Сергеевич, аспирант, ассистент кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий».

Адрес для переписки: territoriya@ngs.ru

Статья поступила в редакцию 30.06.2009 г.

© А. С. Никишкин

УДК 621.31

**А. П. ПОПОВ
А. О. ЧУГУЛЁВ**

Омский государственный
технический университет

ИССЛЕДОВАНИЕ ПОВЕРХНОСТНОГО ЭФФЕКТА В ПРОВОДНИКАХ ПРОИЗВОЛЬНОГО СЕЧЕНИЯ С ПОМОЩЬЮ ПРОГРАММЫ ELCUT

Представлены результаты моделирования электромагнитных процессов в проводниках различной формы с помощью программы Elcut. Сделаны выводы о степени влияния частоты протекающего тока на параметры проводника в зависимости от формы его поперечного сечения и окружающей проводник среды (рассмотрены случаи проводников, окруженных диэлектриком, и проводников, находящихся в ферромагнитных пазах).

Ключевые слова: поверхностный эффект, комплексное сопротивление, компьютерное моделирование.

Работа посвящена определению комплексного сопротивления проводника произвольного сечения в зависимости от частоты протекающего тока. Такие проводники могут входить в состав подвижных частей электрических машин, например, в короткозамкнутый ротор асинхронного двигателя.

При проектировании электрических машин часто пользуются эмпирическими кривыми зависимости

сопротивлений от частоты или соответствующими коэффициентами, приводимыми в специальной литературе для определенных форм паза, например, в [1]. Целью данной работы является расширение диапазона исследований в данном направлении.

Численный расчет полного сопротивления проводника с учетом поверхностного эффекта может быть выполнен на основе решения уравнений Максвелла.

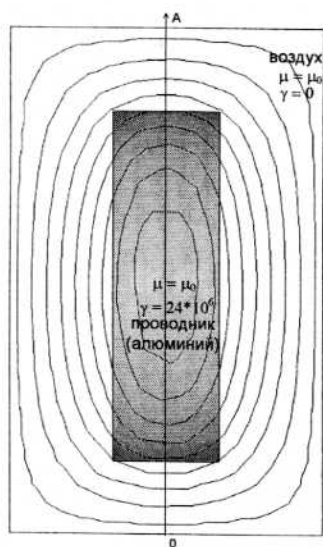


Рис. 1. Картина магнитного поля при частоте тока 50 Гц для проводника прямоугольного сечения (габариты проводника 17 мм x 5,09 мм, площадь поперечного сечения 86,53 мм²)

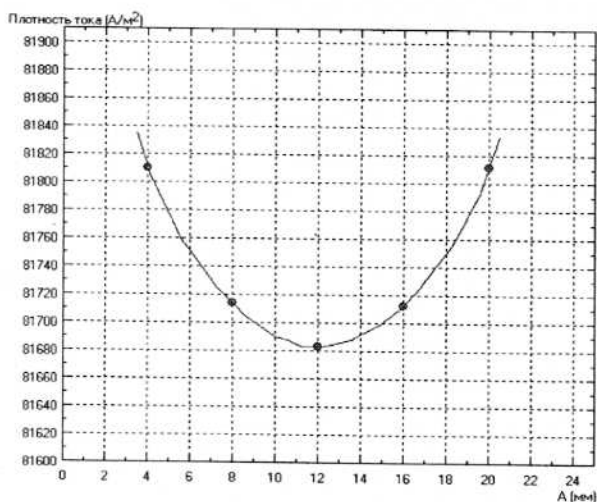


Рис. 2. График распределения плотности полного тока вдоль оси 0А для проводника прямоугольного сечения

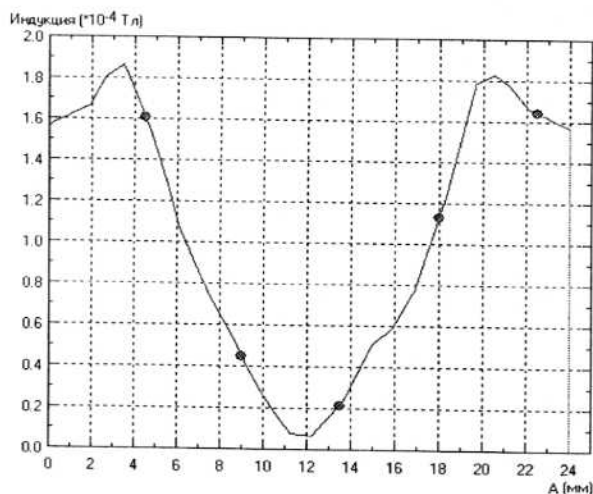


Рис. 3. График распределения индукции магнитного поля вдоль оси 0А для проводника прямоугольного сечения

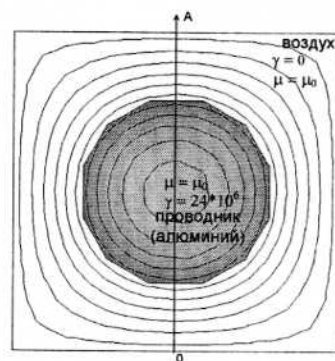


Рис. 4. Картина магнитного поля при частоте тока 50 Гц для проводника круглого сечения (габариты проводника 10,31 мм x 10,31 мм, площадь поперечного сечения 86,53 мм²)

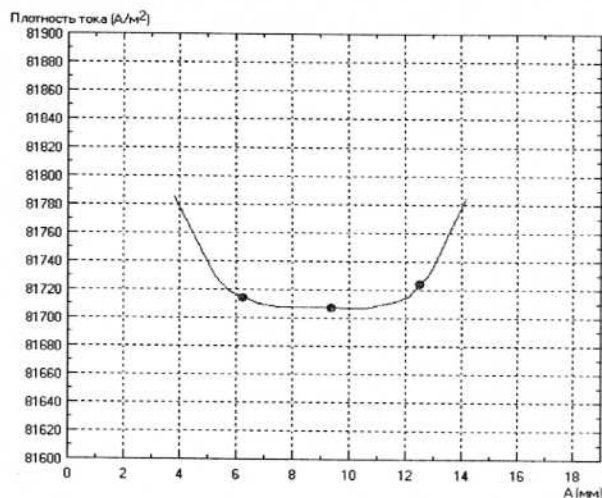


Рис. 5. График распределения плотности полного тока вдоль оси 0А для проводника круглого сечения

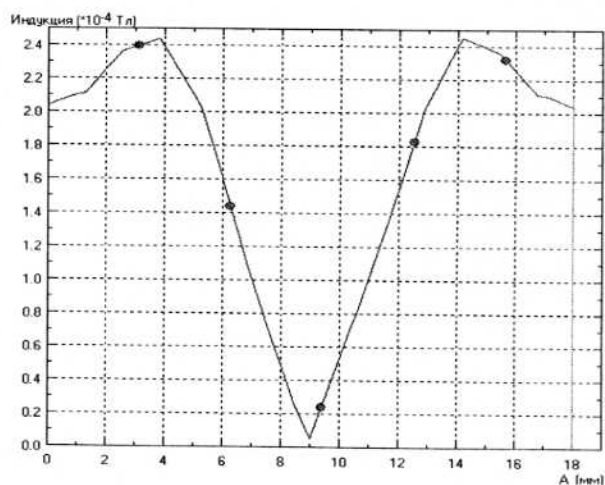


Рис. 6. График распределения индукции магнитного поля вдоль оси 0А для проводника круглого сечения

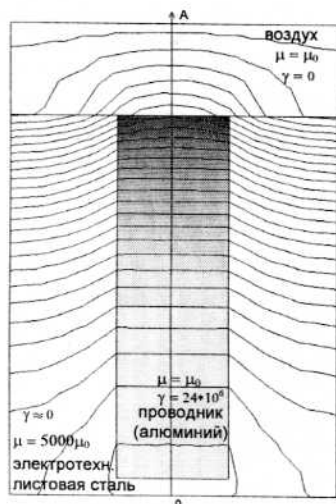


Рис. 7. Картина магнитного поля при частоте тока 50 Гц для прямоугольного паза (габариты проводника 17 мм × 5,09 мм, площадь поперечного сечения 86,53 мм²)

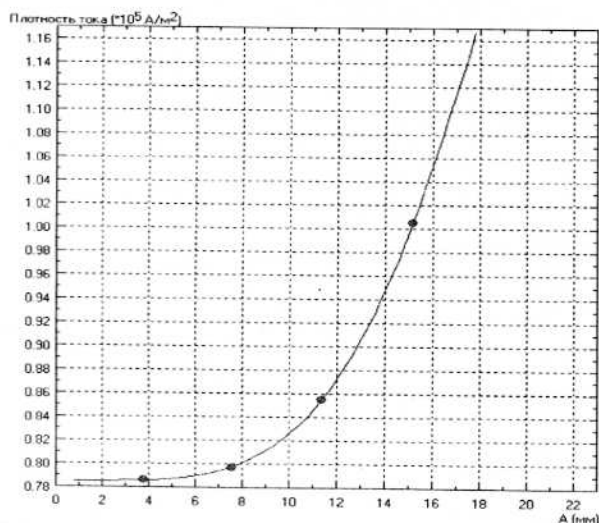


Рис. 8. График распределения плотности полного тока вдоль оси OА для прямоугольного паза

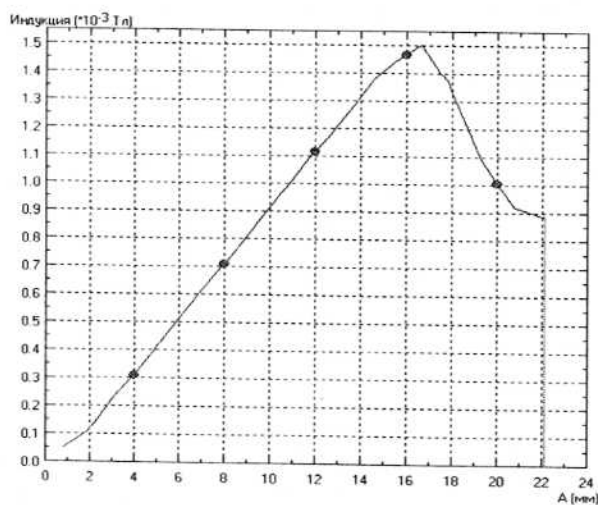


Рис. 9. График распределения индукции магнитного поля вдоль оси OА для прямоугольного паза

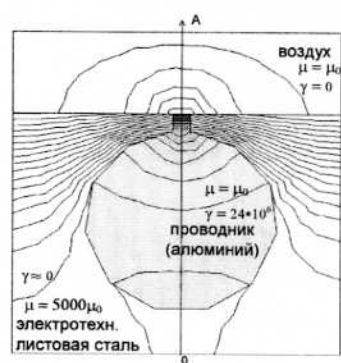


Рис. 10. Картина магнитного поля при частоте тока 50 Гц для паза круглого сечения (габариты проводника 11,3 мм × 10,8 мм, площадь поперечного сечения 86,53 мм²)

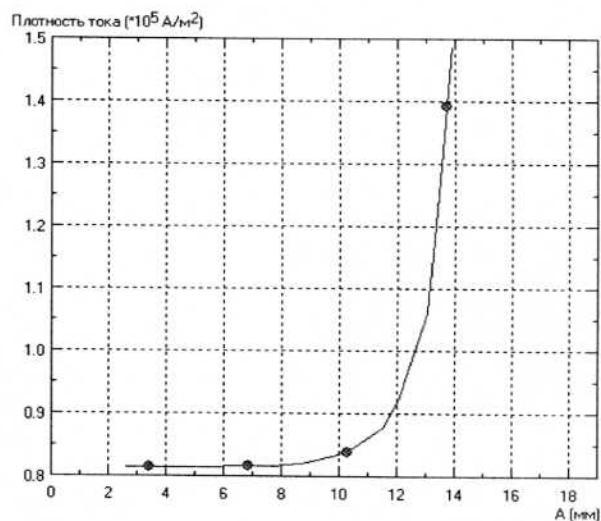


Рис. 11. График распределения плотности полного тока вдоль оси OА для паза круглого сечения

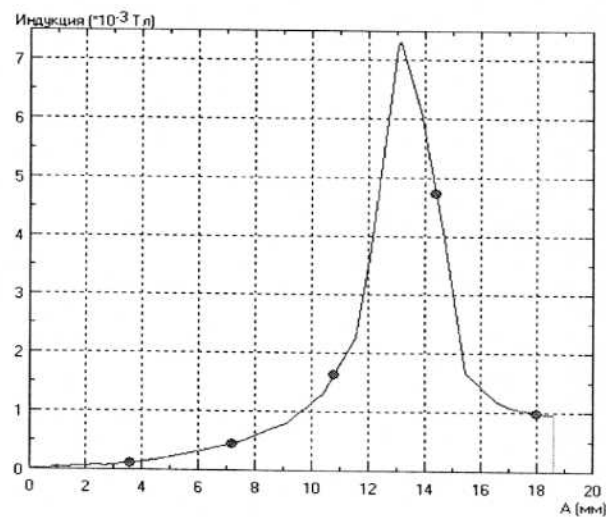


Рис. 12. График распределения индукции магнитного поля вдоль оси OА для паза круглого сечения

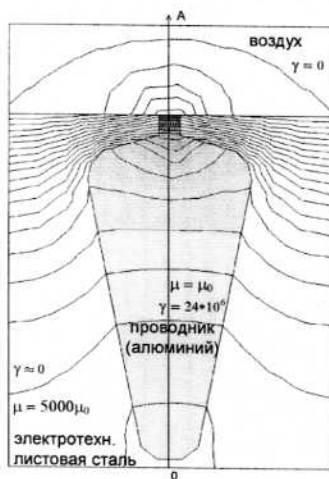


Рис. 13. Картина магнитного поля при частоте тока 50 Гц для пазы бутылчобразной формы (габариты проводника 17 мм × 7,95 мм, площадь поперечного сечения 86,53 мм²)

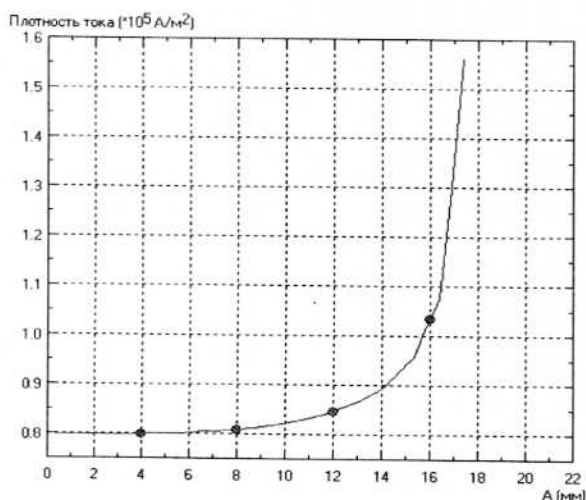


Рис. 14. График распределения плотности полного тока вдоль оси 0A для пазы бутылчобразной формы

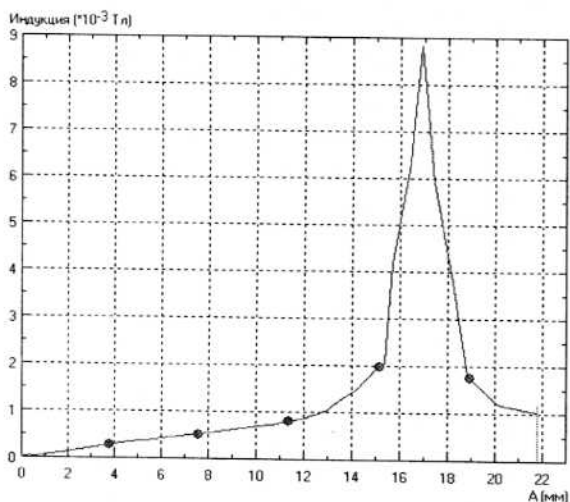


Рис. 15. График распределения индукции магнитного поля вдоль оси 0A для пазы бутылчобразной формы

Таблица 1
Параметры проводника прямоугольного сечения, окруженного диэлектриком

| Частота, Гц | Z, Ом/м | R, Ом/м | X _L , Ом/м | L, Гн/м |
|-------------|----------|----------|-----------------------|----------|
| 50 | 4.838e-4 | 4.817e-4 | 4.531e-5 | 1.442e-7 |
| 40 | 4.830e-4 | 4.816e-4 | 3.625e-5 | 1.442e-7 |
| 30 | 4.824e-4 | 4.816e-4 | 2.719e-5 | 1.442e-7 |
| 20 | 4.819e-4 | 4.816e-4 | 1.813e-5 | 1.442e-7 |
| 5 | 4.816e-4 | 4.815e-4 | 4.531e-6 | 1.442e-7 |

Таблица 2
Параметры проводника круглого сечения, окруженного диэлектриком

| Частота, Гц | Z, Ом/м | R, Ом/м | X _L , Ом/м | L, Гн/м |
|-------------|----------|----------|-----------------------|----------|
| 50 | 4.847e-4 | 4.817e-4 | 5.374e-5 | 1.711e-7 |
| 40 | 4.836e-4 | 4.816e-4 | 4.299e-5 | 1.711e-7 |
| 30 | 4.827e-4 | 4.816e-4 | 3.225e-5 | 1.711e-7 |
| 20 | 4.820e-4 | 4.816e-4 | 2.150e-5 | 1.711e-7 |
| 5 | 4.816e-4 | 4.815e-4 | 0.537e-6 | 1.711e-7 |

Таблица 3
Параметры проводника в прямоугольном стальном пазу

| Частота, Гц | Z, Ом/м | R, Ом/м | X _L , Ом/м | L, Гн/м |
|-------------|----------|----------|-----------------------|----------|
| 50 | 6.971e-4 | 5.565e-4 | 4.199e-4 | 1.337e-6 |
| 40 | 6.309e-4 | 5.306e-4 | 3.412e-4 | 1.358e-6 |
| 30 | 5.718e-4 | 5.097e-4 | 2.592e-4 | 1.375e-6 |
| 20 | 5.241e-4 | 4.942e-4 | 1.744e-4 | 1.388e-6 |
| 5 | 4.843e-4 | 4.823e-4 | 4.391e-5 | 1.398e-6 |

Таблица 4
Параметры проводника в стальном пазу круглого сечения

| Частота, Гц | Z, Ом/м | R, Ом/м | X _L , Ом/м | L, Гн/м |
|-------------|----------|----------|-----------------------|----------|
| 50 | 9.132e-4 | 4.997e-4 | 7.643e-4 | 2.433e-6 |
| 40 | 7.858e-4 | 4.932e-4 | 6.117e-4 | 2.434e-6 |
| 30 | 6.700e-4 | 4.881e-4 | 4.589e-4 | 2.435e-6 |
| 20 | 5.730e-4 | 4.845e-4 | 3.060e-4 | 2.435e-6 |
| 5 | 4.878e-4 | 4.817e-4 | 0.765e-4 | 2.436e-6 |

Таблица 5
Параметры проводника в стальном пазу бутылчобразной формы

| Частота, Гц | Z, Ом/м | R, Ом/м | X _L , Ом/м | L, Гн/м |
|-------------|----------|----------|-----------------------|----------|
| 50 | 9.578e-4 | 5.208e-4 | 8.038e-4 | 2.559e-6 |
| 40 | 8.203e-4 | 5.070e-4 | 6.449e-4 | 2.566e-6 |
| 30 | 6.935e-4 | 4.960e-4 | 4.848e-4 | 2.572e-6 |
| 20 | 5.856e-4 | 4.880e-4 | 3.237e-4 | 2.576e-6 |
| 5 | 4.887e-4 | 4.819e-4 | 8.102e-5 | 2.579e-6 |

Однако в условиях нелинейности характеристик сред и сложных геометрических форм границ раздела сред возможно только приближенное решение.

Для наиболее достоверного решения таких задач в настоящее время используются программы, позволяющие проводить инженерное моделирование электромагнитных процессов с помощью ЭВМ. Одной из таких программ является современная версия комплекса Elcut, в основе которого лежит метод конечных элементов.

Рассмотрим в качестве примера расчет параметров нескольких линейных проводников различной формы с одинаковой площадью сечения, находящихся в диэлектрике или в пазах стального сердечника, с помощью программы Elcut для следующих форм поперечного сечения проводников: прямоугольной, круглой, бутылеобразной. Проводники выполнены из алюминия (удельная проводимость $\gamma = 24 \cdot 10^6$ См/м при 75°C). При моделировании во всех проводниках принимаем величину тока, равную 10 А.

Рассмотрим простейший случай — проводник, окруженный диэлектриком (воздухом). В результате моделирования электромагнитных процессов в проводнике прямоугольного сечения при частотах тока от 5 до 50 Гц получены результаты, представленные на рис. 1–3 и в табл. 1. Результаты моделирования электромагнитных процессов в проводнике круглого сечения представлены на рис. 4–6 и в табл. 2.

Рассмотрим проводники, находящиеся в пазах, выполненных в сердечнике из листовой электротехнической стали. Результаты моделирования электромагнитного поля проводников с током, заполняющих полностью пазы различных форм представлены на рис. 7–15 и в табл. 3–5.

Для проводника, находящегося в стальном пазу прямоугольного сечения, также был выполнен аналитический расчет полного сопротивления на основе уравнений Максвелла. Результаты расчета представлены в работе [2], при этом они подтверждают достоверность результатов, представленных программой.

Результаты моделирования пазов других форм (при прочих равных параметрах, в том числе площади сечения проводников) представлены на рис. 4–15.

Проанализировав полученные результаты, можно сделать следующие выводы.

1. Получены новые результаты по влиянию формы проводников и частоты протекающего тока на потери в проводниках.

2. В диапазоне частот токов от 5 до 50 Гц влияние поверхностного эффекта на активное сопротивление проводников окруженных диэлектриком незначительное, при этом индуктивность таких проводников практически остается неизменной.

3. В проводниках, находящихся в пазах из электротехнической стали, в указанном диапазоне частот и геометрических параметров наблюдается существенное изменение как активной, так и реактивной составляющих сопротивления, при этом характер зависимости существенно зависит от формы сечения паза.

4. Работа может представлять интерес для специалистов в области электромашиностроения и специалистов, разрабатывающих электроприводы на базе асинхронных двигателей с широтно-импульсной модуляцией питающего напряжения, а также для студентов электротехнических специальностей.

Библиографический список

1. Копылов, И.П. Проектирование электрических машин : учеб. для вузов / И.П. Копылов, Б.К. Клоков, В.П. Морозкин, Б.Ф. Токарев ; под ред. И.П. Копылова. — 3-е изд., испр. и доп. — М. : Высшая школа, 2002. — 757 с.
2. Чугулёв, А.О. Исследование влияния несинусоидальности питающего напряжения, обусловленной широтно-импульсной модуляцией, на энергетические характеристики асинхронных двигателей [Текст] : дис. ... канд. техн. наук : 05.09.01 : защищена 10.03.06 : утв. 12.05.06 / Чугулёв Александр Олегович. — Омск, 2006. — 169 с. — Библиогр.: с. 130–140.

ПОПОВ Анатолий Петрович, доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Теоретическая и общая электротехника».

Адрес для переписки: 644050, г. Омск, пр. Мира, 11.

ЧУГУЛЁВ Александр Олегович, кандидат технических наук, доцент секции «Промышленная электроника» кафедры «Электроснабжение промышленных предприятий».

Адрес для переписки: e-mail: aleks-c@rambler.ru

Статья поступила в редакцию 01.09.2009 г.

© А. П. Попов, А. О. Чугулёв

Книжная полка

Сибикин, Ю. Д. Техническое обслуживание, ремонт электрооборудования и сетей промышленных предприятий [Текст] : учебник : в 2 кн. / Ю. Д. Сибикин. — 4-е изд., стер. — М. : Академия, 2009 — (Начальное профессиональное образование). — ISBN 978-5-7695-5873-3.

Кн. 1. — 2009. — 202, [1] с. : рис., табл. — ISBN 978-5-7695-5872-6.

Учебник состоит из двух книг. В книге 1 приведены общие сведения о материалах, инструментах, приспособлениях и механизмах, используемых электромонтерами по ремонту и обслуживанию электрооборудования и сетей промышленных предприятий. В книге 2 даны технические характеристики основных видов обслуживаемого оборудования, воздушных и кабельных линий, электроосветительных установок и цеховых электросетей. Рассмотрены вопросы технического обслуживания и ремонта электроустановок.

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ МАГНИТНОГО ПОЛЯ ИНДУКЦИОННОГО БЕСКОНТАКТНОГО ДАТЧИКА СКОРОСТИ ВРАЩЕНИЯ И РАСЧЕТ ЕГО ВЫХОДНОГО СИГНАЛА

В статье предложен расчет магнитного поля и сигнала индукционного датчика, применяемого в различных устройствах для измерения скорости вращения и вращающего момента. Приводятся результаты компьютерного моделирования магнитного поля датчика в программной среде Elcut, а также расчет сигнала датчика для различных скоростей вращения двигателя с учетом нелинейности кривой намагничивания материалов, из которых изготовлена конструкция. Данный расчет позволяет оценить изменение сигнала в зависимости от скорости вращения двигателя и геометрии системы датчика (вал, ферромагнитный зубец, постоянный магнит, станина).

Ключевые слова: индукционный датчик, магнитное поле, программная среда Elcut.

Применение новых информационных технологий позволяет достаточно точно выполнить расчет магнитного поля численными методами. При написании данной статьи использовалась программная среда Elcut, представляющая собой комплекс программ для инженерного моделирования электромагнитных, тепловых и механических задач методом конечных элементов. Для расчета подобных систем в статьях Попова А. П. [1,2,3] применяется метод вторичных источников тока в условиях сильно выраженного поверхностного эффекта. Однако в рассматриваемом случае этот метод неприменим. Существует также большое количество других работ, посвященных расчету магнитного поля, однако нам не известно решение задачи, изложенной в данной статье.

Для моделирования магнитного поля в программной среде Elcut необходимо составить геометрическое описание задачи, а также описание материалов элементов задачи.

Пусть на валу двигателя закреплен стальной диск заданного диаметра с ферромагнитным зубцом, который при вращении один раз за оборот проходит вблизи индукционного датчика. Задается расстояние от зубца до датчика в момент наступления их соосности. В состав индукционного датчика входят: постоянный магнит (материал: альнико) и измерительная обмотка с заданным количеством витков. Геометрия системы приведена на рис. 1.

Постоянный магнит установлен на станине. Кривая намагничивания стали (марка: 1511), из которой изготовлены вал, зубец, станина, задана в табл. 1.

Кривая размагничивания постоянного магнита (материал: альнико) представлена в табл. 2.

Рассмотрим численное решение плоскопараллельной задачи, предполагая, что ось x располагается вертикально, ось y — горизонтально, а ось z — перпендикулярно плоскости, при этом протяженность конструкции в направлении оси z предполагаем неограниченной.

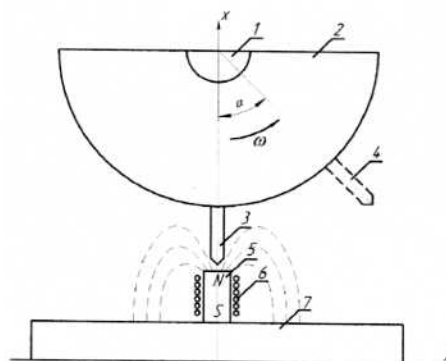


Рис. 1. Геометрия системы:
1 — вал, 2 — стальной цилиндр, закрепленный на валу 1,
3 — соосное расположение ферромагнитного зубца,
4 — зубец, повернутый на угол α ,
5 — постоянный магнит, 6 — сигнальная обмотка,
7 — станина

При входе зубца в магнитное поле постоянного магнита происходит увеличение потокосцепления сигнальной обмотки 6, а при выходе — уменьшение потокосцепления, что приводит к формированию разнополярного импульса ЭДС. Момент перехода сигнала через 0 соответствует соосному расположению зубца и постоянного магнита [4].

Моделирование магнитного поля выполнено для 18 значений углов поворота α ферромагнитного зубца относительно индукционного датчика. На каждом из 18 значений угла вычисляется магнитный поток в 5 поперечных сечениях постоянного магнита, с которыми сцепляется сигнальная обмотка. Сигнальная обмотка w_c содержит 100 витков. Тогда суммарное потокосцепление сигнальной обмотки рассчитывается как:

$$\sum \psi_i = \frac{w_c}{n} \cdot (\Phi_I + \Phi_{II} + \Phi_{III} + \Phi_{IV} + \Phi_V), \quad (1)$$

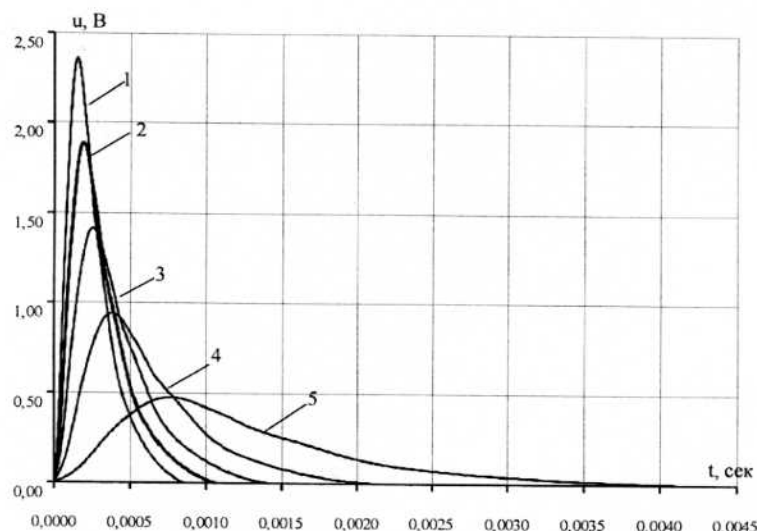


Рис. 6. График сигнала индукционного датчика для 5 скоростей вращения:
1 — 5000 об/мин, 2 — 4000 об/мин, 3 — 3000 об/мин, 4 — 2000 об/мин, 5 — 1000 об/мин

Результаты моделирования магнитного поля

Таблица 3

| Угол (град) | Среднее значение магнитного потока в сечениях, Вб | | | | |
|-------------|---|-------------|-------------|-------------|-------------|
| | Сечение 1 | Сечение 2 | Сечение 3 | Сечение 4 | Сечение 5 |
| 0 | 0,000040560 | 0,000048540 | 0,000052332 | 0,000054300 | 0,000055150 |
| 1 | 0,000040320 | 0,000048400 | 0,000052220 | 0,000054200 | 0,000055060 |
| 2 | 0,000039620 | 0,000047960 | 0,000051890 | 0,000053920 | 0,000054800 |
| 3 | 0,000038560 | 0,000047270 | 0,000051360 | 0,000053480 | 0,000054390 |
| 4 | 0,000037320 | 0,000046430 | 0,000050710 | 0,000052910 | 0,000053870 |
| 5 | 0,000036140 | 0,000045570 | 0,000050020 | 0,000052320 | 0,000053310 |
| 6 | 0,000035150 | 0,000044800 | 0,000049390 | 0,000051760 | 0,000052790 |
| 7 | 0,000034370 | 0,000044130 | 0,000048830 | 0,000051260 | 0,000052320 |
| 8 | 0,000033780 | 0,000043590 | 0,000048350 | 0,000050830 | 0,000051910 |
| 10 | 0,000033000 | 0,000042810 | 0,000047640 | 0,000050180 | 0,000051280 |
| 12 | 0,000032560 | 0,000042330 | 0,000047190 | 0,000049740 | 0,000050860 |
| 15 | 0,000032250 | 0,000041960 | 0,000046800 | 0,000049370 | 0,000050490 |
| 20 | 0,000032110 | 0,000041760 | 0,000046590 | 0,000049140 | 0,000050260 |
| 25 | 0,000032110 | 0,000041760 | 0,000046580 | 0,000049120 | 0,000050240 |
| 30 | 0,000032140 | 0,000041790 | 0,000046600 | 0,000049150 | 0,000050270 |
| 45 | 0,000032170 | 0,000041820 | 0,000046640 | 0,000049190 | 0,000050310 |
| 60 | 0,000032130 | 0,000041780 | 0,000046610 | 0,000049160 | 0,000050280 |

где ψ_i — потокосцепление с i -ой секцией обмотки; n — количество поперечных сечений; $\Phi_I, \Phi_{II}, \Phi_{III}, \Phi_{IV}, \Phi_V$ — потоки, пронизывающие соответствующие секции обмотки, содержащие w_c/n витков.

Предлагаемая методика расчета сигнала не учитывает действие вихревых токов в связи со сравнительно невысокой скоростью вращения и большим удельным сопротивлением зубца. Значения Φ_i , входящие в выражение (1), вычисляются, предполагая, что постоянный магнит имеет ширину в направлении оси x , равную $a = 10$ мм, длину в направлении оси z , равную $s = 10$ мм, высоту $h = 20$ мм. Расстояние между поперечными сечениями, в которых происходит вычисление магнитных потоков, равно 4 мм. Тогда магнитные потоки вычисляются по формуле:

$$\Phi_i = \int_{S_i} \vec{B} d\vec{s}, \quad (2)$$

где $S_i = a \cdot c$.

На рис. 2 представлены геометрические размеры расчетной модели датчика.

На рис. 3 представлена картина поля для угла поворота $\alpha = 0^\circ$ (ось зубца совпадает с осью постоянного магнита).

В табл. 3 приведены средние значения магнитного потока, полученные в результате моделирования магнитного поля для различных углов поворота и поперечных сечений постоянного магнита.

На рис. 4. представлены картины поля для углов поворота: $\alpha = 6^\circ, \alpha = 12^\circ, \alpha = 20^\circ$.

Рассчитав суммарное потокосцепление по формуле (1), получим зависимость потокосцепления от угла поворота α , представленную на рис. 5.

Из рис. 5 видно, что потокосцепление обмотки датчика начинает значительно меняться только при угле поворота менее 20° . При угле $\alpha > 20^\circ$ значение потокосцепления ψ_0 определяется действием стального цилиндра 2 (рис. 1).

Далее, используя полученную зависимость потосцепления от угла поворота ферромагнитного зубца, рассчитываем сигнал индукционного датчика для 5 скоростей вращения. Расчет сигнала выполнен по следующим формулам:

$$u_i = \frac{\Delta \psi}{\Delta t_i}, \quad (3)$$

$$\Delta t_i = \frac{\alpha_i}{\omega_i}. \quad (4)$$

На рис. 6 приведен график текущего во времени сигнала индукционного датчика, изображенного на рис. 2, для 5 скоростей вращения двигателя при выходе зубца из зоны магнитного поля. При входе в зону магнитного поля формируется такой же по временной форме сигнал противоположной полярности.

Выводы

1. Суммарное потосцепление сигнальной обмотки индукционного датчика при входе зубца в зону магнитного поля начинает значительно изменяться в диапазоне изменения угла α в пределах $-20^\circ \leq \alpha \leq 20^\circ$.

2. Напряжение на сигнальной обмотке практически линейно возрастает пропорционально скорости вращения (в исследуемом диапазоне скоростей вращения).

3. Напряжение на сигнальной обмотке изменяется нелинейно с изменением величины зазора между зубцом и постоянным магнитом.

УДК 621.313

Библиографический список

1. Попов, А. П. Изменение энергии магнитного поля проводников с током при внесении в зону локализации массивного проводящего тела [Текст] / А. П. Попов // Моделирование и расчет магнитных полей и электродинамических усилий в электрических машинах и аппаратах: межвуз. сб. науч. тр. / Омск: ОмПИ, 1981. — С. 6.
2. Попов, А. П. Расчет электродвижущей силы, наводимой на катушке с током при пролете через нее проводящего цилиндрического тела [Текст] / А. П. Попов // Техническая электродинамика. — 1984. — № 3. — С. 6.
3. Попов, А. П. Индукционный измерительный преобразователь линейных перемещений и численный расчет его характеристик [Текст] / А. П. Попов // Техническая электродинамика. — 1986. — № 6. — С. 7.
4. Горшенков, А. А. Индукционный метод контроля и измерения механических характеристик вращательного движения двигателей [Текст]: дис. ... канд. техн. наук / Горшенков Анатолий Анатольевич. — Омск., 2005. — 122 с.

ПОПОВ Анатолий Петрович, доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой «Теоретическая и общая электротехника».

Адрес для переписки: 644050, г. Омск, пр. Мира, 11.

МОИСЕЕНКО Андрей Александрович, аспирант кафедры «Теоретическая и общая электротехника».

Адрес для переписки: e-mail: cppdes@gmail.com

Статья поступила в редакцию 15.09.2009 г.

© А. П. Попов, А. А. Моисеенко

**Е. Г. АНДРЕЕВА
А. Ю. КОВАЛЕВ**

Омский государственный
технический университет

Академический институт
прикладной энергетики,
г. Нижневартовск

РАЗЛОЖЕНИЕ МЕХАНИЧЕСКОЙ ХАРАКТЕРИСТИКИ АСИНХРОННОГО ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ДВИГАТЕЛЯ ПО ФОРМУЛАМ КЛОССА

В статье исследуются механические характеристики асинхронного электрического двигателя, полученные по формулам Клосса для многоконтурной схемы замещения двигателя.

Ключевые слова: механическая характеристика, формула Клосса, асинхронный электрический двигатель.

Рассмотрим представление механической характеристики асинхронного электрического двигателя (АЭД) с многоконтурной схемой замещения суммой механических характеристик по формулам Клосса [1]:

$$M_k = \frac{2M_{mk}}{\frac{s}{s_{mk}} + \frac{s_{mk}}{s}}, \quad k = 1, 2, \dots, N-1, \quad (1)$$

где M_{mk} , s_{mk} — критические моменты и скольжения, N — порядок схемы замещения АЭД, равный количеству индуктивных элементов схемы без количества независимых узлов, все ветви которых содержат индуктивные элементы.

В работе [2] показано, что механическая характеристика АЭД в общем виде может быть записана дробно-рациональным выражением:

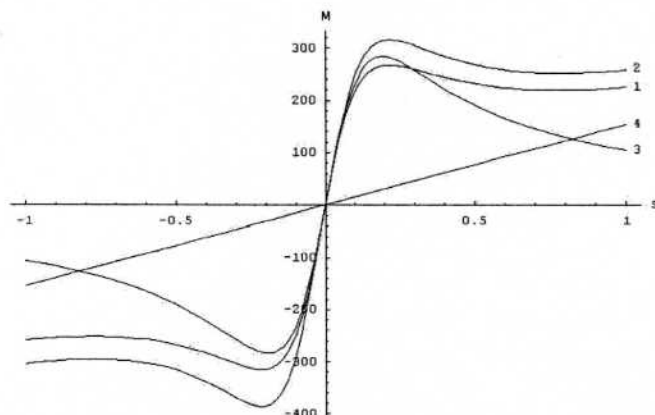


Рис. 1. Механические характеристики АЭД:
1 – естественная; 2 – разложение по формулам Клосса; 3 – $A_1(s)$; 4 – $A_2(s)$

$$M = kU_1^2 \cdot \frac{b_1 s + b_3 s^3 + \dots + b_{2(N-1)} s^{2N-3}}{b_0 + k_1 b_1 s + b_2 s^2 + k_1 b_3 s^3 + \dots + b_{2(N-1)} s^{2(N-1)}}, \quad (2)$$

где $k_1, b_k, k=0, 1, \dots, 2(N-1)$ — положительные коэффициенты, которые определяются параметрами схемы замещения АЭД. Выражение (2) может быть переписано в форме:

$$M = kU_1^2 \frac{F(s)}{1 + k_1 F(s)}, \quad (3)$$

$$F(s) = \frac{b_1 s + b_3 s^3 + \dots + b_{2(N-1)} s^{2N-3}}{b_0 + b_2 s^2 + \dots + b_{2(N-1)} s^{2(N-1)}}, \quad (4)$$

с явным выделением полиномов по четным и нечетным степеням s .

Полученная в результате преобразований функция $F(s)$ — правильная рациональная дробь — и вследствие этого может быть представлена суммой простых рациональных дробей на основании стандартной процедуры разложения, которая широко используется при расчете электрических цепей на основе преобразования Лапласа [3]:

$$F(s) = \frac{q_1 s}{s^2 - y_1} + \frac{q_2 s}{s^2 - y_2} + \dots + \frac{q_{N-1} s}{s^2 - y_{N-1}}, \quad (5)$$

где $y_k, k=1, 2, \dots, N-1$ — корни знаменателя функции $F(s)$ определяются из уравнения:

$$b_0 + b_2 y + \dots + b_{2(N-1)} y^{N-1} = 0, \quad y = s^2. \quad (6)$$

В физически реализуемых схемах замещения все корни уравнения (5) относительно квадрата скольжения $y = s^2$ будут действительными и отрицательными.

Для перехода от общего выражения для функции $F(s)$ (4) к выражению в виде суммы простых рациональных дробей (5) могут быть использованы так называемая формула разложения или метод неопределенных коэффициентов [3].

Если ввести обозначения $s_{mk}, A_{mk}, k=1, 2, \dots, N-1$ — скольжения, при которых каждая из простейших дробей принимает максимальные значения A_{mk} , то в целом простейшая дробь записывается в виде формул Клосса:

$$A_k(s) = \frac{2A_{mk}}{\frac{s}{s_{mk}} + \frac{s_{mk}}{s}}, \quad k=1, 2, \dots, N-1, \quad (7)$$

где критические значения s_{mk}, A_{mk} определяются выражениями:

$$s_{mk} = \sqrt{-y_k}, \quad A_{mk} = \frac{q}{2\sqrt{-y_k}}, \quad k=1, 2, \dots, N-1. \quad (8)$$

Поскольку форма записи простых рациональных дробей (7) с точностью до обозначения совпадает с записью формул Клосса (1), в результате характеристика АЭД (2) получает следующее разложение:

$$M = kU_1^2 \frac{\sum A_k(s)}{1 + k_1 \sum A_k(s)}, \quad (9)$$

которое представляет собой разложение механической характеристики АЭД по формулам Клосса.

Выражения для механических характеристик (2) и (9) тождественны. В общем случае преимуществ у выражения (9) перед выражением (2) нет. Эти преимущества проявляются при выполнении приближенных расчетов, так же как и применение формулы Клосса для простейших случаев. Коэффициент k_1 обращается в нуль при известном в электромеханике коэффициенте c , равным единице. В этом случае выражение (9) дает приближенный результат:

$$M = \sum_{k=1}^{N-1} A_k(s). \quad (10)$$

Для классической Т-образной схемы замещения в выражении (10) присутствует одно слагаемое, для двухконтурной схемы замещения ротора — слагаемых два, для трехконтурной — три и т.д.

В качестве примера рассмотрим механическую характеристику электродвигателя 5АМ160S4 (рис. 1). Данная механическая характеристика имеет два максимума и минимум — M_{k1}, M_{k2}, M_{k3} — при критических скольжениях $s_{k1} < s_{k2} < s_{k3}$ соответственно [2]. Функция $F(s)$ в этом случае принимает конкретный вид:

$$F(s) = \frac{b_1 s + b_3 s^3}{b_0 + b_2 s^2 + s^4} = \frac{10,23s + 13,99s^3}{3,01 + 81,96s^2 + s^4}. \quad (11)$$

Учитывая, что $kU_1^2 = 919,29$, из (8) и (11) получаем:

$$A_1 = \frac{568,75}{0,19 \frac{s}{s} + 0,19}, A_2 = \frac{1408,72}{9,05 \frac{s}{s} + 9,05} \quad (12)$$

На рис. 1 показана механическая характеристика, построенная по приближенному выражению:

$$M = A_1(s) + A_2(s). \quad (13)$$

Заметим, что если выражения по формулам Клосса A_1 , A_2 подставить в общее выражение механической характеристики (3), то получим результат, совпадающий с действительной механической характеристикой двигателя 5AM160S4 (рис. 1). Максимальное расхождение между приближенным выражением (13) и механической характеристикой (рис. 1) во всем диапазоне двигательного режима АЭД составляет 18 %. При малых скольжениях s механические характеристики практически совпадают, в области номинального скольжения разница составляет 7–8 %. Таким образом, разложение механической характеристики АЭД по формулам Клосса дополняет набор методов, способов и приемов решения инженерных задач электромеханики.

Библиографический список

1. Иванов-Смоленский, А.В. Электрические машины : учебник для вузов ; в 2-х т. Т. 1 / А.В. Иванов-Смоленский — 3-е изд. — М. : Издательский дом МЭИ, 2006. — 652[6] с.: ил.
2. Ковалев Ю.З., Ковалев А.Ю. Моделирование асинхронных электрических двигателей : препринт — Омск : ОмГТУ, 2009. — 41 с.
3. Демирчан К.С., Нейман Л.Р., Коровкин Н.В., Чечурин В.Л. Теоретические основы электротехники : учебник для вузов ; в 3-х т. Т. 2. — 4-е изд. — СПб. : Питер, 2003. — 576 с.: ил.

АНДРЕЕВА Елена Григорьевна, доктор технических наук, профессор кафедры «Электрическая техника», профессор кафедры «Прикладная математика и информационные системы» Омского государственного технического университета.

Адрес для переписки: lenandr02@yandex.ru

КОВАЛЕВ Александр Юрьевич, проректор Академического института прикладной энергетики, г. Нижневартовск.

Статья поступила в редакцию 30.09.2009 г.

© Е. Г. Андреева, А. Ю. Ковалев

Информация

Творческий конкурс на IV Интернет-олимпиаде «Нанотехнологии — прорыв в будущее!»

Впервые центральное российское телевидение, передача «Доброе утро, Россия!» в рамках уникального творческого конкурса на IV Интернет-олимпиаде «Нанотехнологии — прорыв в будущее!» отберет лучших участников, которые смогут рассказать телезрителям свою «историю успеха» в области высоких технологий (нанотехнологий).

У Вас будет реальный шанс поведать о себе, Ваших коллегах и своей работе миллионам зрителей на канале, который, по мнению экспертов, является одним из самых объективных в освещении развития нанотехнологий в России. Конкурс проводит творческая группа, имеющая богатейший опыт работы в этой области. Участники данного творческого конкурса должны удовлетворять нескольким несложным «квалификационным требованиям», соблюдение которых будет контролироваться советниками творческой группы программы «Доброе утро, Россия!» — членами жюри олимпиады из МГУ им. М. В. Ломоносова.

Если Вы студент, аспирант, молодой ученый, опубликовавший выдающуюся статью или победивший в престижном конкурсе, если Вы и Ваши коллеги — интересные люди, которым есть что рассказать и показать миллионам зрителей России, то это — Ваш конкурс! Расскажите миллионам о Ваших открытиях, исследованиях, достижениях, образцах!

Задание творческого тура программы «Доброе утро, Россия!» для всех участников Интернет-олимпиады: «Нанотехнологии 20 лет спустя».

«Перенесемся на 20 лет в будущее и представим, что Вы теперь — выдающийся и известный во всем мире ученый, исследователь в области нанотехнологий. Сегодня — Вы гость в студии программы «Доброе утро, Россия!». Главная тема интервью: «Важные открытия последних лет и самые интересные изобретения, связанные с ними».

Напишите это интервью. Какие вопросы задавали (бы) наши ведущие, и что (бы) Вы отвечали. Время в эфире — 5 минут (примерно 2,5 страницы текста 14 кеглем Times New Roman). Придумайте и опишите, что Вы могли бы показать «материального» во время этого интервью (образцы, устройства и пр.).

Количество победителей — не более двух. Авторы-победители станут героями сюжета программы «Доброе утро, Россия!» на телеканале «Россия».

Критерии оценки: соответствие работы заданию и предложенной тематике конкурса (5 баллов), оригинальность (5 баллов), творческий подход (5 баллов), здравый смысл (5 баллов).

Срок начала конкурса — с момента публикации объявления. Срок начала приема работ — с 25 января 2010 г. Для участия в конкурсе необходимо зарегистрироваться (http://www.nanometer.ru/userc_u2.html) и стать участниками олимпиады, а также ознакомиться с разделом «Видеомания» (<http://www.nanometer.ru/2009/09/06/12522417639878.html>) в Клубе участников Интернет-олимпиад по нанотехнологиям (http://www.nanometer.ru/2009/11/08/olimpiada_157954.html), где приведены некоторые результаты работы программы «Доброе утро, Россия!», а также даны все детали (<http://www.nanometer.ru/2009/09/06/12522417639878.html>) конкурса, отсутствующие в данном объявлении (обсуждается вторая часть конкурсной заявки).

Источник информации: www.rsci.ru