

Электротехника

УДК 62-83

АНАЛИЗ ЭКОНОМИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ВНЕДРЕНИЯ ЧАСТОТНО-РЕГУЛИРУЕМЫХ ЭЛЕКТРОПРИВОДОВ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА ДЛЯ НАСОСНЫХ АГРЕГАТОВ НПЗ

А.М. Абакумов¹, Д.В. Плешаков

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

Приводится анализ экономической эффективности при замене паровых поршневых насосов на центробежные применительно к установке селективной очистки масел, а также расчет и выбор частотного электропривода. В работе не отражены другие преимущества, связанные с применением ЧРП: улучшение характера протекания переходных процессов, снижение затрат на обслуживание, уменьшение шума и др.

Ключевые слова: энергоэффективность, экономический эффект, насосы, расход пара, расход электроэнергии, мощность, частотный преобразователь

Введение

Нефтеперерабатывающие заводы (НПЗ) являются крупнейшими потребителями топливно-энергетических ресурсов, в том числе котельно-печного топлива, тепловой и электрической энергии. Эффективность, рациональность их использования в процессах переработки нефти во многом определяется эффективностью работы технологического оборудования завода. Однако технологические установки действующих нефтеперерабатывающих заводов (это в основном крупнотоннажные мощности, введенные в эксплуатацию в большинстве случаев более 40-50 лет назад) по уровню потребления энергоносителей, как правило, не отвечают современным требованиям.

НПЗ были спроектированы и построены во времена значительно более дешевой, чем сейчас, энергии, поэтому в условиях постоянного роста цен на энергоносители актуальным является внедрение ресурсосберегающего оборудования, позволяющего повысить энергоэффективность производства и уменьшить долю затрат на энергоресурсы в себестоимости продукции. Доля энергозатрат в структуре себестоимости промышленной продукции составляет от 10 до 40% и, по оценкам экспертов, тенденция к дальнейшему росту цен на энергоносители в ближайшей перспективе сохранится. Для снижения потребления электроэнергии на технологических установ-

¹ Абакумов Александр Михайлович, доктор технических наук, профессор.
Плешаков Дмитрий Владимирович, аспирант.
e-mail: ddimar@rambler.ru

ках НПЗ предусматривается замена паровых насосов на центробежные, а также внедрение частотно-регулируемых приводов (ЧРП).

На большинстве предприятий отрасли вопросы повышения энергоэффективности в той или иной мере решаются: осуществляется реконструкция и модернизация технологического оборудования, проектируются и внедряются автоматизированные системы управления технологическими процессами, контроля и учета электроэнергии и энергоносителей. Но, как правило, эта работа ведется не централизованно, что не обеспечивает получения целостной картины энергоэффективности НПЗ. Если руководство предприятия ставит задачу снижения удельной нормы энергозатрат в себестоимости продукции, то решать ее нужно в рамках концептуального и комплексного подхода и реализации единой программы повышения энергоэффективности.

Тремя ключевыми этапами программы являются:

- создание системы энергетического мониторинга предприятия;
- энергетический и технологический аудит;
- комплекс мероприятий по повышению эффективности использования энергоресурсов.

Программа повышения эффективности использования энергоресурсов предусматривает систему мер организационного, экономического и технического характера, направленных на снижение издержек.

Основная часть

В качестве примера рассмотрим типовую установку селективной очистки масел, на которой применяются паровые поршневые насосы по перекачке сырья (масляного дистиллята) из товарного парка на установку и откачке целевого продукта – рафината в товарный парк соответственно. С целью экономии острого пара предлагается заменить паровые насосы на центробежные. Технические данные существующих насосов приведены в табл. 1.

В данной работе приводится расчет экономической эффективности при замене одного парового двигателя насоса на центробежный насос с электроприводом.

В технических характеристиках на насос марки ПДГ 60/25 расход острого пара указан при максимальных параметрах работы насоса, причем мощности в 1 л.с. соответствует расход 40 кг острого пара, $n=40\text{кг}$ [1].

Расход острого пара при работе насоса 1:

$$Q_1 = P_1' \cdot n \cdot T = 11,8 \cdot 40 \cdot 8160 = 3851520 \text{ кг} / \text{год};$$

$$Q_1 = 3851520 \div 1000 \cdot 0,73 = 2811,6 \text{ Гкал} / \text{год}.$$

Экономия острого пара при исключении из работы парового насоса:

$$Q = Q_1 = 2811,6 \text{ Гкал} \cdot \text{год}.$$

Годовой расход электроэнергии при работе насоса с мощностью электродвигателя $N=30$ кВт:

$$W_2 = P_2' \cdot k_c \cdot T = 30 \cdot 0,8 \cdot 8160 = 195840 \text{ кВт} \cdot \text{год},$$

где k_c – коэффициент спроса.

Годовые затраты на электроэнергию при работе насоса:

$$Z_2 = W_2 \cdot \Pi_1 = 195840 \cdot 1,32 = 258508,8 \text{ руб}.$$

Экономический эффект от замены парового поршневого насоса на центробежный составит:

затраты на новый насос

$$З_3 = \frac{Ц_2}{61} \cdot 12 = \frac{657000}{61} \cdot 12 = 129245,9 \text{ руб.};$$

общие затраты на внедрение предложения

$$З = З_1 + З_2 + З_3 = 86871,31 + 258508,8 + 129245,9 = 474626,01 \text{ руб.};$$

экономический эффект

$$\mathcal{E} = Q \cdot Ц - З = 4498,56 \cdot 450 - 474626,01 = 790594 \text{ руб.}$$

Проведенные расчеты показали, что замена парового насоса на центробежный приводит к экономии в размере 790594 рублей.

Т а б л и ц а 1

Технические данные

Наименование показателей	Единицы измерения	Показатели
Производительность насоса 1	м ³ /час	25
Напор, Н	м	150
Удельный вес перекачиваемого продукта, <i>d</i>	кг/м ³	850
КПД насоса	%	75
Время, <i>T</i>	сек	3600
Расход острого пара при работе насоса 1 в год, <i>Q</i> ₁	Гкал/год	2811,6
Производительность насоса 2	м ³ /час	15
Расход острого пара при работе насоса 2 в год, <i>Q</i> ₂	Гкал/год	1686,9
Мощность электродвигателя 1, <i>P</i> ₁	кВт	11
Мощность электродвигателя 2, <i>P</i> ₂	кВт	30
Расход электроэнергии электродвигателем 1 в год, <i>W</i> ₁	кВт*год	71808
Расход электроэнергии электродвигателем 2 в год, <i>W</i> ₂	кВт*год	195840
Затраты по смете, <i>З</i> ₁	руб.	86871,31
Затраты на электроэнергию, <i>З</i> ₂	руб.	353295,36
Стоимость новых насосов, <i>З</i> ₃	руб.	245704,91
Общий расход острого пара при работе 2-х насосов, <i>Q</i>	Гкал*год	4498,5
Стоимость 1 Гкал острого пара, <i>Ц</i>	руб.	450
Стоимость 1 кВт*час электроэнергии, <i>Ц</i> ₁	руб.	1,32
Стоимость насоса ТКА 63/200 с электродвигателем 11 кВт, <i>Ц</i> ₁	руб.	592000
Стоимость насоса ТКА 63/200 с электродвигателем 30 кВт, <i>Ц</i> ₂	руб.	657000
Мощность парового насоса 1, <i>P</i> ₁	л.с./кВт	11,8/8,6
Мощность парового насоса 2, <i>P</i> ₂	л.с./кВт	7,08/5,2

Номинальные данные насоса и приводного двигателя

Наименование показателя	Единицы измерения	Показатели
Мощность насоса	кВт	11
Напор насоса, Н	м	150
КПД насоса	%	75
Мощность электродвигателя N_1, N_2	кВт	30
Ток двигателя	А	34
КПД двигателя	%	88,5
Cosφ двигателя	о.е.	0,85

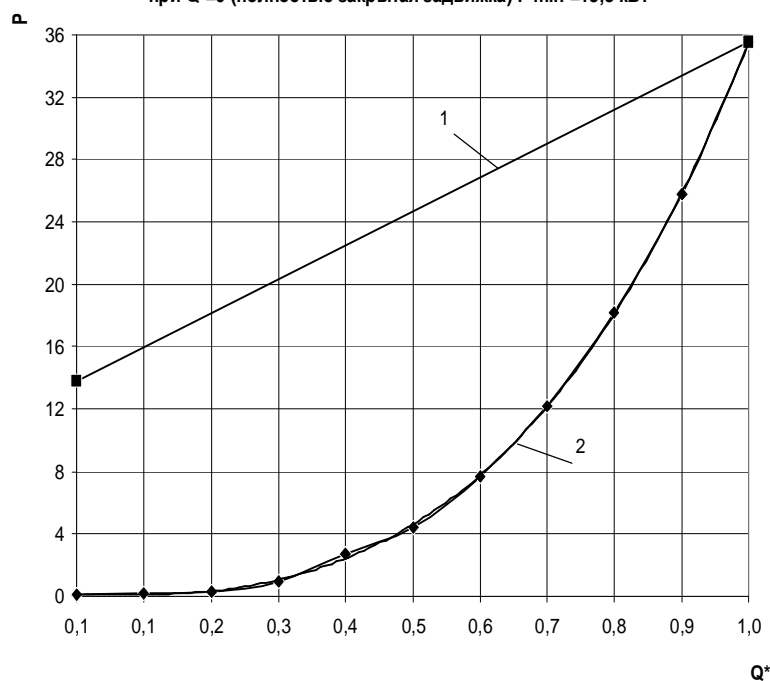
При переменной производительности работы установки селективной очистки масел внедрение частотно-регулируемого электропривода переменного тока для новых центробежных насосов позволяет регулировать частоту вращения вала, мощность и производительность электродвигателя.

Номинальные данные насоса и его приводного двигателя приведены в табл. 2.

Далее в расчетах используется относительное значение производительности $Q^* = Q / Q_{ном}$.

Измеренная потребляемая мощность $Q^*=1$ при полностью открытой задвижке составила $P_{max}=35,5$ кВт, а при $Q^*=0$ (полностью закрытая задвижка) $P_{min}=13,8$ кВт – график 1 на рисунке.

Измеренная потребляемая мощность двигателя
при $Q^*=1$ (полностью открытая задвижка) $P_{max}=35,5$ кВт,
при $Q^*=0$ (полностью закрытая задвижка) $P_{min}=13,8$ кВт



Измеренная потребляемая мощность двигателя при $Q^*=1$ (полностью открытая задвижка) $P_{max}=35,5$ кВт, при $Q^*=0$ (полностью закрытая задвижка) $P_{min}=13,8$ кВт:

1 – мощность при дроссельном регулировании;
2 – мощность при частотном регулировании

Требуемая мощность ЧРП, [2]:

$$P_{нч} = 1,1 \cdot P_{\max} = 1,1 \cdot 35,5 = 39,05 \text{ кВт.}$$

Выбираем $P_{нч}=40$ кВт, его цена в минимальной конфигурации: $C_{нч} = 80000$ руб.

Зависимость $P(Q^*)$ построена по формуле

$$P = P_{\max} \cdot (Q^*)^3 = 35,5 \cdot (Q^*)^3.$$

Допустимая производительность при полном использовании двигателя

$$P_{ном} = \frac{P_{дв.ном.}}{\eta_{дв.ном.}} = \frac{30}{0,885} = 33,8 \text{ кВт составит } Q^*_{доп}=1,08, \text{ т.е. } Q^*_{доп}>1.$$

Мощность при дроссельном регулировании

$$P_{др} = P_{\min} + (P_{\max} - P_{\min}) \cdot \frac{Q}{Q_{\max}} = 13,8 + (35,5 - 13,8) \cdot \frac{10}{65} = 17,055 \text{ кВт.}$$

Мощность при частотном регулировании

$$P_{чрп} = P_{\max} \cdot \left(\frac{Q}{Q_{\max}}\right)^3 = 35,5 \cdot 0,15^3 = 0,12 \text{ кВт.}$$

Экономия мощности

$$DP_i = P_{др} - P_{чрп} = 17,055 - 0,12 = 16,9 \text{ кВт.}$$

Суммарная экономия энергии за сутки при неизменном режиме

$$DW_{сут} = DP_i \cdot t_i = 16,9 \cdot 24 = 405,6 \text{ кВт} \cdot \text{час};$$

$$DW_{год} = DW_{сут} \cdot 365 = 405,6 \cdot 365 = 148044 \text{ кВт} \cdot \text{час}.$$

Годовая экономия электроэнергии при внедрении частотного преобразователя составляет 148044 кВт*час.

При стоимости 1 кВт*час электроэнергии, равной 1,32 рубля, указанная экономия за год составит для одного насоса:

$$DW_{год} \cdot 1,32 = 148044 \cdot 1,32 = 195418,08 \text{ руб.}$$

Стоимость частотного преобразователя составляет 80000 руб.

Экономическая эффективность при замене парового насоса на центробежный и внедрение ЧРП:

$$\mathcal{E} + DW_{год} - C_{нч} = 790594 + 195418,08 - 80000 = 906012,08 \text{ руб.}$$

Заключение

Проведенный расчет показал, что в условиях постоянного повышения цен на электроэнергию и острый пар и, как следствие, увеличения доли указанных затрат в себестоимости производимых нефтепродуктов замена парового насоса на центро-

бежный и внедрение частотного преобразователя не требует крупных капитальных затрат; экономическая эффективность составляет 906012,08 рубля.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Инструкция расчета плановой экономической эффективности от использования рационализаторского предложения, ООО «НЗМП», установка 37/7, цех №23.
2. Ю.Г. Шакарян. Инструкция по расчету экономической эффективности применения частотно-регулируемого электропривода. – М.: АО ВНИИЭ, МЭИ, 1997.

Статья поступила в редакцию 30 мая 2008 г.

UDC 62-83

THE ANALYSIS OF ECONOMIC EFFICIENCY OF INTRODUCTION AC FREQUENCY-REGULATED ELECTRIC DRIVES FOR PUMP UNITS IN OIL-REFINING FACTORY

*A. Abakumov, D. Pleshakov*¹

Samara State Technical University
244, Molodogvardeyskaya str., Samara, 443100

In article bring the analysis of economic efficiency at changing of steam pumps on centrifugal, applied to installation of selective purification of oil, and also calculation and a choice of the frequency electric drive. In article are not reflected other advantages connected to application of the frequency electric drive such as improvement of character of course of transients, decrease expenses for service, reduction of noise, etc.

Key words: *energy efficiency, economic effect, pumps, steam consumption, electricity consumption, power, the frequency converter*

¹ *Dmitriy V. Pleshakov, Postgraduate student
Aleksandr M. Abakumov, Doctor of Technical Sciences, Professor*

ОЦЕНКА ВЗАИМОВЛИЯНИЯ ДВУХЦЕПНЫХ ВОЗДУШНЫХ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ

*А.А. Альмендеев*¹

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

Рассматривается взаимовлияние двухцепных воздушных линий электропередачи, приведена методика определения активных и индуктивных сопротивлений линии, показана зависимость изменения удельных параметров линии от режима работы электроэнергетической системы.

Ключевые слова: воздушная линия электропередачи, активное сопротивление, индуктивное сопротивление, фазировка

Как показывает опыт эксплуатации, при уменьшении расстояний между осями параллельных воздушных линий электропередачи (ВЛ) становится заметным влияние цепей друг на друга через взаимную индуктивность и емкость. Такое взаимовлияние наиболее значительно на двухцепных ВЛ, когда расстояние между цепями соизмеримо с междуфазными расстояниями. Двухцепные линии находят широкое применение в распределительных и транзитных сетях 35, 110 и 220 кВ и оказывают существенное влияние на режим работы электроэнергетических систем (ЭЭС). Это влияние необходимо учитывать при оперативном ведении и корректировке текущих режимов энергосистем, при производстве ремонтных работ, а также при выборе уставок релейной защиты и расчете противоаварийной автоматики [1].

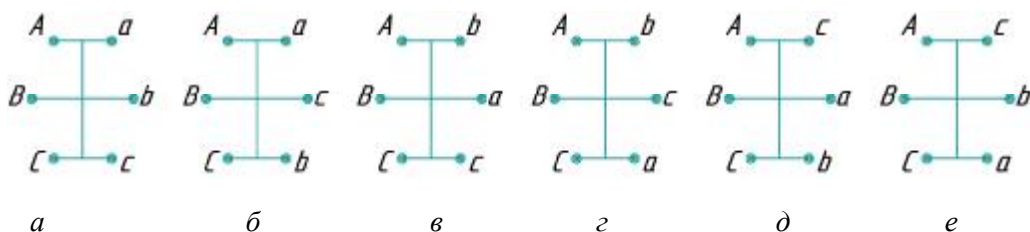
Исследование и учет взаимовлияния линий электропередачи при эксплуатации и проектировании электроэнергетических систем, разработка методики для расчета режимов ЭЭС являются актуальными задачами, стоящими перед современной электроэнергетикой. Актуальность таких задач обусловлена еще и тем, что в последние годы наметился постоянный рост потребления мощности, а наиболее эффективное использование взаимовлияния ВЛ ведет к повышению пропускной способности линий и снижению в них потерь мощности и напряжения.

В проектной практике известны различные предложения по использованию взаимовлияния линий с целью увеличения пропускной способности двухцепных ВЛ благодаря рациональному размещению проводов [2, 3]. При этом снижение эквивалентного индуктивного сопротивления достигается за счет рационального использования взаимного влияния между цепями. При расположении фазных проводов двухцепных ВЛ на опорах соответствующим образом может быть снижена несимметрия фазных величин [4].

Согласно [2-4], имеется шесть вариантов расположения проводов на двухцепной опоре (рис.1). Во всех шести вариантах влияние цепей друг на друга неодинаково, вследствие чего может меняться активное и индуктивное сопротивление линии, а также пропускная способность и потери электроэнергии.

¹ Альмендеев Андрей Аркадьевич, аспирант
e-mail: Almendeevaa@rambler.ru

Следует заметить, что в приведенных ранее работах не уделяется достаточного внимания режиму работы энергосистемы, в соответствии с которым цепи линии могут быть неравномерно нагружены и может меняться характер передаваемой по линии мощности.



Р и с. 1. Варианты фазировки двухцепной ВЛ

Целью данной работы является анализ изменения удельных активных и индуктивных сопротивлений цепей линии в результате изменения фазировки на ВЛ. В статье приводится анализ изменения параметров ВЛ с учетом режима работы энергосистемы.

При определении индуктивных сопротивлений трехфазной линии исходным параметром является сопротивление линии «провод-земля». Индуктивное сопротивление такой линии может быть с достаточной для практики точностью определено как сопротивление двухпроводной линии [1]:

$$x_L = 0,1451g \frac{D_3}{r_{э.н.}},$$

где D_3 – эквивалентная глубина расположения обратного провода в земле; $r_{э.н.}$ – эквивалентный радиус провода, учитывающий наличие внутреннего магнитного поля провода.

Активное сопротивление линии в схеме замещения нулевой последовательности равно сумме активного сопротивления провода r_n и сопротивления r_3 , учитывающего потери активной мощности в земле от протекающего в ней тока.

Таким образом, сопротивление линии «провод-земля» \dot{Z}_L вычисляется по формуле

$$\dot{Z}_L = r_n + r_3 + j0,1451g \frac{D_3}{r_{э.н.}}.$$

Сопротивление взаимной индукции проводов двух линий «провод-земля»

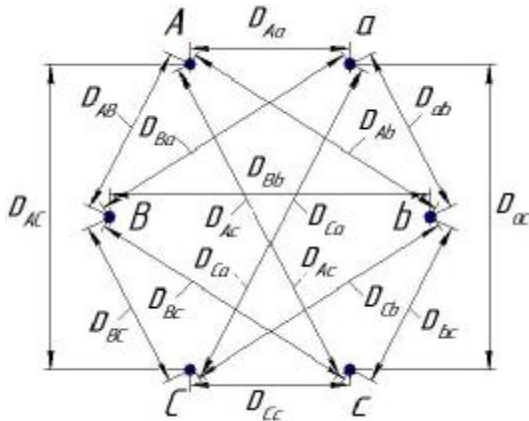
$$\dot{Z}_M = r_3 + j0,1451g \frac{D_3}{D},$$

где D – расстояния между двумя линиями «провод-земля».

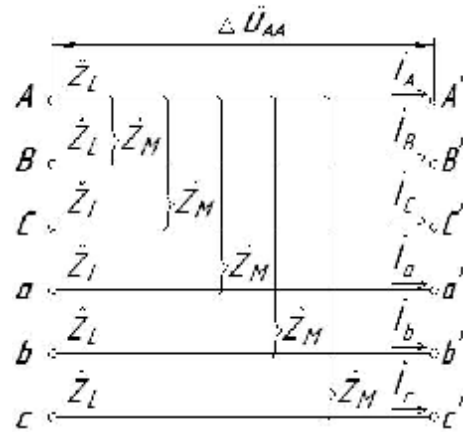
Сопротивление прямой последовательности одной цепи трехфазной двухцепной линии (рис. 2) можно определить исходя из схемы рис. 3. При этом падение напряжения на участке AA' (фаза А)

$$\Delta \dot{U}_{AA'} = \dot{Z}_L \dot{I}_A + \dot{Z}_M \dot{I}_B + \dot{Z}_M \dot{I}_C + \dot{Z}_M \dot{I}_a + \dot{Z}_M \dot{I}_b + \dot{Z}_M \dot{I}_c. \quad (1)$$

При делении полученного из выражения (1) значения падения напряжения в фазе А (участок AA') на протекающий в фазе ток \dot{I}_A можно определить сопротивление фазы А на заданном участке.



Р и с. 2. Двухцепная ВЛ



Р и с. 3. Исходная схема для двухцепной линии без тросов

Аналогично определяются сопротивления остальных фаз двухцепной линии. Получив, таким образом, сопротивления в фазах А, В, С одной цепи и фазах а, b, с другой цепи, находим сопротивление прямой последовательности каждой из цепей:

$$\dot{Z}_{1(I)} = \frac{1}{3}(\dot{Z}_A + \dot{Z}_B + \dot{Z}_C); \quad \dot{Z}_{1(II)} = \frac{1}{3}(\dot{Z}_a + \dot{Z}_b + \dot{Z}_c),$$

где $\dot{Z}_{1(I)}$, $\dot{Z}_{1(II)}$ – сопротивления прямой последовательности первой и второй цепи.

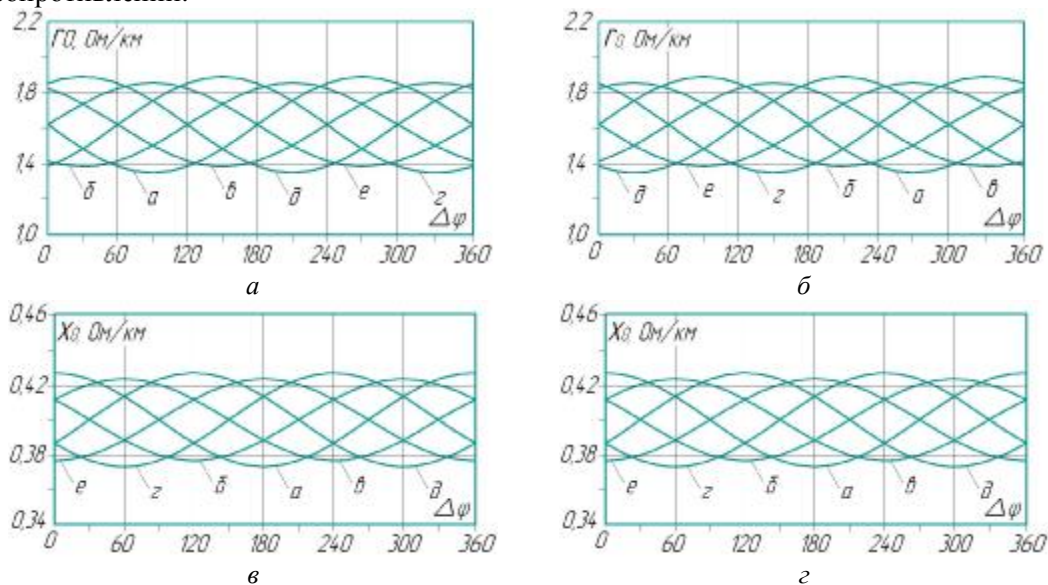
В том случае, если грозозащитный трос воздушной линии разрезан на отдельные участки, каждый из которых заземлен с одного конца, а с другого конца установлен искровой промежуток, трос из-за отсутствия контура для протекания токов не оказывает влияния на сопротивление линии.

В случаях, когда грозозащитные тросы многократно заземляются, в тросах наводятся токи, которые, в свою очередь, влияют на протекание токов в линии. Сумма токов прямой последовательности, протекающих по линии, близка к нулю; соответственно, ток в тросе, который к тому же протекает через заземлитель опоры ВЛ, практически равен нулю. Следовательно, в случае многократного заземления грозозащитного троса его влиянием на сопротивление линии можно пренебречь.

Используя приведенную выше методику, определим, каким образом может меняться удельное активное и индуктивное сопротивление цепей двухцепной линии электропередачи при изменении фазировки на опорах, как показано на рис. 1. Анализ изменения удельных сопротивлений проводится для линии 110 кВ с типом опор П110-2 и маркой провода АС 185/24; данная марка провода и тип опоры находят широкое применение в сетях 110 кВ.

В соответствии с режимом работы электроэнергетической системы по линии электропередачи могут передаваться как активная, так и реактивная мощности. В цепях отношения активной к реактивной мощности могут не совпадать, другими словами, каждой из цепей соответствует свой $\cos j$ (j является углом между векто-

рами напряжения и тока). Вектор напряжения в обеих цепях должен совпадать, так как это – необходимое условие для секционирования шин в распределительных устройствах на подстанциях. Следовательно, в зависимости от характера передаваемой по линии мощности меняется направление вектора тока, протекающего в цепи. Изменение направления векторов тока в цепях относительно друг друга отражается на взаимовлиянии цепей линии и вызывает изменение активного r_0 и индуктивного x_0 сопротивлений.



Р и с. 4. Зависимости удельных активного и реактивного сопротивлений цепей ВЛ от Δj при различных вариантах фазировки:

а, в – первая цепь линии; *б, г* – вторая цепь линии

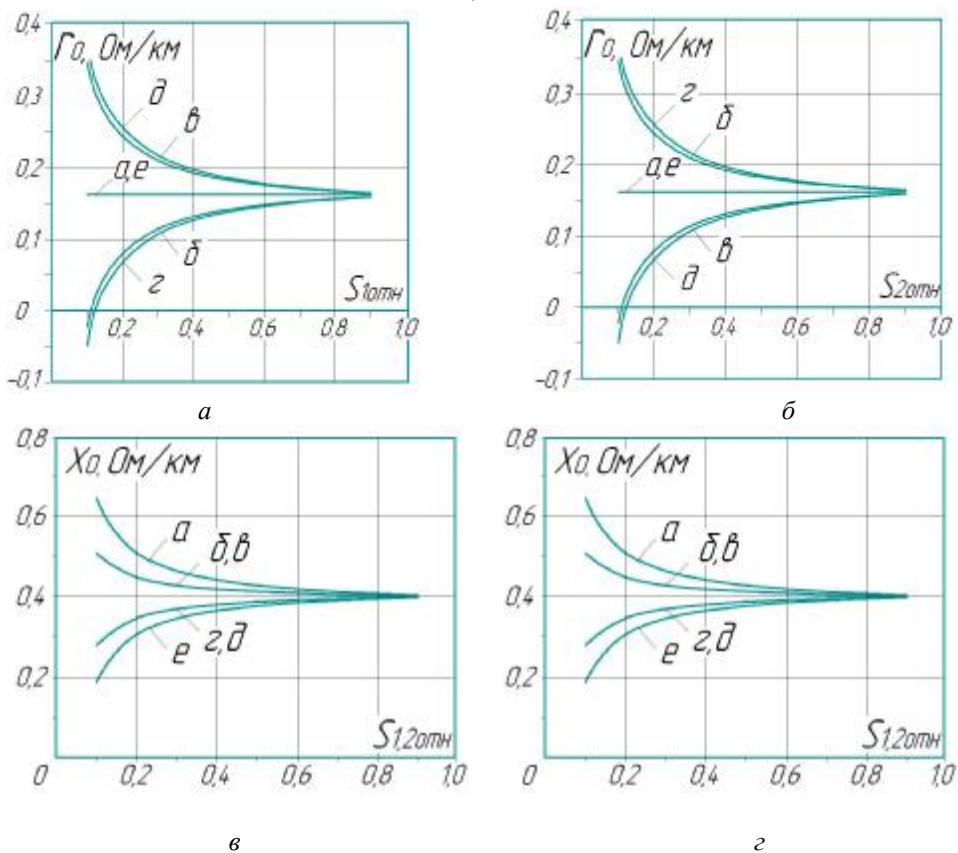
На рис. 4 показана зависимость сопротивления цепей от Δj . Как видно на рисунке, активное и индуктивное сопротивления цепей изменяются, при этом суммарное активное сопротивление линии неизменно, а суммарное индуктивное сопротивление линии также меняется. Зависимости (см. рис. 4) позволяют определить значения угла Δj , при которых один из вариантов фазировки (см. рис. 1) может быть более предпочтительным с позиции пропускной способности и возникающих на линии потерь электроэнергии.

Следует сказать, что в большинстве случаев на двухцепных ВЛ угол Δj изменяется незначительно и находится в пределах от -5^0 до 5^0 , при этом оптимальным по критерию пропускной способности является вариант *е* (см. рис. 1). Однако могут возникать режимы работы энергосистемы, при которых потоки мощности в цепях направлены встречно ($\Delta j \approx 180^0$); в этом случае предпочтительным является вариант *а* (см. рис. 1).

В электроэнергетической системе могут существовать режимы работы ВЛ, при которых распределение нагрузки по цепям двухцепной линии может быть неравномерным. Такой вариант характерен для распределительных ВЛ с отпайками. На распределительных линиях часто встречаются участки, на которых одна из цепей более

нагружена, чем другая. На рис. 5 изображены зависимости активного r_0 и реактивного x_0 сопротивлений от относительной мощности цепи при различных вариантах фазировки. Относительная мощность цепи $S_{отн}$ представляет собой отношение передаваемой по цепи мощности $S_{цепи}$ к суммарной мощности $S_{линии}$, передаваемой по двухцепной ВЛ.

$$S_{отн} = S_{цепи} / S_{линии}$$



Р и с. 5. Зависимости удельных активного и реактивного сопротивлений ВЛ от относительной мощности $S_{отн}$ при различных вариантах:

а, в – первая цепь линии; б, г – вторая цепь линии

Из анализа зависимостей (см. рис. 5) следует, что более нагруженная цепь оказывает существенное влияние на цепь с меньшей нагрузкой. Такое влияние не всегда учитывается в проектной практике и при эксплуатации электрических сетей, где в большинстве случаев при расчетах используют справочные значения сопротивлений. Так, например, при определенных соотношениях передаваемой мощности и соответствующем варианте фазировки удельные параметры цепи могут иметь и отрицательные значения. Это говорит о том, что более нагруженная цепь будет являться дополнительным источником ЭДС для цепи с меньшей нагрузкой. При равномерном распределении нагрузки по цепям линии суммарное активное сопротивление линии при всех вариантах расположения фаз на опоре остается неизменным, а суммарное индуктивное сопротивление изменяется в пределах десяти процентов.

Данные, полученные на основе приведенной в работе методики, позволяют сделать выводы о характере и степени взаимовлияния цепей двухцепной воздушной линии электропередачи при различных вариантах расположения фазных проводов на опоре и с учетом режима работы энергосистемы. В статье был рассмотрен режим работы энергосистемы, когда нагрузка, передаваемая по линии, была неравномерно распределена по цепям, а также режим, при котором каждой цепи соответствовал свой $\cos j$.

Анализ результатов расчета показал, что наиболее рациональным вариантом размещения проводов является вариант, представленный на рис. 1, *е*. Однако на практике в подавляющем большинстве случаев используется вариант рис. 1, *а*. Исследования также показали, что индуктивное сопротивление как линии, так и каждой цепи в отдельности может значительно меняться в зависимости от варианта фазировки и режима работы энергосистемы, а суммарное активное сопротивление двухцепной линии практически не меняется.

Рассмотренная в работе методика по определению удельных параметров цепей линии с учетом их взаимовлияния может быть использована при корректировке существующих режимов в энергосистемах, при строительстве новых воздушных линий, а также при реконструкции действующих ВЛ с целью повышения их эксплуатационных характеристик. Данная методика позволяет определять параметры двухцепных линий различных классов напряжения с учетом типов опор и марки провода.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Руководящие указания по релейной защите. Вып. 11. Расчеты токов короткого замыкания для релейной защиты и системной автоматики в сетях 110-750 кВ. – М.: Энергия, 1979.
2. Астахов Ю.Н., Веников В.А., Зуев Э.Н. Повышение пропускной способности за счет рационального размещения проводов двухцепных линий электропередачи // Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт. – 1965. – №6.
3. Взаимовлияние двухцепных воздушных линий и их воздействие на режим электрических систем / М.Ш. Мисриханов, В.А. Попов, Н.Н. Якимчук, Р.В. Медов // Электрические станции. – 2001 – №2.
4. Евдокунин Г.А., Чуйков Ю.В., Щербачев О.В. О целесообразном расположении фаз двухцепных воздушных линий для снижения пофазной несимметрии // Электрические станции. – 1980. – №3.

Статья поступила в редакцию 4 июля 2008 г.

UDC 621.311.1

ESTIMATION OF INTERFERENCE BETWEEN DOUBLE-CIRCUIT AERIAL POWER LINES

*A.A. Almendeev*¹

Samara State Technical University
244, Molodogvardeyskaya str., Samara, 443100

Interference of double-circuit aerial power lines is considered, method to determine active and inductive resistances of lines is shown, dependence of modifying specific parameters of lines from power system operating mode is shown.

Key words: *overhead transmission line, active resistance, inductive reactance, индуктивное сопротивление, phasing*

¹ *Andrey A. Almendeev, Postgraduate student.*

К ВОПРОСУ О ПОГРЕШНОСТЯХ ИЗМЕРЕНИЙ ПРИ ТЕХНИЧЕСКОЙ ДИАГНОСТИКЕ ЭЛЕКТРОУСТАНОВОК

***Р.А. Гайнуллин¹, И.А. Косорлуков¹, Т.В. Боброва¹, И.С. Засыпкин²,
В.С. Поляков³***

¹ Самарский государственный технический университет
443100, Самара, ул. Молодогвардейская, 244

² ОАО «Самарский завод «Электрощит»
443048, Самара, п. Красная Глинка СТД

³ ООО «Единая система диагностики», г. Санкт-Петербург
194021, Санкт-Петербург, ул. Хлопина, д.3, оф.15

Исследованы процессы получения и передачи информации о параметрах режимов, на основе которых производится техническая диагностика состояния электрических сетей и систем электроснабжения; даны рекомендации по снижению погрешностей в устройствах измерения, преобразования, регистрации и передачи информации при реализации процедур технической диагностики.

Ключевые слова: погрешности измерений, техническая диагностика, электротехнические комплексы, системы электроснабжения

Повышение надежности электротехнических комплексов и систем электроснабжения (ЭССЭ) в значительной мере связано с реализацией эффективной технической диагностики [1], прежде всего, по параметрам нормальных и аварийных режимов электроустановок, контролю состояния их изоляции и др. Большинство аварий связано с нарушениями изоляции и другими повреждениями вращающихся электрических машин и трансформаторов. В сетях с изолированной нейтралью они, как правило, провоцируются или сопровождаются однофазными замыканиями на землю и наиболее часто инициируются перегревом обмоток, являющимся следствием перегрузок электрических машин. Обычно электрическому пробую предшествует достаточно длительный процесс старения изоляции, и только на завершающей стадии пробой развивается сравнительно быстро. Поэтому анализ разнообразных электромагнитных помех (ЭМП) в виде перенапряжений [1-3], а также токов КЗ и перегрузок наряду с непрерывным контролем состояния изоляции и теплового режима электроустановок позволяет реализовать процедуры технической диагностики и оценки технического состояния ЭССЭ [1]. Это способствует снижению вероятности внезапных повреждений и обеспечивает возможность предотвращения развития более тяжелых аварий.

Техника регистрации и анализа ЭМП использует в современных условиях микропроцессорную элементную базу, имеющую широкие функциональные возможности.

Гайнуллин Рим Ахатович, кандидат технических наук, доцент.

Косорлуков Игорь Андреевич, студент

e-mail: aees@rambler.ru

Боброва Татьяна Владимировна, аспирант.

Засыпкин Иван Сергеевич, менедже.

Поляков Валерий Сергеевич, кандидат технических наук, доцент, главный специалист.

сти в части предупредительного действия с установлением места возникновения развивающегося повреждения.

В последнее время достигнут значительный прогресс в создании и внедрении измерительных устройств, построенных на оптических принципах, и средств передачи информации по оптоволоконным линиям. Однако вследствие их значительной стоимости и необходимости применения сложных устройств преобразования сигналов (кодирования на передающем и декодирования на приемном концах линии связи) можно с большой уверенностью считать, что ключевыми элементами преобразования сигналов здесь по-прежнему остаются электромагнитные измерительные трансформаторы напряжения (ТН) и тока (ТТ), а также разнообразные делители, в том числе емкостные (ЕД), омические (ОД) и др.

В этих условиях для автоматизации процессов управления и контроля параметров ЭССЭ, защиты от перенапряжений, релейной защиты и автоматики (РЗА), а также осциллографирования и регистрации напряжений и токов в нормальных и аварийных режимах наибольшее значение имеет требование преобразования и передачи первичных сигналов во вторичные цепи с контролируемой погрешностью. Реализация этих процедур с помощью ТН, ТТ и др. является важной и актуальной научно-технической проблемой, а научно обоснованные предложения, выводы и рекомендации, способствующие ее решению, могут быть полезными для решения большого круга названных выше задач [2, 4].

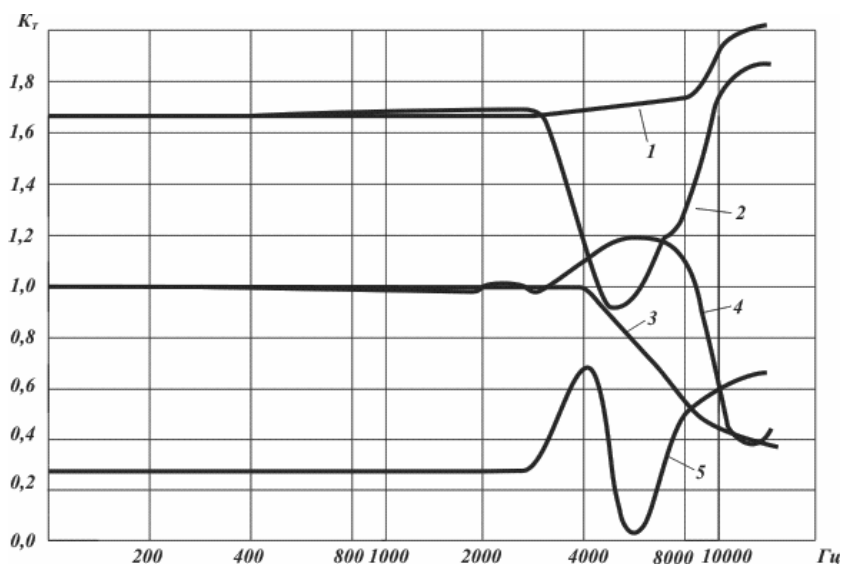
В экспериментальных исследованиях коммутационных и атмосферных перенапряжений, воздействующих на электроустановки ЭССЭ [1-3], устройства измерений и регистрации (УИР) присоединяются к сетям 6-220 кВ ЭССЭ через ТН и ЕД, а также с помощью естественных емкостей (в основном в сетях 110 кВ и выше) таких электроустановок ЭССЭ, как конденсаторы связи, проходные изоляторы, экраны вторичных обмоток ТТ и т.д. Использование нестандартных устройств и, в частности, специальных конденсаторов как дополнительных аппаратов в главных схемах соединений подстанций нежелательно, так как они могут привести к увеличению числа аварийных ситуаций при их повреждениях. Поэтому при оценке технического состояния и анализе перенапряжений в сетях ЭССЭ с изолированной нейтралью предпочтение отдается измерительным ТН.

При этом необходимо представлять причины и области появления возможных погрешностей измерений, которые возникают, прежде всего, из-за зависимости коэффициентов трансформации ТН от частоты, отчетливо заметной при резонансных явлениях в обмотке высокого напряжения при наличии высших гармонических составляющих в измеряемом напряжении. Ее большая индуктивность и емкости между витками и землей образуют несколько колебательных контуров, в которых и возникают резонансные явления. Другими причинами являются насыщение стали магнитной системы при повышенном напряжении, поверхностный эффект, все более проявляющийся с ростом частоты, и др.

Сказанное выше можно иллюстрировать (рис. 1) частотными характеристиками коэффициентов трансформации $K_T = U_2/U_1$ для ТН 6, 10, 35 кВ [2] часто встречающихся типов НОМ и НТМИ. Характеристики, представленные на рис. 1, в диапазонах от 50 до 3000-4000 Гц имеют практически постоянный коэффициент трансформации. Эти диапазоны соответствуют частотам гармоник напряжения в переходных процессах при дуговых замыканиях на землю, коммутациях линий и ненагруженных трансформаторов, а также при феррорезонансных явлениях. При этом погрешно-

сти, вносимые ТН, в худших случаях не превосходят 5% по амплитуде, что вполне соответствует общепринятым уровням анализа перенапряжений, используемым при оценке технического состояния электроустановок ЭССЭ.

Насыщение стали ТН, искажающее форму измеренных напряжений в сетях с изолированной и заземленной нейтралью через дугогасящий реактор, необходимо рассматривать с учетом того, что внутренние перенапряжения, как правило, содержат составляющую 50 Гц и составляющие значительно более высоких частот (до 10 и более кГц), которые определяются коммутационными процессами. Причиной их появления, прежде всего, следует считать вакуумные выключатели, для которых характерны высокие скорости коммутаций и, как следствие, неограниченный рост перенапряжений. Необходимо также отметить процессы при однофазных дуговых замыканиях (ОДЗ), связанные с возникновением электрической дуги и восстановлением электрической прочности дугового промежутка после погасания дуги и восстановления напряжения на этом промежутке. Соревновательный характер этих двух факторов определяет появление повторных зажигания дуги. При повторных зажиганиях дуги перенапряжения на здоровых фазах достигают уровня порядка $3,5 \cdot U_{\text{фн}}$, где $U_{\text{фн}}$ – амплитудное значение фазного напряжения, что превышает уровень электрической прочности изоляции наиболее ответственных электроустановок – электрических двигателей (ЭД).

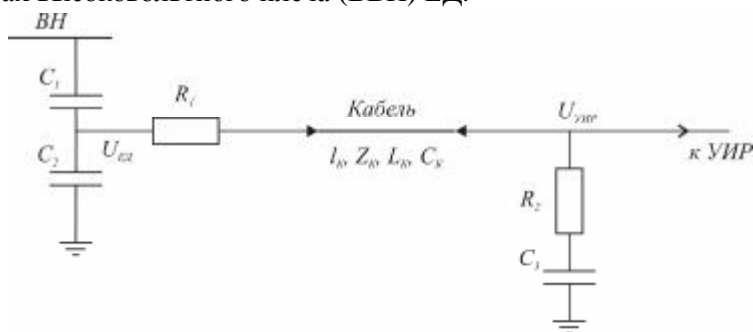


Р и с. 1. Кривые зависимости коэффициента трансформации от частоты для трансформаторов напряжения:
1 – НОМ-6; 2 – НТМИ-6; 3 – НОМ-10; 4 – НТМИ-10; 5 – ЗНОМ-35

Для обеспечения ЭМС электрооборудования ЭССЭ и, прежде всего, ЭД необходимо построение системы защиты от перенапряжений, в частности, с помощью нелинейных ограничителей перенапряжений, высоко- и низкоомных резисторов и др. Они позволяют добиться снижения кратностей перенапряжений до уровней $2,2 \div 2,5 \cdot U_{\text{ф}}$, где $U_{\text{ф}}$ – действующее значение фазного напряжения. Эти значения, как правило, не приводят к существенным погрешностям из-за насыщения стали. Поэтому ТН 6÷35 кВ можно использовать для анализа внутренних

перенапряжений, возникающих в ЭССЭ при дуговых и металлических замыканиях на землю, феррорезонансных явлениях, коммутациях воздушных и кабельных линий современными коммутационными аппаратами при наличии защиты от перенапряжений [2, 3].

Однако в худших случаях здесь целесообразно использовать различные типы ЕД. Упрощенная схема присоединения УИР к ЕД представлена на рис. 2. При этом учитывается, что в областях высоких частот, характерных для атмосферных и коммутационных перенапряжений, особенно тех, которые обусловлены работой современных коммутационных аппаратов, и в некоторых других случаях ЕД имеют более благоприятные частотные характеристики с практически постоянными коэффициентами преобразования сигналов. Их отличают сравнительная простота конструкции, отсутствие необходимости мероприятий по отводу тепла, выделяющегося в активных элементах высоковольтного плеча (ВВП) ЕД.



Р и с. 2. Схема присоединения УИР к высоковольтному ЕД

В идеализированной схеме рис. 2 при появлении на НВП ЕД прямоугольного импульса напряжения $v_{ЕД}(t) = U_{ЕД}$. Теперь для напряжений $v_{ЕД}(t)$ и на входе УИР $v_{УИР}(t)$, соответственно, можно записать операторные выражения $V_{ЕД}(p) = U_{ЕД}/p$ и

$$V_{УИР}(p) = \frac{R_2 + \frac{1}{p \cdot C_3}}{p \cdot (R_1 + R_2 + \frac{1}{p \cdot C_2} + \frac{1}{p \cdot C_3})} \quad (1)$$

Для упрощения анализа можно положить $R_1 = R_2 = Z_k$ и $C_2 = C_3$. Теперь после преобразований можно записать: $V_{УИР}(p) = \frac{1}{2} \cdot V_{ЕД}(p)$ и $v_{УИР}(t) = \frac{1}{2} \cdot U_{ЕД}$.

Таким образом, при приходе со стороны ВВП прямоугольного импульса напряжение на УИР $v_{УИР}(t)$ будет иметь ту же форму с амплитудой, уменьшенной в соответствии с коэффициентом деления ЕД. Это в первом приближении является подтверждением отсутствия искажения сигналов.

Причина основной погрешности ЕД – разряд емкости низковольтного плеча (НВП) за счет тока, протекающего при работе устройства измерения и регистрации (УИР). Эту погрешность можно существенно уменьшить, увеличив по возможности емкость ВВП и входное сопротивление УИР, а также, соответственно, постоянную времени T разряда НВП $T \approx (C_1 + C_2 + C_K + C_3) \cdot R_{вх\ УИР}$ [3].

Еще одной существенной причиной погрешности ЕД является влияние паразитных емкостей на соседние фазы, которое становится заметным при емкости ВВП < 250 пФ, что характерно для случая, когда в качестве ВВП используется гирлянда подвесных изоляторов. Однако, как правило, оказывается возможным увели-

чение этой емкости, например, при использовании специальных высоковольтных конденсаторов и других технических решений. Анализ показывает, что при этом названный вид погрешности можно не учитывать [2, 3].

Обязательным условием при использовании ЕД является также проверка на отсутствие повышения интенсивности частичных разрядов, а на напряжениях 110 кВ и выше – на отсутствие короны.

Одним из наиболее важных аспектов обеспечения контролируемой погрешности и точности УИР является проблема погрешностей, характерных для тех случаев, когда УИР удалено от ЕД и передача информации производится на некоторое геометрическое расстояние ℓ по кабелю с физической длиной ℓ_k , в большинстве своем превышающей названное расстояние ($\ell_k > \ell$). Проведем подробный анализ их причин, а также дадим обоснование путей и рекомендаций по их ограничению и устранению.

Прежде всего, необходимо обратить внимание на очевидную рекомендацию: при организации передачи сигналов длина кабеля ℓ_k должна быть как можно ближе к кратчайшему геометрическому расстоянию ℓ между источником и приемником. Также очевидна констатация следующего факта: чем больше ℓ_k , тем в большей мере проявляются волновые процессы, возникающие при преломлении и отражении электромагнитных сигналов, распространяющихся по кабелю.

Как правило, это становится заметным, когда, например, передача управляющей информации и измеренных сигналов, которые располагаются в широком частотном диапазоне, производится на значительные расстояния при соответствующих длинах кабелей $\ell_k \sim 50 \div 100$ м и более. Отметим, что влияние этих процессов можно практически полностью исключить включением согласующих сопротивлений R_1 и R_2 , равных волновому сопротивлению Z_k . Совершенно очевидно отсутствие необходимости в сопротивлениях R_1 и R_2 при малых значениях ℓ_k .

Кроме того, одними из наиболее значимых являются так называемые резонансные погрешности, которые возникают при приближении спектра частот колебаний сигнала к собственной резонансной частоте f_0 схемы (рис. 2) присоединения УИР к ЕД. Задавая возможную верхнюю границу спектра передаваемых сигналов по частоте, можно приближенно найти оценку максимальной длины ℓ_k соединительного кабеля для конкретного значения f_0 . Следует констатировать, что при меньших длинах ℓ_k резонансных погрешностей измерений практически не будет.

Для решения этой задачи в первом приближении исключим из схемы согласующие сопротивления R_1 и R_2 , что, как показывает анализ [3], мало повлияет на значение резонансной частоты в схеме рис. 2, но существенным образом упростит анализ. Представляя соединительный кабель П-образной схемой замещения (см. рис. 2), можно определить ее параметры в следующем виде: индуктивность $L_k = Z_k \cdot \tau$ и емкость $C_k = \tau / Z_k$, где

Z_k – полное волновое сопротивление кабеля, которое приближенно можно считать не зависящим от частоты;

$\tau = \ell_k / \mathbf{n}$ – время пробега волны по кабелю длиной ℓ_k ,

\mathbf{n} – скорость распространения волны по конкретному кабелю, известная из справочной литературы.

Теперь в соответствии со схемой рис. 2 f_0 можно приближенно найти с помощью хорошо известного выражения

$$f_0 = \omega_0 / 2 \cdot \pi = 1 / (2 \cdot \pi \cdot \sqrt{L_k \cdot C_{\text{эк}}}), \quad (2)$$

где $C_{\text{ЭК}}$ определяется в виде

$$C_{\text{ЭК}} = (C_1 + C_K / 2) \cdot (C_2 + C_K / 2) / (C_1 + C_2 + C_K). \quad (3)$$

Из выражения (2) с учетом (3) имеем

$$L_K \cdot C_{\text{ЭК}} = \frac{L_K \cdot \left(C_1 + \frac{C_K}{2}\right) \cdot \left(C_2 + \frac{C_K}{2}\right)}{C_1 + C_2 + C_K} = \frac{1}{\pi^2 \cdot f_0^2 \cdot 4}. \quad (4)$$

Учитывая в (4) выражения для L_K и C_K через время пробега сигнала τ , запишем:

$$\frac{Z_K \cdot \mathbf{1}_K}{n} \cdot \frac{\left(C_1 + \frac{\mathbf{1}_K}{Z_K \cdot n \cdot 2}\right) \cdot \left(C_2 + \frac{\mathbf{1}_K}{Z_K \cdot n \cdot 2}\right)}{C_1 + C_2 + \frac{\mathbf{1}_K}{Z_K \cdot n}} = \frac{1}{p^2 \cdot f_0^2 \cdot 4}. \quad (5)$$

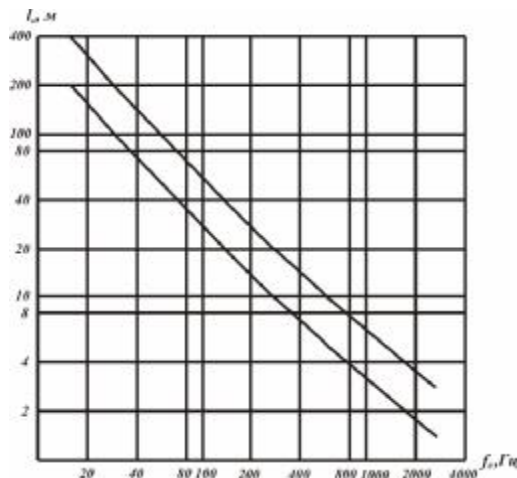
Преобразуя (5), получаем кубическое уравнение относительно переменной длины кабеля ℓ_K :

$$\mathbf{1}_K^3 \frac{1}{Z_K \cdot n^3 \cdot 4} + \mathbf{1}_K^2 \frac{C_1 + C_2}{n^2 \cdot 2} + \mathbf{1}_K \left(\frac{Z_K \cdot C_1 \cdot C_2}{n} - \frac{1}{Z_K \cdot n \cdot p^2 \cdot f_0^2 \cdot 4} \right) - \frac{C_1 + C_2}{p^2 \cdot f_0^2 \cdot 4} = 0, \quad (6)$$

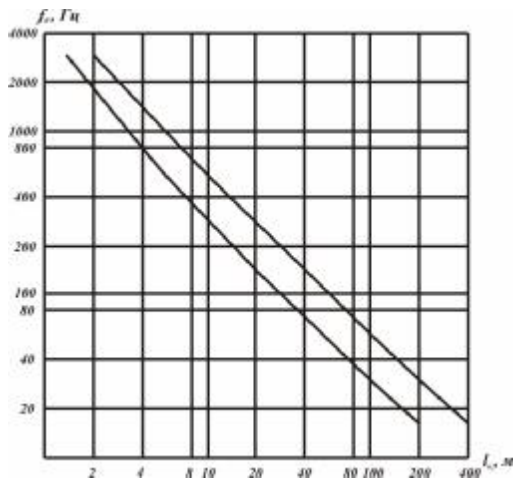
которое в канонической форме может быть представлено в виде

$$\mathbf{1}_K^3 + a \cdot \mathbf{1}_K^2 + b \cdot \mathbf{1}_K - c = 0. \quad (7)$$

$$\text{Здесь } a = (C_1 + C_2) \cdot Z_K \cdot n \cdot 2; \quad b = Z_K \cdot (C_1 \cdot C_2) \cdot Z_K \cdot n^2 \cdot 4 - \frac{n^2}{p^2 \cdot f_0^2}; \quad c = \frac{(C_1 + C_2) \cdot Z_K \cdot n^3}{p^2 \cdot f_0^2}.$$



Р и с. 3. Зависимость допустимых длин кабеля от частоты:
а – при $C_1 \geq 100$ пФ; б – при $C_1 < 100$ пФ



Р и с. 4. Зависимость частоты от заданных длин кабеля:
а – при $C_1 \geq 100$ пФ; б – при $C_1 < 100$ пФ

Анализ показывает [4], что данное уравнение имеет два сопряженных комплексных и один вещественный корень, что позволяет считать его истинным решением поставленной выше задачи по приближенному определению верхней оценки длины кабеля при заданной наибольшей частоте спектра сигнала, измеряемого с помощью ЕД. На рис. 3 представлены кривые допустимых длин $\ell_K = \Phi$

(f_0). Они получены путем решения уравнений (6, 7) при отсутствии согласующих сопротивлений R_1 и R_2 для различных диапазонов емкости ВВП C_1 : а) $C_1 \geq 100$ пФ, б) $C_1 < 100$ пФ.

Решение данной задачи может быть выполнено более простыми неаналитическими методами, основанными на графической или численной обратной интерполяции. Сущность этого подхода заключается в построении зависимости (рис. 4) для определения резонансной частоты $f_0 = F(\ell_k) =$ по выражению (2) в виде, использующем подстановки, показанные в (5):

$$f_0 = F(\mathbf{1}_k) = \sqrt{\frac{v \cdot \left(C_1 + C_2 + \frac{\mathbf{1}_k}{Z_k \cdot v} \right)}{\pi^2 \cdot Z_k \cdot \mathbf{1}_k \cdot \left(C_1 + \frac{\mathbf{1}_k}{Z_k \cdot v \cdot 2} \right) \cdot \left(C_2 + \frac{\mathbf{1}_k}{Z_k \cdot v \cdot 2} \right) \cdot 4}}. \quad (8)$$

В выражении (8) названная функциональная зависимость однозначно определяет значение f_0 по заданной длине кабеля ℓ_k , поскольку отрицательное значение корня по определению можно отбросить. При этом функция F является обратной по отношению к введенной выше Φ , то есть $\Phi = F^{-1}$ и, следовательно, ее значения могут быть найдены с помощью процедур обратной интерполяции или графически, или численно с помощью интерполяционных полиномов Ньютона, Лежандра и т.д. [5]. При практическом применении данный способ, несколько проигрывая в точности предыдущему аналитическому, оказывается более удобным.

Для контроля предложенных приближенных способов определения граничных значений длин кабелей и резонансных частот численными методами были проведены аналогичные решения, выполненные для ℓ_k с учетом $R_1 = R_2 = Z_k$. Они дают значения, превышающие данные рис. 3 не более, чем на 5%. Аналогичные результаты вычислений по формуле (8) дают снижение f_0 за счет учета согласующих сопротивлений на ту же величину. Это позволяет считать, что результаты, представленные на рис. 3, определены с соответствующим запасом и обеспечивают подавление резонансных погрешностей.

В работе УИР, особенно при малых по величине сигналах, заметными также оказываются погрешности, обусловленные электромагнитным влиянием близко расположенных к кабелю силовых токоведущих проводов. Эти погрешности можно снизить, применяя экранирование, а также повышая напряжение передаваемых сигналов увеличением емкости НВП и соответствующим его снижением с помощью дополнительного делителя непосредственно в УИР. Так, например, в [2] напряжения на НВП и в кабеле были на уровне ~ 200 В, а непосредственно в УИР составляли $\sim 20 \div 30$ В.

Выводы.

1. При реализации технической диагностики в части оценки состояния изоляции электроустановок, прежде всего, по параметрам нормальных и аварийных режимов необходим эффективный контроль погрешностей при преобразовании и передаче информации.

2. Исследованы погрешности, возникающие в электромагнитных измерительных трансформаторах и емкостных делителях, а также линиях связи, обеспечивающих передачу информации к устройствам контроля, измерения и регистрации.

3. Даны рекомендации по оценке и снижению погрешностей в ТН, линиях передачи информации и УИР.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Гольдштейн В.Г., Хренников А.Ю. Техническая диагностика, повреждаемость и ресурсы силовых и измерительных трансформаторов и реакторов. – М.: Энергоатомиздат, 2007. – 256 с.
2. Перенапряжения в сетях 6-35 кВ / Ф.А. Гиндуллин, В.Г. Гольдштейн, А.А. Дульзон, Ф.Х. Халилов.– М.: Энергоатомиздат, 1989. – 192 с.
3. Половой И.Ф., Михайлов Ю.А., Халилов Ф.Х. Внутренние перенапряжения на изоляции высокого и сверхвысокого напряжения. – Л.: Энергоатомиздат, 1989. – 450 с.: ил.
4. Анго А. Математика для электро- и радиоинженеров. – М.: Наука, 1967. – 780 с.: ил.
5. Демидович Б.П., Марон И.А. Основы вычислительной математики. – М.: Физматгиз, 1963. – 534 с.

Статья поступила в редакцию 3 июля 2008 г.

UDK 621.316

MEASUREMENT ERRORS WHILE TECHNICAL DIAGNOSTICS OF ELECTRICAL INSTALLATIONS

**R.A. Gaynullin¹, I.A. Kosorlukov¹, T.V. Bobrova¹, I.S.Zasiypkin²,
V.S.Polyakov³**

¹ Samara State Technical University
244, Molodogvardeyskaya str., Samara, 443100

² “Electroshield” plc, Samara
443048, Samara, Krasnaya Glinka community

³ “Unified diagnosis system”, LLC.
194021, St-Peterburg, Hlopina st, 3, of. 15

In the article processes of receiving and transmitting of network characteristics are analyzed. Technical diagnostics of electric network and power supply systems conditions are carried out based on the above results. Recommendations for lowering error rate in measuring, registering and transmitting devices while carrying out technical diagnostics are given

Key words: *measurement accuracy, technical diagnosis, electrical complexes, power-supply system*

Rim .A. Gaynullin, Candidate of Technical Sciences, Associate professor

Igor A. Kosorlukov, student

e-mail: aees@rambler.ru

Tatyana V. Bobrova, Postgraduate student

Ivan S. Zasiypkin, manager

Valeriy S. Polyakov, Candidate of Technical Sciences, Associate professor

СИСТЕМА АВТОМАТИЧЕСКОГО УПРАВЛЕНИЯ ПОДАЧЕЙ ШПИНДЕЛЬНОГО УЗЛА МНОГООПЕРАЦИОННОГО СТАНКА

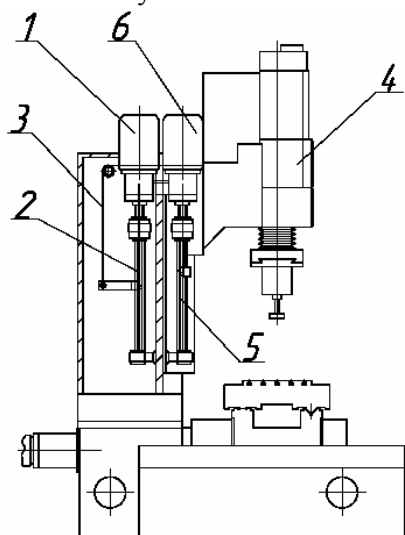
*С.И. Захаров*¹

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

Рассмотрена система автоматического управления движением и позиционированием шпиндельного узла прецизионного координатно-расточного станка, оснащенного системой динамической разгрузки.

Ключевые слова: многооперационный, динамическая разгрузка, осцилляция, шпиндельный узел, передаточная функция

Экономические и технические возможности в развитии станкостроения формируют новые подходы к расширению функционального назначения станков. Это касается и координатно-расточных станков с беспинольным шпиндельным узлом (ШУ). Обладая высокой жесткостью, он способен кроме лезвийной обработки выполнять и прецизионное шлифование при осцилляции ШУ с частотой 3-5 Гц, что позволяет увеличить точность и производительность станка на 25÷30%. Необходимость осцилляции ШУ требует замены статической разгрузки с помощью противовеса динамической, исключающей удары при изменении направления движения (реверсе) ШУ.



В работе рассматривается вариант электро-механической разгрузки ШУ. Её схема показана на рис. 1 и включает электропривод 1 с шариковинтовой парой (ШВП) 2 и связанной со ШУ 4 тросовым соединением 3. Привод подачи ШУ 4 состоит из электропривода 6 и ШВП 5. Таким образом, привод ШУ реализует подачу ШУ и преодолевает трение в направляющих и усилия при выполнении технологических операций. Привод динамической разгрузки компенсирует вес ШУ и его динамические составляющие при пуске, торможении и реверсе.

Структурная схема предлагаемой системы управления показана на рис. 2 и состоит из канала управления перемещением ШУ и канала динамической разгрузки. Канал управления перемещением ШУ включает в себя контур тока, контур скорости, контур положения. Канал динамической разгрузки замкнут по току и скорости.

Системы управления приводами подач ШУ и динамической разгрузки (ДР) по-

Р и с. 1. Общий вид станка с системой разгрузки ШУ

¹Захаров Сергей Игоревич, аспирант.
E-mail: Sergey.929@mail.ru

строены по принципу систем подчиненного регулирования [1] и настроены на технический оптимум с учетом противо-ЭДС двигателей. При анализе регулятора тока в канале динамической разгрузки особое внимание уделяется влиянию инерционной составляющей ШУ, которая определяется передаточной функцией, связывающей угол поворота $\varphi(p)$ и $M(p)$.

$$W_{\text{конт1}}(p) = \frac{\varphi(p)}{M(p)} = \frac{\frac{1}{K_{MF}} \frac{1}{mp^2} i_{p1}}{1 + \frac{1}{K_{MF}} \frac{1}{mp^2} i_p J_{\text{дв}} p^2} = \frac{1}{J p^2 \left[\frac{K_{MF} m}{J \cdot i_p} + 1 \right]}. \quad (1)$$

Здесь K_{MF} – коэффициент, связывающий M с силой F , m – масса ШУ, i_{p1} – коэффициент передачи редуктора, J – момент инерции двигателя.

Для синтеза контура тока передаточная функция связи тока двигателя и силового преобразователя примет вид

$$W_{\text{конт2}}(p) = \frac{I(p)}{U_{\text{ТП}}(p)} = \frac{T_{M1} p}{R_{\text{Я}} [T_{\text{Я}} T_{M1} p^2 + T_{M1} p + 1]}, \quad (2)$$

где $T_{M1} = T_M \left[\frac{K_{MF} m}{J \cdot i_p} + 1 \right]$ – эквивалентная электромеханическая постоянная времени двигателя с учетом массы ШУ, T_M – электромеханическая постоянная времени электродвигателя.

При этом передаточная функция регулятора тока имеет вид

$$W_{\text{РТ}}(p) = \frac{R_{\text{Я}} (T_{M1} T_{\text{Я}} p^2 + T_{M1} p + 1)}{2T_{\text{ТП}} p K_{\text{ТП}} T_{M1} p K_{\text{ДТ}}}, \quad (3)$$

а передаточная функция регулятора скорости запишется как

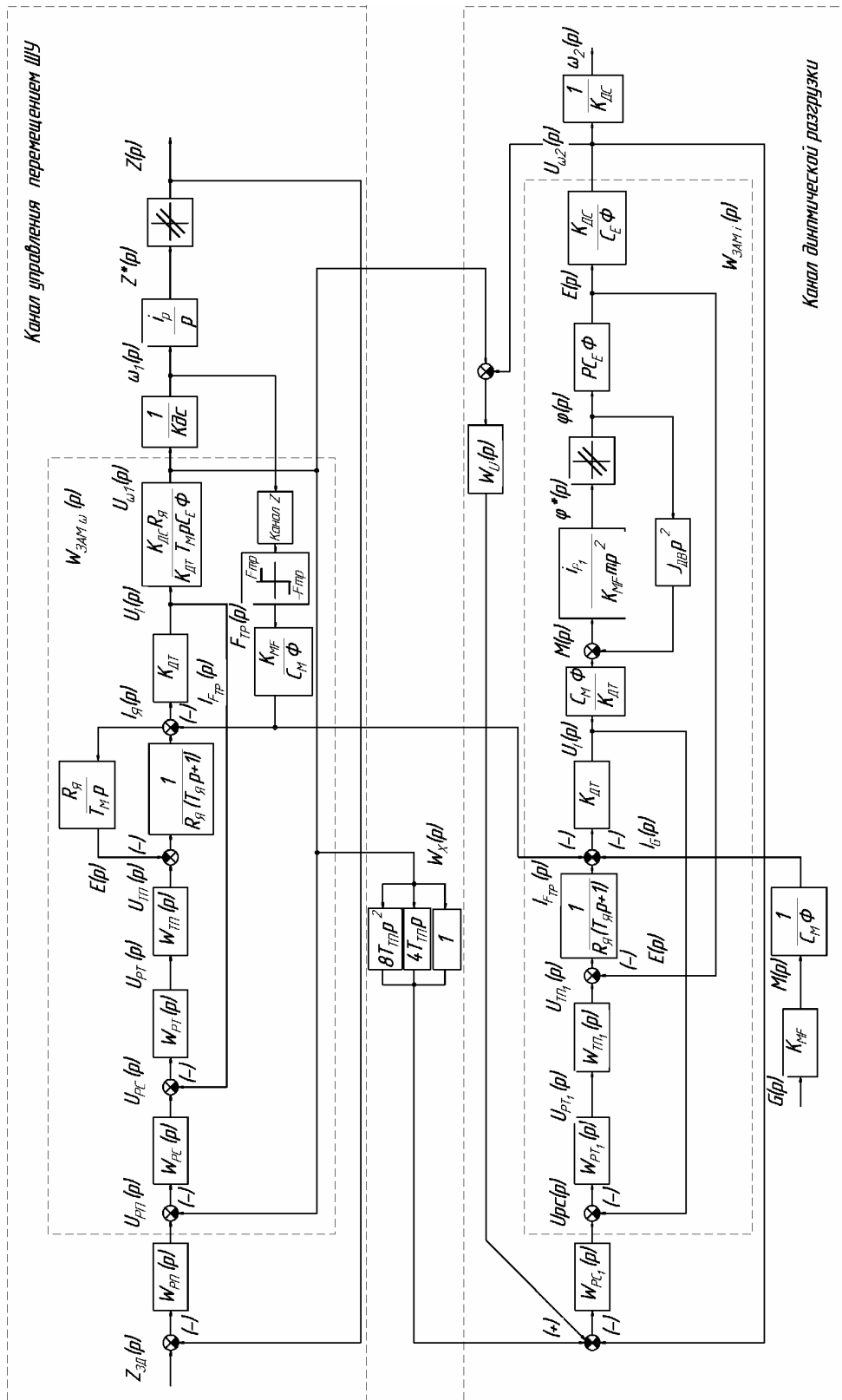
$$W_{\text{РС}}(p) = \frac{K_{\text{ДТ}} T_{M1} C_e \Phi}{4T_{\text{ТП}} R_{\text{Я}} K_{\text{ДС}}} = K_{\text{РС}}. \quad (4)$$

В (3) и (4) обозначено: $K_{\text{ТП}}$, $T_{\text{ТП}}$ – коэффициент передачи и постоянная времени тиристорного преобразователя. Постоянная $T_{\text{ТП}}$ принята как малая постоянная времени; $K_{\text{ДТ}}$ – коэффициент передачи датчика тока.

На контур тока воздействуют следующие помехи: изменение силы трения при движении ШУ и нагрузка $G(p)$ от веса ШУ.

Аналогично построена САУ подачи ШУ, в которой добавлен регулятор положения, обеспечивающий точное позиционирование ШУ как при лезвийной обработке заготовки, так и при её шлифовании. В контуре тока учтены действие силы трения, знак которой зависит от направления движения ШУ, и величина усилия трения, приложенного к направляющим, по которым происходит его качение. Это величина определяется экспериментально.

Сигналом задания для САУ подачи ШУ, поступающим с устройства ЧПУ, является перемещение $Z_{\text{ЗД}}$, для САУ динамической разгрузки – сигнал ТГ, т.е. сигнал с



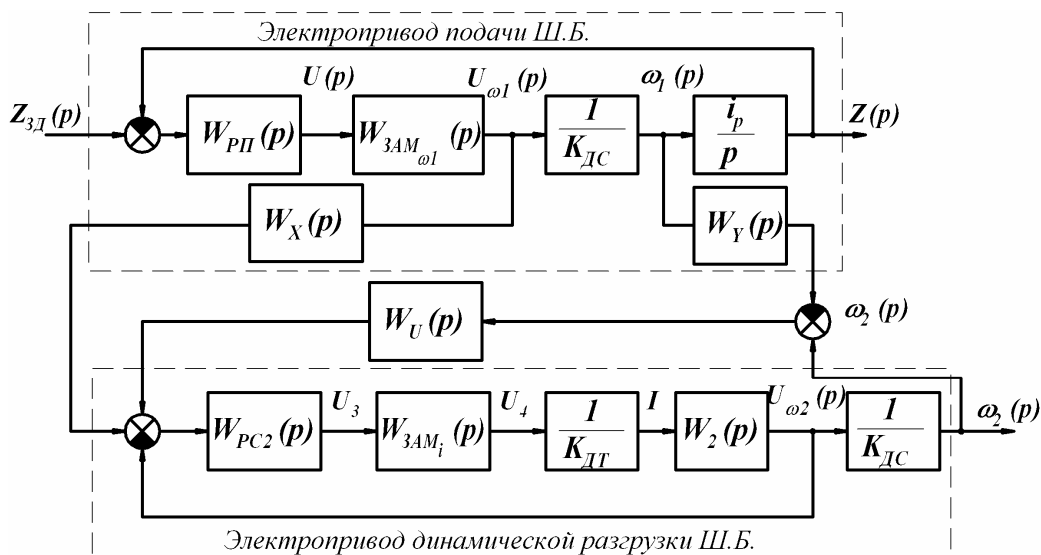
Р и с. 2. Структурная схема автоматического управления разгрузкой ШУ

датчика $K_{ДС}(U_\omega)$. Цель системы – поддерживать равенство скоростей $\omega_1(p)$ и $\omega_2(p)$ при одной и той же кинематической цепи приводов либо обеспечить постоянство отношения скоростей при различных кинематических цепях, что разгружает ШУ и устраняет недопустимые нагрузки на узлы станка.

Для решения поставленной задачи необходимо синтезировать звено, обеспечивающее синхронизацию приводов, т.е. обеспечить $\Delta\omega = \omega_1 - \omega_2 = 0$ или Δw , равное минимально допустимой величине, определяемой допустимой нагрузкой на узлы станка.

Расчет упомянутой передаточной функции, обозначенной как $W_X(p)$, осуществляется в два этапа. На первом этапе определяется $W_X(p)$ без учета действия силы трения в каналах, поскольку учет нелинейностей и связность двух контуров делает задачу трудноразрешимой чисто аналитическим способом. На втором этапе уточняются параметры $W_U(p)$ методом имитационного моделирования.

Для решения задачи на первом этапе сведем структурную схему рис. 2 к схеме, показанной на рис. 3. Здесь введем следующие обозначения: $W_{РП}(p)$, $W_{ЗАМ\omega}(p)$ – передаточные функции регулятора положения и замкнутого контура по скорости канала подачи ШУ; $W_{РС}(p)$, $W_{ЗАМi}(p)$ – передаточные функции регулятора скорости и замкнутого контура по току электродвигателя канала динамической разгрузки ШУ. На схеме также обозначены $K_{ДС}$, $K_{ДТ}$, i_p – коэффициенты передачи датчика скорости, тока в каналах подачи и разгрузки ШУ и коэффициент передачи редуктора в канале подачи ШУ.



Р и с. 3. Упрощенная структурная схема автоматического управления разгрузкой ШУ

Передаточная функция $W_2(p) = \frac{R_Я K_{ДС}}{T_{M1} C_e \Phi}$ учитывает инерцию при переходе от тока якоря двигателя разгрузки к частоте вращения. Расчет $W_X(p)$ выполняется из

условия обеспечения равенства $U_{\omega_1} = U_{\omega_2}$, откуда

$$W_X(p) = \frac{1 \cdot (1 + W_{PC}(p)W_{3AMi}(p)) \frac{1}{K_{ДГ}} W_2(p)}{W_{PC}(p)W_{3AMi}(p) \frac{1}{K_{ДГ}} W_2(p)}. \quad (5)$$

Подставляя в (5) значения соответствующих передаточных функций, получим

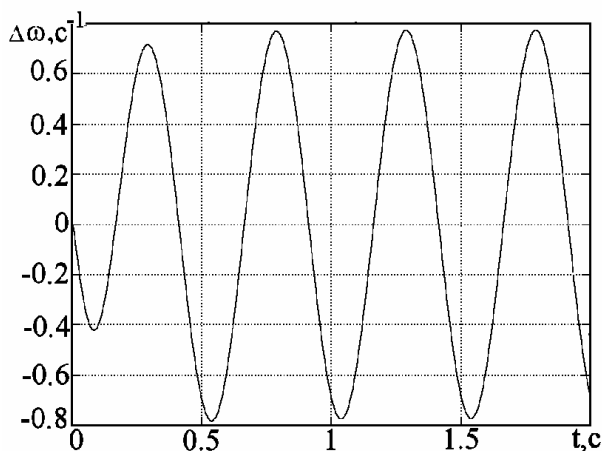
$$W_X(p) = 8T_{ТП}^2 p^2 + 4T_{ТП} p + 1. \quad (6)$$

На втором этапе путем имитационного моделирования находится $W_U(p)$, обеспечивающая компенсацию нелинейностей силы трения, наличие люфта и возможность пренебрежения членами второй производной при расчете регуляторов тока и скорости в рассматриваемых каналах САУ. Наилучший результат получен при $W_U(p) = \frac{T_{ТП} p}{T_{ТП} p + 1}$.

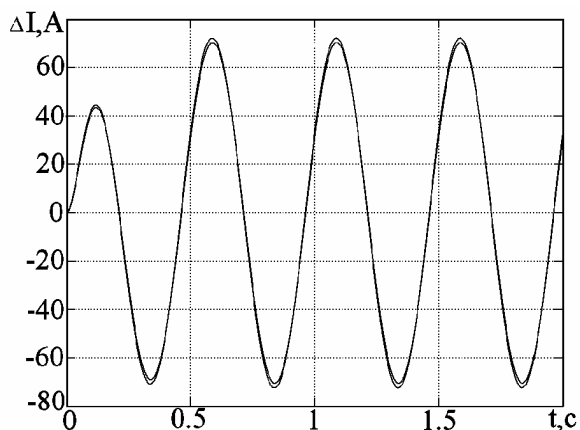
Данная система была смоделирована в среде Matlab для станка, оснащенного электроприводами подачи и динамической разгрузки модели ЭПТ-1, выпускаемыми научно-производственным предприятием ИЖПРЕСТ (г. Ижевск).

На рис. 4, 5 представлены осциллограммы $\Delta\omega$ и ΔI переходных процессов отклонений ω_1 и ω_2 каналов ШУ и динамической разгрузки, а также разность токов в этих системах при осцилляции ШУ с $f=2\text{Гц}$ ($\omega=12,56 \text{ с}^{-1}$), из которых следует, что инерционность удается компенсировать на 90%.

Это удовлетворяет требованиям подвижных узлов прецизионных станков. Результаты моделирования были проверены экспериментально и полностью подтвердили полученные в работе выводы. На основании проведенных исследований на предприятии «Стан-Самара» разрабатывается проект системы динамической разгрузки ШУ для станка модели 24К40СФ4.



Р и с. 4. Осциллограммы переходных процессов $\Delta\omega$



Р и с. 5. Осциллограммы переходных процессов ΔI

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Михайлов О.П. Автоматизированный электропривод станков и промышленных роботов. – М.: Машиностроение, 1990. – 304 с.

Статья поступила в редакцию 9 сентября 2008 г.

UDC 621.316

SYSTEM OF AUTOMATIC CONTROL OF GIVING SPINDLE KNOT OF THE MULTIOPERATIONAL JIG-BORING MACHINE

S.I. Zakharov¹

Samara State Technical University
244, Molodogvardeyskaya str., 443100

The system of automatic control by movement and positioning spindle knot of the precision jig-boring machine tool equipped with system of its dynamic unloading is considered

Key words: *multi-operational, dynamic unloading, oscillation, spindle knot, transfer function*

¹ S.I. Zakharov, Postgraduate student

ИДЕНТИФИКАЦИЯ И ОПТИМИЗАЦИЯ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ СИСТЕМЫ АСИНХРОННЫХ МОМЕНТНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ С ШАРОВЫМ ПОЛЫМ ФЕРРОМАГНИТНЫМ РОТОРОМ

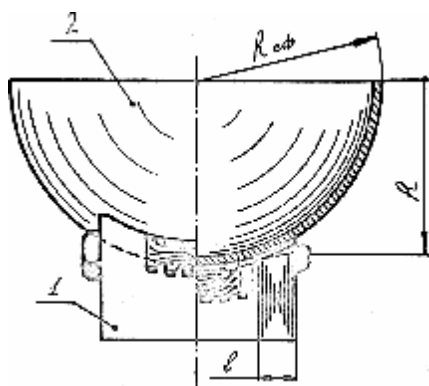
Ю.И. Лютахин¹

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

Предложен метод идентификации трехстепенного двухфазного моментного асинхронного электродвигателя с полым ферромагнитным ротором, который позволяет по заданным техническим условиям для предварительно выбранного значения удельных потерь установить число полюсов, основные размеры и оценить потребляемую мощность двигателя при оптимальном использовании активной зоны статора.

Ключевые слова: моментный, шаровой, асинхронный, ферромагнитный ротор, электрические, магнитные цепи

Все более широкое применение асинхронных трехстепенных моментных электродвигателей со сферической геометрией полого гладкого стального ротора и статорной системы, содержащей четыре дуговых статора (ШАД), предъявляет к ним особые требования: высокая частота питающего напряжения, небольшой воздушный зазор между статором и ротором, работа двигателя практически в пусковом режиме, т.е. с большим скольжением, устойчивость и эффективность работы двигателя в режиме самоторможения, малые допустимые температурные деформации активных поверхностей, высокое быстродействие, отсутствие самохода, независимость развиваемого электромеханического момента от положения ротора, линейность механической характеристики.



Моментный ШАД

На практике весьма сложно изготовить такой двигатель путем подбора, который заключается в предварительном выборе размеров с последующей их расчетной или экспериментальной проверкой и внесении изменений, убеждающих конструктора в удовлетворении предъявляемых требований; в данном подходе отсутствуют принципиальные критерии для оценки оптимальности полученного варианта.

Назначением ШАД является преобразование электрического сигнала, поступающего на входы обмоток управления, в электромеханический момент для разворота ротора с расположенным в нем объектом управления.

С электромеханической точки зрения ШАД

¹ Лютахин Юрий Иванович, кандидат технических наук, доцент
e-mail: es@samgtu.ru

представляет собой двигатель с расположенными в пазах магнитопроводов статоров статорной системы (1) двухфазными симметричными обмотками (см. рисунок) [1]. Статоры попарно объединены так, что два противоположно лежащих статора работают в одном канале вращения, а два других – в другом. Для обеспечения третьего канала вращения ротора ШАД объединяются все четыре статора. Так как длина l пакетов статоров невелика, то расчет проводится (с учетом особенностей) по методике, разработанной для асинхронных двигателей со сплошным ферромагнитным цилиндрическим ротором [2-10]. Ротор (2) ШАД выполняется в виде части полой ферромагнитной токопроводящей шаровой оболочки с радиусом $R_{сф}$. На рис. 1 показано среднее значение радиуса R траектории, по которой вращается магнитное поле.

При проектировании ШАД за расчетный принимается пусковой режим при неподвижном роторе – наиболее тяжелый режим в тепловом отношении, характеризующийся максимальным значением напряжения обмоток управления и возбуждения, когда вся потребляемая мощность P расходуется на тепловые потери. При этом стремятся, чтобы двигатель имел максимальный коэффициент использования, удельную отдачу в пусковом режиме.

Ниже для ШАД приводится методика выбора при эскизном (предварительном) проектировании числа пар полюсов и основных конструктивных параметров.

Малое использование ШАД (индукции не достигают, как в обычных машинах, предельно допустимых величин) является следствием необходимости получения характеристик, связанных с параметрами (активными и реактивными сопротивлениями) и геометрическими размерами. Основная задача предлагаемого метода расчета ШАД заключается в выборе таких геометрических размеров, чтобы недоиспользование машины было минимальным и лишь достаточным для получения требуемых свойств.

Вместе с тем особенности практического использования ШАД позволяют сформулировать ряд условий, учет которых достаточно полно определяет решение задачи их рационального проектирования. Формулировка указанных условий и иллюстрация вытекающих из них выводов составляют задачу настоящей статьи.

Основное уравнение

Зависимость между требуемым моментом M и основными конструктивными размерами ШАД: его внутренним диаметром D (радиусом R) активной поверхности, активной длиной l сердечника статора и центральным углом α активной дуги l_a статора приобретает простую форму при использовании значения удельных потерь Q_2 вторичной цепи машины. Поскольку в пусковом режиме электромагнитная мощность $P_э$ определяет полные потери во вторичных цепях, то удельные потери (удельная мощность) [5, 7] в значительной мере являются критерием общего теплового состояния ШАД.

$$Q_2 = \frac{P_э}{S} = \frac{P_э}{\alpha R l} = \frac{P_э}{\alpha * \pi D l} = \frac{P_э}{l_a l} = \frac{P_э}{2 p \tau l}, \quad (1)$$

где S – активная поверхность; t – полюсное деление; p – число пар полюсов ШАД. Основным источником тепловыделения в сплошном материале сферического ротора являются вихревые токи, наводимые полем обмотки статора.

Учитывая только первую гармоническую в составе н.с., можно представить

связь между удельными потерями Q_2 , геометрическими размерами, моментом M , числом пар полюсов p и частотой f в следующем виде:

$$P_2 = \alpha R l Q_2 = \alpha_* \pi D l Q_2 = M \frac{\alpha f}{p}, \quad (2)$$

откуда основное уравнение для проектирования ШАД запишется как

$$Dl = M \frac{2f}{pQ_2}. \quad (3)$$

Уравнение (3) показывает, что при заданной частоте мероприятия по уменьшению размеров двигателя могут быть связаны только с увеличением числа полюсов и удельных потерь.

Удельные потери можно представить произведением линейной нагрузки ротора A_2 и плотности тока в материале оболочки ротора D_2 [4, 5]. Это следует из выражения электромагнитной мощности в пусковом режиме через потери в материале ротора.

$$P_2 = I_2^2 r_R = I_2^2 \rho_R \frac{l}{s_2} = \rho_R \Delta_2^2 l s_2, \quad (4)$$

где I_2 – ток ротора; r_R – активное сопротивление; s_2 – поперечное сечение оболочки ротора с учетом глубины проникновения поля в материал ротора, ρ_R – удельное активное сопротивление материала ротора.

Учитывая, что

$$aRA_2 = a_* p DA_2 = s_2 \Delta_2,$$

можно на основании (1), (4) записать:

$$Q_2 = r_R A_2 \Delta_2. \quad (5)$$

Оптимальное использование активной зоны статора

Одним из основных требований, предъявляемых к моментному двигателю, является получение максимального пускового момента в данном габарите при допустимой величине момента инерции ротора и допустимом нагреве конструктивных материалов. В этих условиях целесообразно при любых значениях основных размеров и максимально возможном числе полюсов обеспечить обусловленную моментом и частотой электромагнитную мощность (2) при минимальных потерях в активной зоне статора.

Удельные потери активной зоны статора, так же как и ротора, характеризуются произведением линейной нагрузки и плотности тока. Это, как известно, следует из общего выражения для потерь в обмотках [5]:

$$P_1 = 2I_1^2 r_S = 2I_1^2 \omega \rho_S \frac{l_g}{s_1} = 2\omega \rho_S \Delta_1^2 l_g s_1 = \alpha R l K_1 \rho_S A_1 \Delta_1 = \alpha R l Q_1, \quad (6)$$

откуда

$$Q_1 = \frac{P_1}{\alpha R I} = \rho_S K_1 A_1 \Delta_1, \quad (7)$$

где r_S – активное сопротивление фазы; l_6 – средняя длина витка; s_1 – сечение проводника обмотки; I_1 – первичный ток; K_1 – коэффициент, равный отношению общей длины витка обмотки к его активной части; r_S – удельное сопротивление меди с учетом нагрева; ω – число витков обмотки статора.

Задачу получения максимального пускового момента для ШАД заданных габаритов (а следовательно, и для заданной тепловой нагрузки) можно свести к задаче получения максимума величины отношения пускового момента к потребляемой активной мощности, т.е. к получению максимума удельной отдачи γ (удельному моменту).

Получение максимума удельной отдачи у двигателя заданных габаритов связано с нахождением экстремума функции коэффициента использования двигателя h , зависящего от параметров схемы замещения.

При анализе все параметры приведены к обмотке управления. Будем рассматривать лишь эту обмотку, полагая, что количество меди в обмотке возбуждения такое же.

Мощность P , потребляемая двигателем в пусковом режиме, складывается из потерь в меди обмоток статора P_I , потерь в стали статора P_{Cl} и мощности, рассеиваемой в роторе P_R . Потери в стали рационально сконструированного ШАД пренебрежимо малы. Двигатель, у которого нет потерь в меди статора и в стали, является идеализированным. У идеализированного двигателя удельная отдача наибольшая.

Коэффициент использования h двигателя [8] есть отношение удельной отдачи реального двигателя к удельной отдаче идеализированного; он показывает, какая часть активной мощности, потребляемой двигателем, передается в ротор. Без учета потерь в стали статора ШАД можно записать:

$$\eta = \frac{P_3}{P_1 + P_3}. \quad (8)$$

Выразим P_3 и P_1 через параметры Т-образной схемы замещения одной фазы одного статора ШАД при пуске, а полученные выражения подставим в уравнение (8):

$$\eta = \frac{1}{1 + \frac{r_S (r_R^2 + (x_m + x_R)^2)}{r_R x_m^2}}. \quad (9)$$

Анализ выражения (9) показывает, что коэффициент использования не зависит от индуктивного сопротивления рассеяния обмоток статора x_s , увеличивается с уменьшением активного сопротивления обмоток статора r_s и индуктивного сопротивления рассеяния ротора x_R , растет с увеличением индуктивного сопротивления намагничивающей ветви x_m .

Выводы, следующие отсюда, общеизвестны.

Для получения рационального двигателя необходимо увеличивать площадь пазов (сечение меди), уменьшать до возможного минимума воздушный зазор между ротором и статором

Уравнение (9) позволяет найти соотношения между параметрами, при которых коэффициент использования двигателя по моменту имеет наибольшее значение.

При известных габаритах параметры r_s , x_R и x_m следует считать также практически заданными, так как при конструировании первые два параметра стремятся сделать возможно меньшими, а последний – возможно большим. Величины их определяются выбранной конструкцией двигателя и заданной частотой напряжения питания.

Оставшийся параметр r_R – активное сопротивление ротора – может быть выбран так, чтобы обеспечить максимум коэффициента использования двигателя при известных значениях r_s , x_R и x_m .

Полагая переменным сопротивление r_R , исследуем соотношение (9) на максимум. Прделав необходимые выкладки, найдем

$$(r_R)_{\text{опт}} = x_R + x_m. \quad (10)$$

Подставляя $(r_R)_{\text{опт}}$ в уравнение (9), получим максимальное значение коэффициента использования и оптимальное использование активной зоны статора

$$\eta_{\text{max}} = \frac{1}{1 + \frac{2r_s(x_m + x_R)}{x_m^2}} = \frac{1}{1 + 2\frac{r_s}{x_m}\left(1 + \frac{x_R}{x_m}\right)}. \quad (11)$$

Определение основных конструктивных размеров

Условие оптимального использования активной зоны (10), (11) совместно с основным уравнением (3) позволяют выбрать внутренний диаметр, длину пакета, длину дуги статора и число пар полюсов, при которых для заданной частоты двигателем должен быть обеспечен требующийся момент. Входящие в (11) сопротивления, как известно [4, 5], равны: приведенное к двухфазной статорной обмотке управления эквивалентное активное сопротивление ротора с учетом влияния гистерезиса и вихревых токов для пускового режима

$$r_R = \frac{11,2K_r\rho_R l K_0^2 K_2^2 \omega^2}{l_a \Delta}, \quad (12)$$

где K_r – коэффициент увеличения сопротивления ротора [4, 5]; K_0 – обмоточный коэффициент обмотки статора; f – частота питающей сети; Δ – глубина проникновения электромагнитной волны в стальной ротор; ω – число витков; $K_2 = 2$ для двухстаторного двигателя с последовательным соединением фазных обмоток.

$$\Delta = \frac{1}{\sqrt{\frac{\mu_e \mu_0 \alpha f}{2\rho_R}}}, \quad (13)$$

где μ_e – относительная магнитная проницаемость материала ротора; μ_0 – магнитная проницаемость воздуха.

Индуктивное сопротивление ротора по Нейману определяется выражением

$$x_R = 0,6r_R, \quad (14)$$

$$x_m = 8fl\tau\mu_0 \frac{K_2^2 K_0^2 w^2}{\pi K_\mu K_\delta p \delta}, \quad (15)$$

где r_R – удельное сопротивление материала ротора; K_r – коэффициент увеличения сопротивления ротора; K_o – обмоточный коэффициент; K_m – коэффициент насыщения; K_d – коэффициент Картера; d – немагнитный зазор; $K_2 = 1$ – для однофазного, двухфазного двигателя с параллельным соединением фазных обмоток.

Подстановка (6), (14), (15) в (11) при соблюдении (8) дает

$$D = p \sqrt{\frac{42,2 P_1 K_1 Q_2 K_r \rho_R K_o K_2 \omega K_\mu K_\delta \delta}{\mu_o \alpha^2 \Delta (s_1 Q_1 - 2 \omega P_1 K_1 Q_2)}}, \quad (16)$$

С учетом (16) из основного уравнения (3) получаем

$$l = \frac{2 M f}{D p Q_2} \quad (17)$$

и определяем отношение длины к диаметру.

Если уравнение (2) указывает на принципиальную целесообразность увеличения числа полюсов в асинхронных моментных двигателях, то (16) и (17) в условиях конкретных значений M , f и α позволяют установить практические пределы этой тенденции. Входящее в (16) значение воздушного зазора d определяется технологическими возможностями выполнения этого размера минимальным. Вариант проекта базируется на предварительно выбираемом значении удельных потерь ротора Q_2 , которые определяются согласно (5) произведением линейной нагрузки A_2 на плотность тока Δ_2 , и удельных потерь статора Q_1 , которые рассчитываются по выражению (7). При стремлении реализовать моментный двигатель в минимальных габаритах величина Q_2 должна соответствовать значению, максимально допустимому из условий теплового режима. Рациональность повышения Q_2 за счет повышения плотности тока Δ_2 следует из уравнения (17). Перечисленные исходные данные достаточны для определения по уравнению (17) конструктивно приемлемого минимального размера длины и связанных с ним максимального числа пар полюсов и центрального угла дуги статора. Значения p , a в сочетании с принятыми исходными данными дают на основании уравнения (16) размер внутреннего диаметра.

Критерием реальности выполнения двигателя с намеченным диаметром при указанном числе полюсов является возможность размещения необходимого количества пазов в активной зоне статора и их заполнения проводниками при рациональной плотности тока. Целесообразность увеличения числа полюсов приводит к отказу от увеличения числа пазов на полюс и фазу выше единицы. В этих условиях при известном числе фаз (две) пазное деление статора составляет величину

$$t_1 = \frac{\alpha D}{8 p}. \quad (18)$$

Далее представляется возможным ориентировочно оценить размер ширины паза, принимая ширину зубца согласно рекомендациям [4, 6]. Проверку предполагаемой высоты паза h_n можно произвести, воспользовавшись коэффициентом заполнения медью активной зоны статора [5]

$$K_{ma} = \frac{4 \omega s_1}{\alpha (D + h_n) h_n}. \quad (19)$$

Использование этого коэффициента позволяет ввести в первичную стадию проектирования дополнительную связь между основными размерами двигателя и параметрами статора:

$$\alpha RA_1 = \alpha \left(\frac{D}{2} + \frac{h_n}{2} \right) h_n \Delta_1 K_{ма}, \quad (20)$$

откуда размеры высоты паза для статора

$$h_n = \sqrt{\left(\frac{D}{2} \right)^2 + \frac{DA_1}{\Delta_1 K_{ма}}} - \frac{D}{2}. \quad (21)$$

Зависимость линейной нагрузки статора A_1 в (20) и (21) от предварительно выбранной аналогичной нагрузки ротора A_2 определяется уравнением (10) и зависимостью между первичным током и приведенным значением вторичного тока. В условиях оптимального использования активной зоны имеет место соотношение [5]

$$A_1 = \sqrt{2} A_2 \frac{x_m + x_R}{x_m}. \quad (22)$$

Таким образом, уравнения (20) и (21) выявляют значение плотности тока статора Δ_1 , определяющей конструктивно рациональной высотой паза при намеченных ранее размерах диаметра, длины, длины дуги и числа полюсов. Эти данные позволяют в рассматриваемом варианте проекта ШАД оценить общую потребляемую мощность:

$$P = P_1 + P_2 = \alpha R I (Q_1 + Q_2) = \alpha R I (K_1 A_1 \Delta_1 + K_2 A_2 \Delta_2). \quad (23)$$

Таким образом, к детальной компоновке обмоток и уточнению геометрической формы пазов можно приступить, обладая результатами описанных предварительных расчетов основных размеров и числа полюсов ШАД. Для фаз обмотки статора определение числа витков осуществляется по известным выражениям при заданном моменте, приведенным в работах [4, 6].

Заключение

Предложен метод идентификации ШАД, позволяющий по заданным техническим условиям, технологическим требованиям, базируясь на предварительно выбираемом варианте удельных потерь статора и ротора, определить число полюсов и основные размеры ШАД, соответствующие оптимальному использованию его активной зоны, и оценить потребляемую двигателем мощность на основе расчета электрических и магнитных цепей.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. А.с. 951586 СССР МКИ Н02К 41/25. Электрическая машина с шаровым ротором / В.М. Дементьев, А.И. Скороспешкин, Ю.И. Лютахин, В.И. Белоусов №2991577/24-07; Заявл.03.10.80. Опубл. 15.08.82. Бюл. №30.
2. Хрущев В.В. Электрические микромашины автоматических устройств. – Л.: Энергия, 1976. – 384 с.
3. Куцевалов В.М. Вопросы теории и расчета асинхронных машин с массивными роторами. – М-Л.: Энергия, 1966. – 302 с.

4. *Чечет Ю.С.* Электрические микромашины автоматических устройств. – М.-Л.: Энергия, 1964. – 236 с.
5. *Штурман Г.И.* Проектирование индукционных моментных микродвигателей // Изв. вузов. Электромеханика. – 1962. – №5. – С. 491-501.
6. *Лопухина Е.М., Семенчуков Г.А.* Автоматизированное проектирование электрических машин малой мощности. – М.: Высшая школа, 2002. – 511 с.
7. *Фридкин П.А.* Безредукторный дугостаторный электропривод. – Л.: Энергия, 1970. – 140 с.
8. *Weiss Gerald.* Optimum Design of Induction Torque Motors and Servomotors. – Tr. AIEE, 74, 1955, part 111.
9. *Веселовский О.Н., Коняев А.Ю., Саранулов Ф.Н.* Линейные асинхронные двигатели. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 256 с.
10. *Лютахин Ю.И.* Оптимальное проектирование электромагнитной системы шарового электродвигателя // Электрические машины специального назначения: Сб. науч. тр. – Куйбышев: КПГИ, 1985. – С. 12-19.

Статья поступила в редакцию 6 октября 2008 г.

UDC 621.313.333

IDENTIFICATION AND OPTIMIZATION OF ELECTROMAGNETIC SYSTEM ASYNCHRONOUS ENGINES WITH THE SPHERICAL HOLLOW FERROMAGNETIC CURL

Y.I. Lutahin¹

Samara State Technical University
244, Molodogvardeyskaya str., Samara, 443100

The method of identifying three-sectored diphasic momentum asynchronous electric motor with a hollow ferromagnetic rotor which allows to establish number of poles, basic sizes and to estimate power consumption of the engine at optimum use of an active zone based on the specifications given for preset value of specific losses

Key words: *moment, моментный, spherical, asynchronous, ferromagnetic rotor, electric and magnetic circuits*

¹ *Y.I. Lutahin, Candidate of Technical Sciences, Associate professor.*

АНАЛИЗ ФОРМИРОВАНИЯ ПОГРЕШНОСТЕЙ В ПОЛОЖЕНИИ ИНСТРУМЕНТА КООРДИНАТНО-РАСТОЧНОГО СТАНКА

Я.И. Пешев¹

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

На примере обрабатывающего центра 2440СМФ4 рассматривается вопрос формирования погрешности в положении инструмента от механических ударов и вибраций, которые возникают в результате действия систем автоматического управления подвижными органами станка и системы автоматической смены инструмента.

Ключевые слова: *вибрации, интерполирующая координата, многосвязность, модель, обрабатывающий центр, осцилляция, погрешность, точность*

В настоящей работе рассматривается процесс формирования погрешностей инструмента в рабочем пространстве станка и его структурирование.

Каждая интерполирующая координата в данном обрабатывающем центре включает в себя серводвигатель, шариковинтовую передачу (ШВП) и подвижной орган (стол – координата X , салазки – координата Y и шпиндельная бабка – координата Z), перемещающиеся по направляющим. Наименьшая дискретность перемещения подвижных органов рассматриваемого станка составляет 1 мкм.

Математический аппарат описания динамики механической части интерполирующей координаты основан на уравнениях состояния Лагранжа [1], а также допущении, что силы и моменты демпфирования линейно зависят от скорости соответствующих деформаций и представляются системой уравнений

$$\left\{ \begin{array}{l} U_{я}(p) = R_{я}(T_{э}p + 1)I_{я}(p) + C\Phi_{\omega}(p), \\ M_{дв}(p) = C\Phi I_{я}(p), \\ M_{дв}(p) - J_{дв} p^2 \varphi_1(p) = C_1(T_1 p + 1)\varphi_1(p), \\ C_1(T_1 p + 1)\varphi_1(p) - J_{в} p^2 \varphi_2(p) = C_2(T_2 p + 1)\varphi_2(p), \\ C_2(T_2 p + 1)\varphi_2(p) = K_{МФ} F_{в}(p), \\ F_{в}(p) = C_3(T_3 p + 1)x_{ш}(p), \\ F_{в}(p) = C_4(T_4 p + 1)x_{iv}(p), \\ F_{в}(p) - F_{тр}(p) = m p^2 x_s(p), \\ F_{тр}(p) = f_{тр} \cdot N \cdot \operatorname{sign} \frac{dx_s}{dt}, \\ x_s(p) = i_{вг} \varphi_3(p). \end{array} \right. \quad (1)$$

На основании системы уравнений (1) построена структурная схема (рис. 1) системы автоматического управления (САУ) интерполирующей координатой X .

¹ Пешев Ярослав Иванович, аспирант
e-mail: ignis.82@mail.ru

Моделирование составляющей отклонения интерполирующей координаты X за счёт превышения момента трогания реализовано последовательным соединением нелинейного элемента НЭ1 и интегрирующего звена.

Ветвь, образованная последовательным соединением нелинейных элементов НЭ2, НЭ3 и колебательного звена $W_{\text{ПР}}(p) = \frac{K_X}{T_X^2 p^2 + 2\xi_X T_X p + 1}$, характеризует составляющую отклонения подвижного органа за счёт упругих деформаций ШВП.

Собственная составляющая помехи $\Delta_{\text{ПХ}}$ является случайной величиной, однако среднестатистическая частота и амплитуда зависят от скорости перемещения узла X . Моделирование помехи $\Delta_{\text{ПХ}}$ осуществляется генераторами случайных чисел ГСЧ1 и ГСЧ2. Параметры динамических звеньев рассчитаны исходя из экспериментально полученных данных.

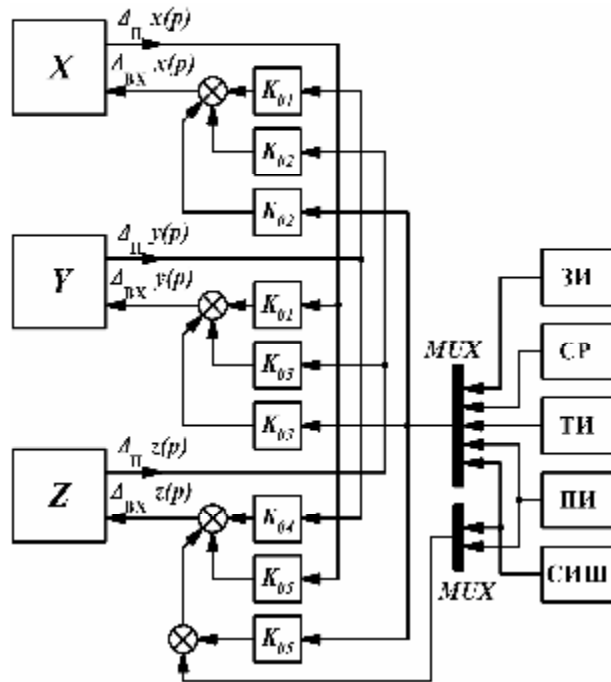
Особенность модели интерполирующей координаты Z заключается в учёте влияния противовеса на собственную составляющую помехи $\Delta_{\text{ПЗ}}$, что отражено на рис. 2 колебательным звеном $W_{\text{ПР}}(p) = \frac{K_{\text{ПР}}}{T_{\text{ПР}}^2 p^2 + 2\xi_{\text{ПР}} T_{\text{ПР}} p + 1}$. Параметры $K_{\text{ПР}}$, $T_{\text{ПР}}$ и $\xi_{\text{ПР}}$ определяются массой противовеса m_2 и упругой жёсткостью тросов.

Модель формирования погрешностей в положении инструмента приведена на рис. 3. Блок «X» соответствует структурной схеме, приведённой на рис. 2.

Несущие элементы станка имеют бесконечное число частот собственных колебаний, первая гармоника которых лежит в области высоких частот, поэтому взаимосвязь интерполирующих координат через несущие элементы станка представлена безынерционными звеньями:

$$\begin{aligned} W_{01}(p) &= K_{01}, & W_{02}(p) &= K_{02}, \\ W_{03}(p) &= K_{03}, & W_{04}(p) &= K_{04}, \\ W_{05}(p) &= K_{05}. \end{aligned}$$

УАСИ как источник помех представлено пятью формирователями помех, которые возникают на различных этапах технологической операции смены инструмента, таких как ЗИ – захват инструмента рукой, СР – сход руки с инструмента, ТИ – транспортировка инструмента (перемещение за короткое время значительных неуравновешенных масс), ПИ – посадка инструмента в шпиндель и СИШ – съём инструмента из шпинделя. Указанные формирователи моделируются средствами библиотеки Simulink и подключаются к многосвязной модели через мультиплексор, обеспе-



Р и с. 3. Структурная схема модели формирования погрешности в рабочем пространстве станка

чивающий очерёдность коммутации сигналов помех в функции времени.

На основании проведённых исследований впервые сформулирована задача по синтезу САУ подвижными органами станка, обеспечивающая минимальные значения динамической составляющей погрешности инструмента в рабочем пространстве станка. В ходе анализа полученной многосвязной модели формирования погрешности были выявлены два наиболее существенных источника помех: УАСИ в режиме автоматической смены инструмента и система разгрузки (противовес) шпиндельной бабки.

При перемещениях шпиндельной бабки Z с малыми скоростями подачи возникающие колебания противовеса не вызывают снижения заявленной точности. Значительное снижение точности от влияния колебаний противовеса имеет место в режиме осцилляции шпиндельной бабкой. Этот режим широко применяется в многооперационных координатно-расточно-шлифовальных станках, собранных на базе рассматриваемого обрабатывающего центра. Например, при скорости осцилляции 8000 мм/мин и расстоянии осцилляции 40 мм среднее отклонение интерполирующих координат от заданного положения составляло 30 мкм. Однако на основе вышеприведённых исследований были найдены оптимальные значения скорости осцилляции, а также необходимое ускорение сервопривода подачи координаты Z , при которых максимальное отклонение интерполирующих координат не превышало величины 1,5 мкм от заданного значения, что соответствует классу точности C .

Изучение влияния УАСИ на динамическую составляющую погрешности станка позволило выработать критерии оптимального управления электроприводом механизма смены инструмента, направленные на минимизацию возмущающих воздействий. Упомянутый электропривод был успешно апробирован и внедрён.

Соответствие результатов, полученных в ходе анализа модели, и данных, определённых экспериментальным путём, говорит о её адекватности. Кроме того, применение подобного моделирования при проектировании новых координатно-расточных станков позволит выявить конструктивные недостатки уже на этапе разработки и найти пути их устранения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. *Галицков С.Я.* Динамика электромеханических исполнительных систем прецизионных станков и роботов. – Куйбышев: КПТИ, 1989. – 108 с.

Статья поступила в редакцию 9 сентября 2008 г.

UDC 621.316

THE ANALYSIS OF ERRORS IN POSITION OF THE TOOL AT THE JIG-BORING MACHINE

Y.I. Peshev¹

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

This article describes, the analysis of errors in the tool locating dependent from mechanical blows and vibrations, which result from the operation of automatic control systems by mobile bodies of the machine tool and automatic tool-changing unit, based on the example of the 2440SMF4 jig-boring machine

Key words: *accuracy, inaccuracy, interpolating axis, jig-boring machine, model, multi-coherence, oscillation, vibrations.*

¹ *Yaroslav I. Peshev, Postgraduate student.*

СТРУКТУРНЫЙ АНАЛИЗ ЭЛЕКТРОПОТРЕБЛЕНИЯ ЛИНИИ РАЗЛИВКИ ЧУГУНА И ЭНЕРГОСБЕРЕГАЮЩИЕ РЕЖИМЫ ЕЕ РАБОТЫ

В.М. Салтыков¹, П.А. Шастин²

¹ Самарский государственный технический университет,
443100, Самара, ул. Молодогвардейская, 244

² Тольяттинский государственный университет
445667, г.Тольятти, ул. Белорусская, 14

Представлен структурный анализ электропотребления технологического комплекса – линии разливки чугуна (ЛРЧ) автозавода. Проанализированы влияние подсистем ЛРЧ на удельный расход электроэнергии на основе ее структурной схемы, а также степень взаимосвязи между подсистемами. Получены аналитические выражения удельного расхода электроэнергии подсистем и в комплексе линии разливки чугуна на единицу выпускаемой продукции в различных режимах ее работы, включая и энергосберегающие.

Ключевые слова: линия разливки чугуна (ЛРЧ), энергосберегающие режимы работы ЛРЧ

Введение

В настоящее время прослеживается тенденция к выполнению сторонних заказов литейными предприятиями. При этом требуется не фактическая себестоимость выпускаемых литых заготовок, а экономически обоснованная, причем для различных режимов работы как отдельных технологических установок, так и предприятия в целом. Соответственно, повышаются требования и к определению удельного расхода электроэнергии (ЭЭ), в принципе, являющимся "энергетической" составляющей себестоимости выпускаемой продукции, который тоже должен быть экономически обоснованным.

В поточном литейном производстве основным компонентом построения всего технологического процесса является линия разливки чугуна (ЛРЧ). Она потребляет существенную долю (до 20%) от суммарной электроэнергии, расходуемой в литейном цехе в целом [1]. Поэтому, целесообразно выполнить анализ электропотребления ЛРЧ как компонента литейного процесса на основе удельного расхода ЭЭ на единицу выпускаемой продукции.

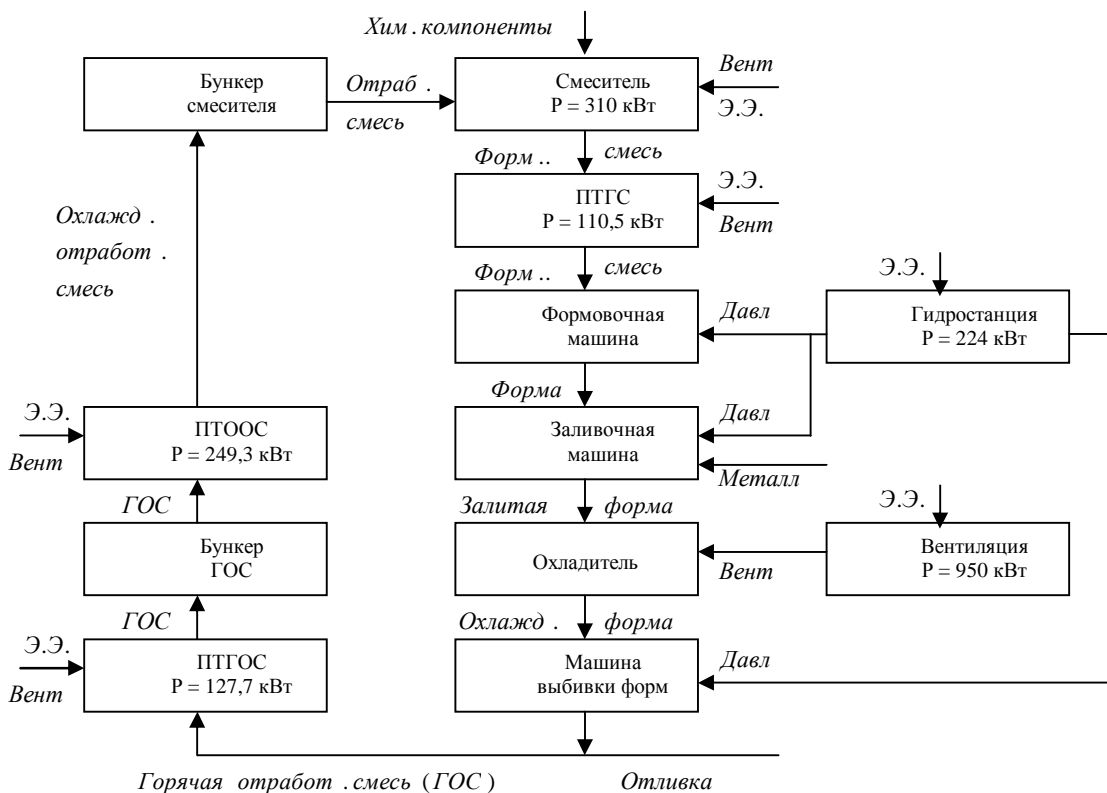
Структурный анализ электропотребления линии разливки чугуна и энергосберегающие режимы ее работы

Анализ электропотребления ЛРЧ целесообразно начать с анализа структурной схемы линии разливки как технологического процесса, которая представлена на рис. 1.

¹ Салтыков Валентин Михайлович, доктор технических наук, профессор.

² Шастин Павел Анатольевич, аспирант.

e-mail: : pavelshastin@yandex.ru



Р и с. 1. Структурная схема линии разлива чугуна производительностью 125 форм/час

Формовочная смесь изготавливается в смесителе и по подсистеме транспортировке готовой формовочной смеси (ПТГС) подается к формовочной машине (ФМ), где под действием гидравлического пресса производится разовая песчаная форма, в которую в заливочной машине (ЗМ) заполняют металлом. Температура залитой формы снижается до приемлемого уровня в охладителе, после чего разрушается в машине выбивки форм (МВФ). Отливка поступает на дальнейшую обработку, а горячая отработанная смесь по подсистеме ее транспортировке (ПТГОС) в накопительный бункер для дальнейшего охлаждения и транспортировке в подсистеме транспортировки охлажденной отработанной смеси (ПТООС) к накопительному бункеру смесителя для повторного использования. Технологический процесс повторяется. Для охлаждения отливок и обеспечения экологичности технологического процесса используется вытяжная вентиляция. ФМ, ЗМ, МВФ работают на гидроприводах, давление масла в которых поддерживает гидростанция.

Таким образом, в ЛРЧ можно выделить 6 подсистем, потребляющих электроэнергию (ЭЭ): смеситель, гидростанция, технологическая вентиляция, ПТГС, ПТООС, ПТГОС.

Вклад каждой подсистемы ЛРМ в электропотребление следующий: около половины (48,43%), всей установленной мощности ЛРЧ приходится на технологическую вентиляцию, далее следуют смеситель (15,8%), гидростанция (11,42%), ПТООС (12,71%), ПТГОС (6,51%), ПТГС (5,12%).

Основным компонентом ЛРЧ является формовочная машина, которая работает в циклическом режиме. Все остальные подсистемы, как видно из структурной схемы на рис. 1, соединены с основной линейно, поэтому также работают в циклическом режиме.

Время цикла $T_{Ц}$ можно разделить на две составляющие: время производства технологических операций $T_{ОП}$ и время простоя $T_{П}$:

$$T_{Ц} = T_{ОП} + T_{П}, \quad (1)$$

Как правило, для производства единицы продукции или услуги требуется произвести определенное количество технологических операций за определенное время и затратить на это определенное нормированное количество ЭЭ. Поэтому время производства технологических операций $T_{ОП}$ можно считать постоянным, а изменение времени цикла при изменении текущей производительности осуществляется за счет изменения времени простоя:

$$T_{ОП} = const, T_{П} = var, T_{Ц} = var, \quad (2)$$

Следовательно, электропотребление в цикле подсистемы также можно разделить на две части [2]: потребление ЭЭ за время $T_{ОП}$ и за время $T_{П}$. Выражение (2) позволяет рассматривать их отдельно друг от друга.

Согласно теории электрических нагрузок, электропотребление в общем случае носит вероятностный характер. Поэтому для определения вероятностных характеристик графиков электрических нагрузок (ГЭН) подсистем линии разливки чугуна автозавода номинальной производительностью 125 форм/час были записаны 10 реализаций для каждой подсистемы.

ГЭН каждой подсистемы имеет свой профиль, но при анализе электропотребления, если не требуется знать расход ЭЭ в конкретный момент времени, то профиль ГЭН не играет большой роли. Например, анализ электропотребления для определения энергоэффективности подсистемы на основе удельного расхода ЭЭ на выпуск единицы продукции требует лишь информацию о потребленной ЭЭ за весь цикл работы подсистемы.

В общем случае, потребленную ЭЭ за время цикла можно представить следующим образом:

$$W_{Ц} = W_{ОП} + W_{П} = P_{СР.ОП} \cdot T_{ОП} + P_{СР.П} \cdot T_{П}, \quad (3)$$

где $W_{ОП}$, $W_{П}$ – потребленная ЭЭ за время $T_{ОП}$ и $T_{П}$; $P_{СР.ОП}$, $P_{СР.П}$ – среднее значение мощности за время $T_{ОП}$ и $T_{П}$.

Удельный расход ЭЭ $\omega_{УД}$ представляет собой электроэнергию $W_{ЭЭ}$, которую необходимо затратить технологическому комплексу или отдельной установке на выпуск единицы продукции $V_{ЕД}$:

$$\omega_{УД} = \frac{W_{ЭЭ}}{V_{ЕД}}, \quad (4)$$

Каждая подсистема изготавливает свою продукцию или оказывает услугу – транспортную операцию. Но для выпуска единицы продукции основной подсистемы может потребоваться как несколько единиц продукции зависимых подсистем, так и единица продукции зависимой подсистемы может использоваться для выпуска нескольких единиц конечной продукции. Следовательно, необходимо привести удельный расход i – ой подсистемы $\omega_{УДi}$ к удельному расходу ЭЭ на единицу конечной

продукции. Требуется отметить, что в данном случае единицей продукции принято считать объем продукции, выпускаемый за один цикл работы подсистемы.

$$\omega_{уд.i} = \frac{V_{ц.i}}{V_{к.i}} \cdot \omega_{ц.i}, \quad (5)$$

$$\omega_{ц.i} = P_{ср.оп.i} \cdot T_{оп.i} + P_{ср.хх.i} \cdot T_{п.i}, \quad (6)$$

$$T_{п.i} = T_{ц.i} - T_{оп.i}, \quad (7)$$

$$T_{ц.i} = 1/G_i, \quad (8)$$

где $\omega_{ц.i}$ – удельный расход ЭЭ на единицу продукции (за цикл) i – ой подсистемы; $V_{ц.i}$ – объем выпущенной продукции i -ой подсистемой за один цикл; $V_{к.i}$ – объем продукции i – ой подсистемы, необходимый для производства единицы конечной продукции; $P_{ср.оп.i}$. $P_{ср.хх.i}$ – средняя мощность за время выполнения технологических операций и за время простоя соответственно; $T_{оп.i}$. $T_{п.i}$. $T_{ц.i}$ – время производства технологических операций, время простоя в цикле и время цикла i – ой подсистемы соответственно; G_i – текущая производительность i – ой подсистемы.

$P_{ср.оп.i}$. $P_{ср.хх.i}$ носят вероятностный характер, поэтому реализации ГЭН каждой подсистемы ЛРЧ были обработаны аппаратом математической статистики и теории случайных функций [3]. В результате, ГЭН подсистем ЛРЧ имеют либо нормальный закон распределения, либо полимодальный, образованным нормальными законами вероятностей.

Графики нагрузок были проверены на стационарность по среднему с помощью t – критерия Стъдента и по дисперсии с помощью F – критерия Фишера - Снедекора. В итоге, ГЭН подсистем признаны стационарными по среднему и дисперсии, что позволяет утверждать о постоянстве значений $P_{ср.оп.i}$. $P_{ср.хх.i}$ и их пригодности для дальнейших расчетов.

Средние значения мощности в периоды времени $T_{оп.i}$. $T_{п.i}$ для ЛРЧ производительностью 125 форм/час представлены в табл.1.

Т а б л и ц а 1

Средние значения мощности подсистем ЛРЧ производительностью 125 ф/ч за периоды циклов

	Подсистема	Вент-я	Смес-ль	Г.станция	ПТООС	ПТГОС	ПТГС
1	$P_{ср.оп}$	861,664	228,352	108,193	145,043	19,524	16,782
2	$P_{ср.хх}$	861,664	98,355	24,349	119,077	16,896	10,594

Анализ структурной схемы ЛРЧ позволяет предположить, что все ее подсистемы с позиции электропотребления коррелироваными, что дает возможность анализировать потребление ЭЭ не каждой подсистемы в отдельности, а комплекса ЛРЧ в целом. Для подтверждения данной гипотезы были рассчитаны коэффициенты взаимной корреляции времени циклов подсистем полученных реализаций, которые приведены в табл. 2.

Из матрицы корреляций в табл. 2 видно, что степень связи потребления ЭЭ между подсистемами ЛРЧ высокая (свыше 0,85), что подтверждает гипотезу о жестких

связях между ними и позволяет рассматривать удельный расход ЭЭ для всего комплекса ЛРЧ.

Удельный расход ЭЭ ЛРЧ как циклического процесса в основном зависит от режима ее работы. Выделяют 4 режима:

1. Режим номинальной производительности, при котором:

$$T_{Ц} = T_{Ц,НОМ} = const, T_{ОП} = T_{ОП,НОМ} = const, T_{П} = T_{П,НОМ} = const, \quad (9)$$

2. Режим равномерно распределенной производительности, при котором:

$$T_{Ц} = f(V, T_{ПЛ}) = var, T_{ОП} = T_{ОП,НОМ} = const, T_{П} = f(V, T_{ПЛ}) = var, \quad (10)$$

3. Режим “хаотичной” производительности, при котором:

$$T_{Ц} = prob T_{ОП} = T_{ОП,НОМ} = const, T_{П} = prob, \quad (11)$$

4. Режим холостого хода, при котором:

$$T_{Ц} = \infty, T_{ОП} = T_{ОП,НОМ} = 0, T_{П} = \infty, \quad (12)$$

где V – требуемый объем продукции за интервал планирования $T_{ПЛ}$.

Т а б л и ц а 2

Коэффициенты взаимной корреляции потребления ЭЭ подсистем ЛРЧ

	Смес-ль	Г.станция	Вент	ПТГС	ПТООС	ПТГОС
Смес-ль	1	0,95	0,949	0,916	0,902	0,92
Г.станция	0,953	1	0,94	0,97	0,942	0,919
Вент	0,949	0,94	1	0,88	0,97	0,976
ПТГС	0,916	0,97	0,88	1	0,904	0,864
ПТООС	0,902	0,942	0,97	0,904	1	0,944
ПТГОС	0,92	0,919	0,976	0,864	0,944	1

С позиции потребления ЭЭ работа ЛРЧ в данных режимах может быть следующей.

В режиме номинальной производительности после выпуска требуемого объема продукции за интервал планирования ЛРЧ можно отключить от сети. В результате исключается дополнительный расход ЭЭ во время простоя.

При проектировании технологической вентиляции ЛРЧ для экономии первоначальных затрат ее часто совмещают с общепромышленной вентиляцией. Разумеется, совмещенную вентиляцию нельзя отключать даже при полной остановке производственной установки, имеющей технологическую вентиляцию, что приводит к дополнительному весьма существенному перерасходу ЭЭ в ЛРЧ при ее простое в режиме номинальной производительности. Напротив, при разделенных технологической и общепромышленной вентиляции первую можно выводить из работы и экономить ЭЭ.

В режиме равномерно распределенной производительности время цикла устанавливается, исходя из требуемого объема продукции за установленный интервал планирования. В результате при снижении производительности ЛРЧ ниже номинальной увеличивается время простоя в цикле, в течение которого потребляется ЭЭ. Большинство современных ЛРЧ оборудуются устройствами плавного пуска (УПП),

позволяющих без снижения механического ресурса асинхронных двигателей (АД), которыми в основном комплектуются ЛРЧ, от пусковых токов часто отключать подсистемы ЛРЧ при завершении ими выполнения технологических операций и включать при начале нового цикла. Во время разгона и торможения $T_{РАЗГ/ТОРМ}$ АД с УПП потребляют электроэнергию равную:

$$W_{РАЗГ/ТОРМ} = P_{СР.РАЗГ/ТОРМ} \cdot T_{РАЗГ/ТОРМ}, \quad (13)$$

где $P_{СР.РАЗГ/ТОРМ}$ – средняя мощность за время разгона, торможения $T_{РАЗГ/ТОРМ}$. Стоит отметить, что в среднем время разгона и торможения составляет 2 сек, соответственно:

$$P_{СР.РАЗГ/ТОРМ} = 0,5 \cdot P_{СР.ХХ} , \quad (14)$$

В режиме хаотичной производительности нет достоверной информации о моменте начала нового цикла производства продукции, что не позволяет планировать момент отключения подсистем ЛРЧ при окончании производства технологических операций. Поэтому в данном режиме нет возможности автоматически отключать подсистемы ЛРЧ во время простоев, что, разумеется, сказывается на потребляемой ЭЭ.

В режиме холостого хода как таковом ЛРЧ не работает, но данный режим является составной частью всех других режимов.

На основе выражений (5...8) в качестве примера были вычислен удельный расход ЭЭ ЛРЧ автозавода номинальной производительностью 125 ф/ч в разных режимах ее работы. Результаты расчетов сведены в табл. 3.

Т а б л и ц а 3

Удельный расход ЭЭ ЛРЧ (кВтч/форма) номинальной производительностью 125 ф/ч в разных режимах ее работы

№	Наименование режима	Фактическая производительность, форм/час												
		125	120	110	100	90	80	70	60	50	40	30	20	10
1	Ном. производ-сти с совм. вент-ей	10,47	10,76	11,42	12,2	13,16	14,36	15,9	17,95	20,82	25,13	32,32	46,68	89,79
2	Ном. производ-сти с разд. вент-ей	10,47	10,76	11,16	11,23	11,32	11,42	11,56	11,74	11,99	12,37	13	14,26	18,09
3	Равн. распр-ной производ-сти	10,47	10,81	11,5	12,3	13,29	14,52	16,1	18,19	21,13	25,52	32,76	47,12	90,21
4	"Хаотичной" производ-сти	10,47	10,81	11,59	12,51	13,64	15,06	16,87	19,28	22,66	27,73	36,17	53,05	103,7

Для удобства восприятия данные из табл. 3 были приведены в графическом виде на рис. 2. При анализе электропотребления целесообразно рассматривать кривые (рис. 2) двумя группами: режим номинальной производительности с совмещенной вентиляцией (СВ) (кривая 1) – режим равномерно распределенной производительности (кривая 3) – режим «хаотичной» производительности (кривая 4); режим номинальной производительности с разделенной вентиляцией (РВ) (кривая 2) – режим равномерно распределенной производительности (кривая 3) – режим "хаотичной" производительности (кривая 4).

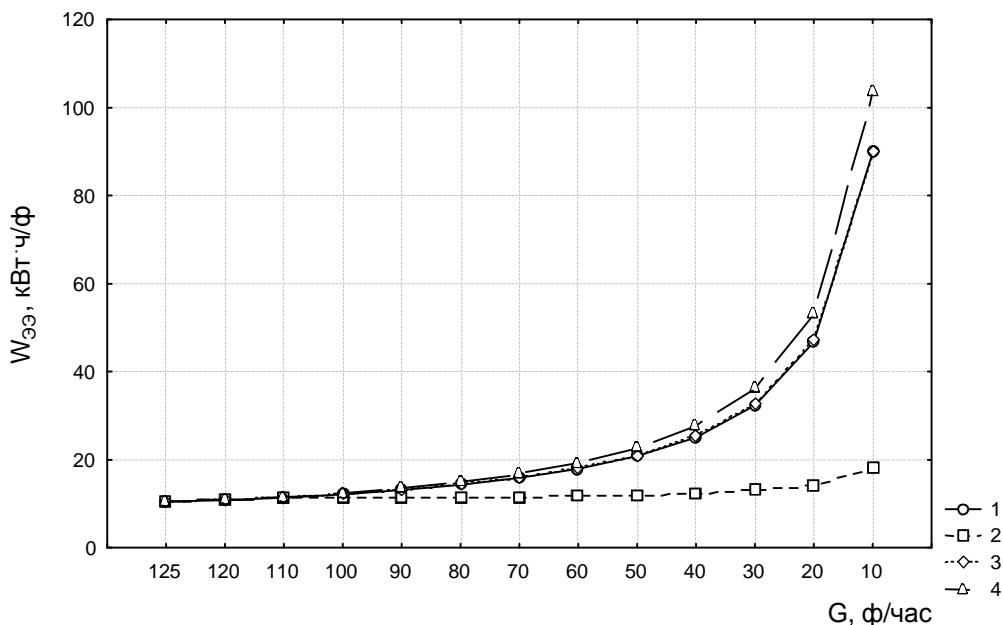
В режиме «хаотичной» производительности (рис.2 кривая 4) удельный расход ЭЭ в зависимости от фактической производительности за интервал планирования принимает свои максимальные значения, поэтому при анализе энергоэффективности

остальных режимов значение удельного расхода в данном режиме можно принять за 100%.

Переход к более экономичным режимам работы ЛРМ – режиму равномерно распределенной производительности и режиму номинальной производительности позволяет снизить расход ЭЭ, причем чем ниже фактическая производительность ЛРЧ, тем выше разница в потребленной ЭЭ по сравнению с хаотичным режимом. Разница составляет в режиме номинальной производительности с СВ 1,47% при фактической производительности 88% (110 ф/ч) от номинальной и 13,41% при фактической производительности 8% (10 ф/ч). В режиме равномерно распределенной производительности разница составляет чуть меньше – 0,78%, 13,0%, соответственно, при аналогичной фактической производительности.

Как видно из рис. 2, кривые 1 и 3 практически сливаются, т.е различия в удельном расходе ЭЭ ЛРЧ в режиме номинальной производительности с СВ и в режиме равномерно распределенной производительности минимальны, причем в относительном выражении при высокой фактической производительности 88% от номинальной (110 ф/ч) данные различия выше 0,69%, чем при низкой фактической производительности 8% от номинальной (10 ф/ч) – 0,46%.

Столь низкое отличие объясняется тем, что в режиме равномерно распределенной производительности дополнительно по сравнению с номинальной производительностью в цикле потребляется ЭЭ во время разгона и торможения АД, укомплектованного УПП, что по сравнению с расходом ЭЭ во время выполнения технологических операций несущественно.



Р и с. 2. Удельный расход ЭЭ на единицу выпускаемой продукции в различных режимах работы

При условии, что подсистемы ЛРЧ не оборудованы УПП, и потребление ЭЭ во время простоев не прекращается, то удельный расход ЭЭ в режиме равномерно рас-

пределенной производительности не отличается от удельного расхода ЭЭ в режиме "хаотичной" производительности. Различия с удельным расходом ЭЭ в режиме номинальной производительности составляют при рассматриваемой выше фактической производительности ЛРЧ соответственно 1,47% (110 ф/ч) и 13,41% (10 ф/ч).

Существенное отличие (свыше 5%) в удельном расходе ЭЭ между режимами «хаотичной» производительностью и режимами номинальной с СВ и равномерно распределенной производительностью начинается лишь с фактической производительности ЛРЧ 48% от номинальной (60 ф/ч) – 5,6 %.

Необходимо отметить, что в выделенных для рассмотрения двух группах кривых отличия присутствуют лишь для режима номинальной производительности с совмещенной вентиляцией и для режима номинальной производительности с разделенной общепромышленной и технологической вентиляцией, которую можно отключать после выполнения планового задания по выпуску продукции. Поэтому выкладки для первой группы кривых для режимов «хаотичной» и равномерно распределенной производительности справедливы и для аналогичных кривых второй группы. Различия возникают при сравнении режима номинальной производительности с режимами «хаотичной» и равномерно распределенной производительности.

При рассмотрении режимов второй группы в области высокой фактической производительности стоит отметить незначительные отличия по сравнению с первой группой. Разница в удельном расходе при фактической производительности 88% (110 ф/ч) незначительна – 3,7% против 1,47% между режимами «хаотичной» и номинальной производительности и 2,95% против 0,69% между режимами равномерно распределенной и номинальной производительности по сравнению с областью низкой фактической производительности 8% (10 ф/ч) – 82,62% против 13,41% и 79,96% против 13,0% соответственно.

Существенное отличие (свыше 5%) в удельном расходе ЭЭ между режимами «хаотичной» производительности и режимом номинальной производительности с РВ возникает уже при фактической производительности 80% (100 ф/ч) от номинальной – 10,23%, между режимами равномерно распределенной производительности и номинальной производительности с РВ также при 80% (100 ф/ч) – 8,6%.

Заключение

В заключении необходимо выделить следствия из вышеприведенного анализа электропотребления ЛРЧ как технологического комплекса:

1. Наличие высокой корреляции (свыше 0,85) между работой подсистем ЛРЧ позволяет говорить о жесткой связи между подсистемами ЛРЧ и рассматривать электропотребление подсистем ЛРЧ совместно.

2. В области высокой производительности ЛРЧ удельный расход ЭЭ в разных режимах работы практически не отличается. Существенные отличия (свыше 5%) режимов номинальной производительности по сравнению с режимом «хаотичной» производительности возникает при фактической производительности ЛРЧ 88% от номинальной при раздельной технологической и общепромышленной вентиляции и при фактической производительности 48% от номинальной при совмещенной вентиляции. Следовательно, при работе ЛРЧ в области высокой фактической производительности не всегда целесообразно менять режим ее работы на теоретически более энергоэффективный.

3. Разделение общепромышленной и технологической вентиляции, что представляет собой мероприятие по энергосбережению, позволяет значительно снизить удельный расход ЭЭ ЛРЧ, особенно, в области низкой фактической производительности ЛРЧ. Существенная разница (свыше 5%) в удельном расходе ЭЭ между режимом «хаотичной» производительности и номинальной производительности с разделенной вентиляцией возникает уже при фактической производительности 80% от номинальной против 48% с совмещенной вентиляцией. Отличия в электропотреблении по сравнению с режимом "хаотичной" производительностью в области малой производительности 8% от номинальной составляет 82,62% против 13,41% при совмещенной вентиляции.

4. Укомплектование ЛРЧ устройствами плавного пуска позволяет сократить до минимума (0,46 – 0,69%) отличия между удельным расходом ЭЭ в режимах равномерно распределенной производительности и режима номинальной производительности с совмещенной вентиляцией. Применение режима равномерно распределенной производительности вместо режима номинальной производительности позволяет за счет снижения текущей производительности ЛРЧ и увеличения периода разлива одной порции (ковша) металла увеличить допустимое время плавки печи.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Вагин Г.Я. Анализ энергопотребления литейных цехов машиностроительных предприятий с целью снижения энергоемкости литья // Промышленная энергетика. – 2007. – №2. – С. 14-17.
2. Вагин Г.Я. Режимы электросварочных машин. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – 192 с.
3. Бендат Дн., Пирсол А. Измерение и анализ случайных процессов. – М.: Мир, 1974. – 463 с.

Статья поступила в редакцию 1 сентября 2008 г.

UDC 621.31.004.18

THE FLAST CASTING AGGREGATE ENERGY CONSUMPTION ANALYSIS IN ITS VARIOUS OPERATIONAL MODES, INCLUDING ENERGY EFFICIENT ONES

V.M. Saltykov¹, P.A. Shastin

¹ Samara State Technical University
244, Molodogvardeyskaya str., Samara, 443100

² Togliatti State Technical University
14, Belorusskaya str., Togliatti

The article presents a structural analysis of electric energy consumption of a motor works flast casting aggregate (FCA) as a technological system. The article includes analysis of the correlation between FCA parts and of theirs impact on a product unit electric energy rate, basing on FCA parts structural links. Besides, the FCA product unit energy rate analytical expressions in various operational modes, including energy efficient ones, were find out.

Key words: *flast casting aggregate, energy-efficient operational modes*

¹ Valentin M. Saltykov, Doctor of Technical Sciences, Professor
Pavel A. Shastin, Postgraduate student