

МЕТОДЫ ТЕПЛООВОГО РАСЧЕТА И ПУТИ ПОВЫШЕНИЯ УДЕЛЬНОЙ НАГРУЗКИ РУДНИЧНЫХ ПУСКАТЕЛЕЙ

Карась С.В., Кардаш В.В.

Донецкий государственный технический университет

olga@pandora.kita.dgtu.donetsk.ua

The singularities of heat of the elements of miner actuators their most loaded in a thermal ratio current-way and constructional elements are detected, the character of an association of temperature of the elements from current-time parameters is defined, and on this basis, using modeling, the thermal processes are investigated. The standard modes of miner actuators' work are simulated by a regressive association on the basis of many-factorial experiment, and casual conditions - probability model of operation with the help of random numbers, using a Monte-Carlo method. The associations of thermal load factor ability of the separate elements and actuator as a whole in function of duration of inclusion and duration of work, and also volume of explosion-impenetrable envelope are obtained.

Рудничные взрывозащищенные пускатели в силу специфических условий эксплуатации и особенностей конструкции существенно отличаются от электрических аппаратов общепромышленного назначения.

Атмосфера подземных горных выработок оказывает существенное влияние на состояние взрывозащищенного оборудования, так как при коммутации электрической нагрузки во взрывонепроницаемых оболочках ограниченного объема формируется микроатмосфера, существенно отличающаяся по своим параметрам от окружающей атмосферы горных выработок, которая характеризуется высокой влажностью, запыленностью, агрессивностью.

При исследовании микроклимата внутри оболочек магнитных пускателей были рассмотрены такие термодинамические параметры, как объем, давление, температура и влажность. Такие термодинамические параметры микроатмосферы рудничных пускателей, как объем и влажность воздуха, существенно зависят от изменения температуры воздуха в оболочке (рис. 1).

При коммутации (включении-отключении) нагрузки в ограниченном объеме взрывонепроницаемой оболочки магнитного пускателя выделяются продукты дугогашения. Щелевая взрывозащита препятствует свободному обмену микроклимата внутри оболочки с окружающей средой, в результате чего выделяемый при горении электрической дуги озон образует азотные соединения, которые в условиях повышенной влажности приводят к более интенсивному старению электрической изоляции, ухудшению или потере электрических контактов и, как следствие, – к преждевременному выходу из строя пускателя.

Концентрация продуктов дугогашения в ограниченном объеме оболочки пускателя зависит от запасенной энергии в электромагнитном поле электрической нагрузки, рассеиваемой при каждом цикле коммутации, количества циклов включения-отключения (ВО). Эта зависимость нелинейна и ее можно разбить на три участка: первый – когда концентрация окислов азота пропорциональна энергии, рассеиваемой в дуге, и числу циклов ВО; второй – когда концентрация окислов достигает максимума и имеет тенденцию к снижению; третий – когда концентрация окислов стабилизируется на некотором уровне. Концентрация продуктов дугогашения зависит также от типа главного контактора пускателя: так, применение специальных контакторов с закрытым дугогашением типа КТУ уменьшает выход продуктов дугогашения почти в два раза по сравнению с контакторами типа КТ с открытым дугогашением [1].

Исследования коммутации нагрузки электромагнитным контактором показали, что выход окислов азота пропорционален энергии, рассеиваемой в электрической дуге при отключении нагрузки (при включении нагрузки выделяется незначительное количество окислов). При коэффициентах мощности нагрузки 0,35...0,60, что соответствует начальному периоду пуска асинхронных двигателей (АД), коэффициент пропорциональности между количеством выделенных окислов азота и энергией, рассеиваемой в электрической дуге, составляет $7,5...8,0 \cdot 10^{-9}$ г/Дж.

Для определения влияния параметров режима работы пускателя на концентрацию окислов азота был проведен статистически спланированный многофакторный эксперимент. В качестве определяющих факторов были выбраны мощность подключенной нагрузки (X_1), количество циклов ВО (X_2) и фазный угол (коэффициент мощности нагрузки) (X_3). С целью исключения систематических ошибок была проведена рандомизация экспериментов при помощи таблицы случайных чисел для двух параллельных опытов. Обработка полученных результатов проводилась с использованием метода наименьших квадратов. После проверки воспроизводимости опытов, значимости коэффициентов регрессии и исключения малозначимых коэффициентов была получена адекватная математическая модель в натуральных факторах:

$$Y = -0,99 - 9,88 \cdot 10^{-4} \cdot X_1 + 1,98 \cdot 10^{-4} \cdot X_2 + 6,12 \cdot 10^{-2} \cdot X_3 + 2,08 \cdot 10^{-6} \cdot X_1 \cdot X_2. \quad (1)$$

Полученная математическая модель концентрации окислов азота от параметров коммутируемой нагрузки позволяет моделировать процессы коммутации при варьировании воздействующих факторов [2].

Агрессивный микроклимат, воздействующий на контактные соединения цепей управления и сигнализации, приводит к значительному увеличению омического сопротивления или полной потере контакта в цепях защиты. Поэтому исследовалось влияние микроклимата на состояние электрических контактных соединений с целью определения их долговечности и возможности эффективного применения различных материалов для покрытия контактов, повышающих их стойкость к образованию оксидных пленок, которые повышают переходное сопротивление контактных соединений.

В качестве объекта исследований выбраны штепсельные контактные соединения блоков управления и защит с покрытием никелем, оловом, висмутом и серебром. Для учета влияния технического обслуживания на состояние контактов одна группа контактов постоянно находилась в замкнутом состоянии, а другая ежедневно подвергалась однократному отключению-включению. Это позволило определить, что операции, сопряженные с частым замыканием (размыканием) контактов (разъемов), отрицательно сказываются на состоянии самих контактов. Так, наработка на отказ контактов неразъемной группы в 1,4...1,9 раз выше наработки контактов, ежедневно размыкавшихся и затем замыкавшихся. Требуемую наработку контактов на отказ обеспечивают контакты с покрытием серебром, оловом, никелем. Экспериментально установлено, что на поверхности контактов под воздействием микроатмосферы образуются окисные пленки, стойкие к механическому разрушению и пробое электрическим напряжением 40...80 В. Полученные

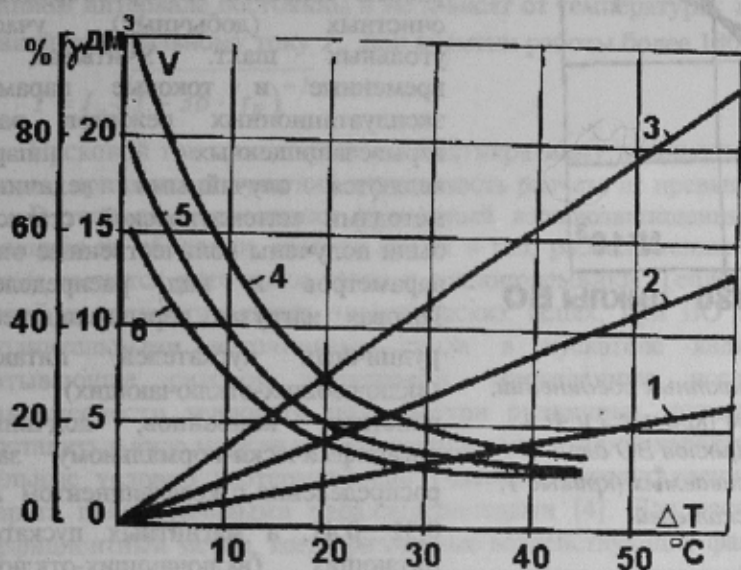


Рисунок 1 – Вытесненный объем (кривые 1, 2, 3) и относительная влажность воздуха внутри оболочки (кривые 4, 5, 6) в функции превышения температуры воздуха внутри оболочки над температурой окружающей среды:
1, 2, 3 – соответственно для пускателей ПВИ-125, ПВИ-250, ПВИ-320;
4, 5, 6 – соответственно при 100%, 80%, 60% относительной влажности.

экспериментальные данные наработки на отказ аппроксимировались логарифмической функцией вида

$$Y = a_0 + b_0 \cdot \exp(b_1 \cdot X), \quad (2)$$

где Y – переходное электрическое сопротивление, МОм;

X – количество обработанных циклов ВО;

a_0, b_0, b_1 – коэффициенты регрессии (рис.2).

Полученное регрессионное уравнение (2) позволяет прогнозировать надежность контактных соединений и своевременно проводить техническое обслуживание рудничного пускателя.

Оболочка рудничного пускателя затрудняет теплообмен с окружающей средой и вызывает дополнительные потери при прохождении тока по токоведущим шпилькам через стальные перегородки и другие конструкционные элементы из ферромагнитных материалов.

Исследования нагрева рудничного пускателя показали, что температура перегрева отдельных его элементов при переменном трехфазном токе более чем в два раза превышает температуру этих же элементов при постоянном токе и на 10% выше при однофазном переменном токе. Перегрев стальной перегородки в 1,6 раза превышает перегрев перегородки из цветного металла и в 1,5 раза – из изоляционного материала. Разница температур в обоих случаях вызвана главным образом электрическими потерями в ферромагнитных материалах [3].

Для определения перегрева ΔT из-за электрических потерь в ферромагнитных материалах на основании уравнений Максвелла получена следующая зависимость:

$$\Delta T = \sqrt{\frac{a_0 - a_1 I}{A}} \cdot I, \quad (3)$$

где I – ток нагрузки, А;

a_0, a_1 – коэффициенты аппроксимации;

A – постоянная величина, зависящая от его геометрических размеров данного элемента.

Расчеты по (3), с погрешностью, не превышающей 12%, хорошо согласуются с экспериментальными данными и могут быть использованы в инженерной практике.

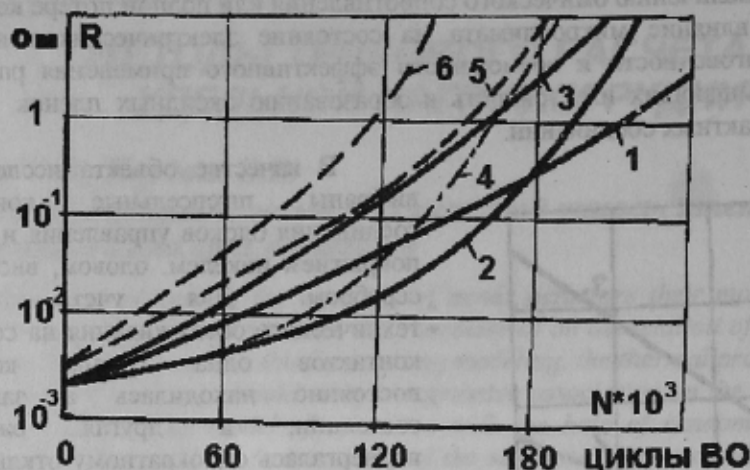


Рисунок 2 – Переходные сопротивления контактных соединений, покрытых серебром (кривые 1 и 3), никелем (кривые 2 и 4) и оловом (кривые 5 и 6) в функции числа циклов ВО для обслуживаемых (кривые 3, 4 и 6) и необслуживаемых (кривые 1, 2 и 5) конструкций магнитных пускателей.

Для моделирования тепловых режимов рудничных пускателей были проведены экспериментально-статистические исследования режимов работы силового электрооборудования очистных (добычных) участков угольных шахт. Учитывая, что временные и токовые параметры эксплуатационных режимов работы взрывозащищенных аппаратов являются случайными величинами, методами математической статистики были получены количественные оценки параметров и вид распределений. Токковая нагрузка взрывозащищенных рудничных пускателей, питающих (включающих-отключающих) АД очистных комбайнов, подчиняется логарифмически-нормальному закону распределения с коэффициентом $K_V = 0,32 \dots 0,41$, а магнитных пускателей, питающих (включающих-отключающих)

АД электропривода скребковых конвейеров, – нормальному закону распределения с $K_V = 0,13 \dots 0,17$; временные характеристики подчиняются распределению Вейбулла.

Система уравнений для моделирования эксплуатационных режимов работы рудничных пускателей главных электроприводов очистных комбайнов и забойных скребковых конвейеров учитывает вероятность появления включений, перерывов, среднего тока с признаками по предложенной классификации, моделируемая с использованием случайных чисел и метода Монте-Карло.

Режим работы пускателя определяется фактом нагрева силовой электрической цепи и допустимой величиной предельного превышения температуры при окружающей температуре 35°C . В результате экспериментальных исследований получены аналитические зависимости нагрева отдельных теплонагруженных элементов пускателя от величины тока, протекающего по силовым контактам, и времени его протекания. При обработке результатов экспериментальных исследований с целью получения аппроксимирующих аналитических зависимостей, использовался метод наименьших квадратов. Получена аналитическая зависимость:

$$\Delta T = b_{0i} \cdot I^{b_{1i}}, \quad (4)$$

где ΔT_i – превышение температуры i -го элемента пускателя;

b_{0i}, b_{1i} – параметры функции i -го элемента;

I – ток нагрузки.

В связи с ограниченным объемом магнитного пускателя в результате коммутации нагрузки температура воздуха внутри оболочки значительно отличается от температуры окружающей среды и при номинальном токе в продолжительном режиме работы в отделениях контактора и разъединителя достигает $35 \dots 40^\circ\text{C}$.

На основании многофакторного эксперимента [2] получена модель перегрева воздуха внутри оболочки пускателя:

$$\Delta T = -15,8 + 0,116 \cdot I + 0,0371 \cdot N - 0,0768 \cdot ПВ + 0,0018 \cdot I \cdot ПВ, \quad (5)$$

где I – ток нагрузки, А;

N – частота, ВО/час;

$ПВ$ – продолжительность включения, %.

Наибольшее влияние на перегрев воздуха внутри оболочки пускателя оказывают ток и продолжительность включения ($ПВ$) нагрузки, в меньшей мере влияет частота циклов ВО.

На основании полученных экспериментальных данных при исследовании продолжительного режима работы магнитного пускателя на основе уравнений нагрева и охлаждения электрических аппаратов перегрев воздуха для случайного повторно-кратковременного режима описывается системой:

$$\left. \begin{aligned} \Delta T_R &= b_0 \cdot I^{b_1} \left\{ 1 - \exp[-b_2(t_{R1} + t_{R0})] \right\}; \\ \Delta T_P &= b_0 \cdot I^{b_1} \cdot \exp[-b_2(t_{R1} + t_{P0})] \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

где $\Delta T_R, \Delta T_P$ – перегрев элемента соответственно при работе и в отключенном состоянии;

b_2 – величина, обратная постоянной нагрева элемента;

t_R, t_P – соответственно длительность работы и паузы.

При расчете по предложенной зависимости (6) приняты следующие допущения: коэффициенты b_0, b_1, b_2 на данном интервале постоянны и не зависят от температуры; величина тока на интервале принята неизменной и равной номинальному току I_n при времени работы более 180 с, а при времени работы менее 180 с

$$I = I_n \sqrt{1 + 36 \cdot (t_R)^{-1}} \quad (7)$$

Пусковой ток принят равным шестикратному номинальному при продолжительности пуска, равной 1 с. С учетом принятых допущений погрешность расчета не превышает 10%.

В тепловом отношении рудничный взрывозащищенный пускатель представляет собой систему тел, состоящую из оболочки, газовой среды и тел, расположенных внутри оболочки. В рассмотренной замкнутой системе имеются источники тепла и теплоприемники. Тепловыделение происходит при прохождении тока в силовой и вспомогательных электрических цепях, при ВО тока нагрузки электромагнитным контактором. Дополнительными источниками тепла в пускателе являются ферромагнитные элементы пускателя, охватывающие силовой токопровод. Проведенные исследования свидетельствуют о значительной неравномерности теплового поля внутри рудничных пускателей, которые в тепловом отношении можно представить в виде модели первой группы, для которой характерным является разделение всех поверхностей на отдельные условно изотермические участки и представление сложных по форме нагретых зон реального аппарата прямоугольными параллелепипедами [4]. Для расчета нагрева рудничных пускателей применим коэффициентный метод, когда различные воздействующие факторы учитываются при помощи относительных коэффициентов. На первом этапе расчета определяем средний перегрев оболочки относительно температуры окружающей среды, а на втором – перегрев воздуха внутри оболочки пускателя относительно его оболочки.

Перегрев оболочки пускателя относительно окружающей среды определяется по формуле:

$$\left. \begin{aligned} \Delta T_0 \Big|_{50 \leq P_{y\partial} \leq 250} &= K_S \cdot K_\varepsilon \cdot K_H (1,09 - 0,0045 \cdot T_c) \left[6 + 0,095 (P_{y\partial} - 50) \right]; \\ \Delta T_0 \Big|_{250 < P_{y\partial} < 600} &= K_S \cdot K_\varepsilon \cdot K_H (1,09 - 0,0045 \cdot T_c) \left[25 + 0,054 (P_{y\partial} - 250) \right]; \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

где K_S, K_ε, K_H – коэффициенты, зависящие соответственно от площади поверхности, степени черноты оболочки и давления окружающей среды;

T_c – температура окружающей среды, °С;

$P_{y\partial}$ – удельные потери на поверхности оболочки, Вт/м².

Температура перегрева воздуха условной поверхности нагретой зоны внутри оболочки рудничного пускателя относительно оболочки определяется по следующей зависимости:

$$T = K_I \cdot K_3 \cdot K_\varepsilon \cdot K_H \cdot (1,11 - 0,004 \cdot T_c) \cdot \Delta T, \quad (9)$$

где K_I, K_3 – коэффициенты, зависящие от геометрических размеров и заполнения оболочки (свободного объема);

ΔT – температура, определяемая удельным тепловым потоком с поверхности нагретой зоны.

В (8) и (9) удельные потери определяются экспериментально, а коэффициенты – из справочной литературы [4]. Расчеты при использовании (8) и (9) для пускателя ПВИ-250БТ позволили получить следующие результаты: $\Delta T_0 = 21 (20) \text{ } ^\circ\text{C}$; $T = 42,3 (45) \text{ } ^\circ\text{C}$. В скобках приведены температуры реального нагрева оболочки пускателя и воздуха в нагретой зоне пускателя. Предложенный коэффициентный метод позволяет после измерения внутреннего сопротивления силовой цепи рудничного пускателя прогнозировать его тепловое состояние, т.е. расчетным путем определять ожидаемый нагрев при заданном значении тока нагрузки.

Основным источником тепловыделения в рудничных пускателях является силовая токоведущая цепь, включающая шпильки, шины, силовые проводники, контакты контактора и разъединителя. При исследовании влияния поверхностного эффекта, эффекта близости и переноса мощности отмечено их незначительное влияние на сопротивление токоведущей цепи, за исключением токоведущих шпилек диаметром 16...20 мм, сечение которых по поверхностному эффекту близко к критической величине. Для увеличения поверхности охлаждения в токоведущих шпильках выполнялись несквозные отверстия. Наиболее рациональным является сечение примерно 70% от сечения цельной шпильки, что соответствует диаметру отверстия, равному 0,55 наружного диаметра шпильки. При этом наблюдалось снижение температуры шпильки на 7...13°С. Для снижения потерь в конструктивных ферромагнитных элементах выполнялись прорези в стальных шайбах, производилась их замена на латунные, что позволило снизить нагрев этих элементов на 20...25°С.

Рудничные взрывозащищенные пускатели маркируются по номинальному току продолжительного режима, но нередко они работают также в повторно-кратковременном, кратковременном и прерывисто-

продолжительном режиме. Реальные режимы работы характеризуются определенной ПВ и длительностью нахождения во включенном состоянии.

Для определения перегрузочной способности пускателя по току, исходя из предельно-допустимых температур нагрева, получена следующая зависимость:

$$\frac{I_R}{I_N} = \left[\frac{1 - \exp\left(-\frac{100 \cdot t_R}{T \cdot ПВ}\right)}{1 - \exp\left(-\frac{t_R}{T}\right)} \right]^{1/b_1} \quad (10)$$

где I_R, I_N – соответственно рабочий и номинальный токи пускателя, А;

t_R – длительность рабочего цикла, мин;

T – постоянная времени нагрева, мин;

$ПВ$ – продолжительность включения, %;

b_1 – параметр степенной зависимости.

Зависимость (10) может быть использована для расчета перегрузочной способности пускателя или выбора пускателя по заданным параметрам реального режима работы, коммутируемой нагрузки подключенного АД электропривода механизма (рис.3).

Разработка контакторов с вакуумными камерами и применение их в рудничных взрывобезопасных пускателях позволили улучшить технические показатели пускателей и снизить нагрев их элементов в отделении контактора оболочки. В пускателе ПВВ-320Т с вакуумным контактором КТ12Р37 при использовании предложенных выше рекомендаций по снижению потерь в силовом токопроводе (сверление отверстий в токоведущих шпильках, разрезание и замена стальных гаек на латунные) позволило снизить нагрев элементов пускателя на 7...19 °С, повысить на 15...20% ток пускателя в продолжительном режиме.

Одним из направлений повышения токовой нагрузки может быть нормирование тока исходя из реального режима работы токоприемника. Перегрев токоведущих элементов серийного пускателя ПВВ-320Т при токе 400 А в продолжительном режиме достигает 90°С. В случае ПВ 40% и 60% при длительности цикла T_{Σ} ("работа-пауза") 1 час позволяет снизить перегрев пускателя соответственно до 60 и 70°С, что не превышает предельно-допустимых величин перегревов, установленных для пускателей ПВВ-320Т.

Экспериментальные исследования влияния взрывонепроницаемой оболочки на тепловое состояние магнитного пускателя показали существенную зависимость нагрева его элементов от свободного объема оболочки. Так, температура перегрева элементов пускателя в оболочке объемом 20 и 40 л соответственно в 1,8 и 1,5 раза превышает температуру перегрева этих же элементов на открытом воздухе. Температура воздуха в оболочках объемом 20, 40 и 100 л превышает температуру окружающего воздуха соответственно на 45, 40 и 30°С. Зависимость номинального тока коммутирующего аппарата при встраивании его во взрывонепроницаемую оболочку (рис.4) определена с учетом коэффициента заполнения оболочки (отношения объема встраиваемого аппарата к объему пустой оболочки).

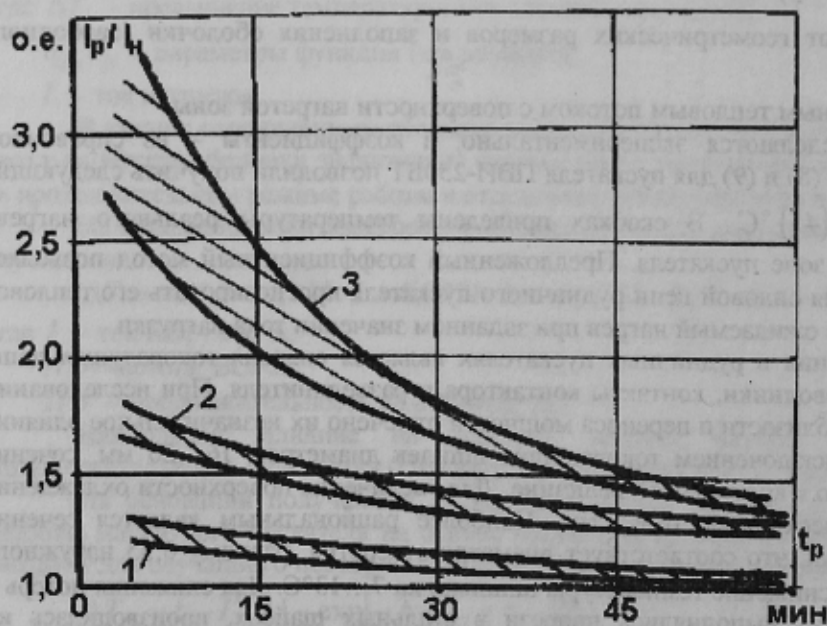


Рисунок 3 – Расчетные допустимые

токовые перегрузки $\left(\mu_i = \frac{I_R}{I} \right)$

в функции времени t_R включенного

состояния контактора при

различных ПВ:

1, 2 и 3 – кривые соответственно при ПВ=80%, ПВ=40%, ПВ=10%.

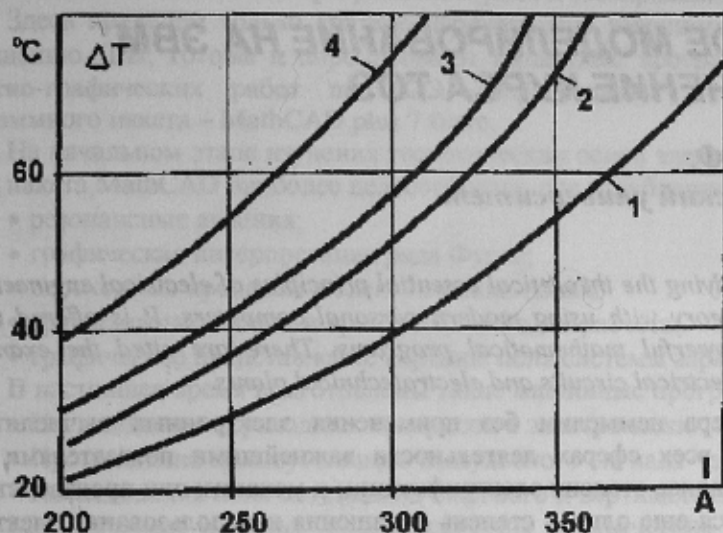


Рисунок 4 – Перегревы коммутационных аппаратов в функции тока продолжительного режима работы при расположении на открытом воздухе (кривая 1) и внутри закрытых оболочек различного объема:

2, 3, 4 – кривые соответственно для объемов 100, 40 и 20 литров.

ВЫВОДЫ

1. Показано, что микроклимат магнитных взрывобезопасных рудничных пускателей существенно зависит от их термодинамических параметров и режима работы. Так, при повышении температуры на 20°C относительная влажность воздуха снижается со 100 до 30%, а объем вытесненного воздуха может достигать 8 л, удельное выделение окислов азота пропорционально энергии, рассеиваемой в электрической дуге, и может составлять $7,5 \dots 8,0 \cdot 10^{-9}$ г/Дж.
2. Выявлены наиболее перегруженные в тепловом отношении ферромагнитные элементы рудничного пускателя, определен характер зависимости температуры внутри его оболочки от токовых параметров.
3. Предложена модель тепловых процессов в рудничном пускателе с использованием методов математической статистики.
4. Предложена модель стандартных режимов работы рудничных пускателей на основе многофакторного эксперимента при варьировании воздействующих факторов, а также вероятностная модель случайных режимов функционирования с помощью случайных чисел с использованием метода Монте-Карло.
5. Показана возможность повышения удельной токовой нагрузки рудничного пускателя до 20% за счет снижения тепловых потерь в токоведущих и конструктивных элементах.
6. Получены зависимости перегрузочной способности пускателей в функции ПВ и времени нахождения их контакторов во включенном состоянии (под током), а также кратность снижения длительно-допустимого тока при размещении коммутационных аппаратов в замкнутых оболочках различного объема.
7. Показано экспериментально, что использование в рудничных магнитных пускателях на токи 200 – 400 А вакуумных контакторов позволяет снизить (на 15–20%) перегрев элементов пускателя и за счет гашения дуги в вакууме радикально улучшить микроклимат в его оболочке.

ЛИТЕРАТУРА

1. Симонов Н.Ф., Куковаченко В.А. Влияние микроклимата закрытых оболочек на безотказность рудничных электромагнитных пускателей. / Электротехническая промышленность. Сер. Аппараты низкого напряжения, – М., Информэлектро, – 1983, – вып.1 (104), С. 1-2.
2. Кардаш В.В. Исследование влияния режима работы нагрузок на температуру воздуха и концентрацию окислов азота внутри оболочки электромагнитного пускателя ПВИ-250 // Взрывозащищенные электрические аппараты. Сб. науч. тр. ВНИИВЭ. – Донецк, – 1984. – С. 82-86.
3. Симонов Н.Ф., Кардаш В.В. Исследование нагрева ферромагнитных элементов рудничных электромагнитных пускателей // Взрывозащищенные рудничные аппараты напряжением до 1200 В: Сб. науч. тр. ВНИИВЭ, – Донецк, – 1986, С. 113-118.
4. Дульнев Г.И., Гарковский Н.М. Тепловые режимы электронной аппаратуры. – Л.: Энергия, Ленинградское отделение, – 1971. – 248 с., ил.