

## Анализ электровзрывобезопасности на основе динамических моделей разряда при коммутации электрической цепи

БЕРШАДСКИЙ И.А.

ДонНТУ, Донецк, Украина

ГЛАДКОВ А.Ю., ИВАНИЛОВ В.В.

МакНИИ, Макеевка, Украина

*Статья посвящена развитию и апробации математической модели дугового коммутационного разряда в индуктивно-резистивной электрической цепи, основанного на модификации типового уравнения Майра. Описан математический аппарат дугового разряда, возникающего в индуктивно-резистивной электрической цепи, учитывающий динамическую вольт-амперную характеристику дуги и ее тепловые процессы. Приведены результаты расчета тепловой постоянной инерции дуги за период коммутации для резистивной цепи несколькими известными способами, включая значения, полученные при моделировании. Установлено, что учет в модели дугового разряда динамики тепловой постоянной инерции дуги, рассчитанной по мгновенным значениям средней мощности разряда (с учетом потерь на катод), дает лучшую сходимость результатов моделирования. Предложена усовершенствованная математическая модель разряда резистивных и индуктивных электрических цепей, позволяющая уточнить известный расчетный метод оценки их искробезопасности. Проанализирована сходимость с минимально воспламеняющими параметрами, полученными экспериментально для аналогичных цепей.*

*К л ю ч е в ы е с л о в а: метод расчетной оценки искробезопасности, ток разряда, энергия разряда, длительность разряда, математическая модель разряда, минимально воспламеняющие параметры*

Электрооборудование с искробезопасными электрическими цепями находит во всем мире широкое применение в области измерительной, осветительной и управляющей техники, предназначенной для работы в потенциально взрывоопасных зонах. В частности, оно получило широкое распространение на нефтехимических и нефтеперерабатывающих заводах, в угольных шахтах.

Искробезопасная электрическая цепь – метод защиты электрического оборудования, работающего во взрывоопасных зонах, путем ограничения электрической и тепловой энергии до значений, не вызывающих воспламенение опасной газовой среды [1]. В цепях управления и сигнализации, которые могут работать с низкими токами и напряжениями, такой подход упрощает и снижает стоимость установки по сравнению с другими методами защиты.

Поскольку электрическое «искробезопасное» оборудование не имеет конструктивных мер сдерживания взрыва внутри взрывонепроницаемой оболочки, определение того, могут ли электрические разряды воспламенить газ, становится важным исследуемым предметом. Энергетический критерий принимает за стандарт минимальную энергию воспламенения. Однако, когда мы говорим о воспламенении горючего газа с помощью электрической искры, необходимо учитывать и мощность разряда.

Разряд требует соответствующих энергии и мощности для воспламенения горючей газовой смеси. Воспламеняющуюся газовую смесь трудно зажечь, если мощность разряда достаточно мала, а время разряда достаточно велико. Данный критерий характеристики искробезопасных цепей основан на мощности электрической дуги.

Для исследования процессов электрического разряда в искробезопасных электрических цепях важно выяснить взаимосвязь параметров электрических цепей с основными характеристиками электрического разряда.

Отсутствие доступного для разработчика достоверного расчетного метода оценки искробезопасности сложных электрических цепей с нелинейными полупроводниковыми компонентами, включая кабельную линию, делает актуальным совершенствование компьютерных моделей, описывающих процессы электрического разряда при размыкающей коммутации.

**Основные положения.** Концепция искробезопасных цепей может быть обоснована явлением воспламенения взрывоопасного газа, развивающегося по тепловому механизму [2]. В соответствии с ним воспламенение горючей газовой смеси в некоторой точке источником воспламенения (нагретым твердым телом, электрической искрой, пламенем) происходит при нагреве источником тепла до температуры горения мини-

мального объема (минимального ядра пламени), после чего пламя, образовавшееся в ограниченном объеме, распространяется на весь объем. Одновременно происходит рассеяние тепла в окружающее пространство, и для образования минимального ядра пламени нужен источник определенной мощности и длительности. Следовательно, при оценке искробезопасности электрических цепей требуется учет таких факторов, как вид разряда, устройство искрообразующего механизма, параметры цепи, скорость разведения контактов и т.д.

В исследованиях по теме моделирования электрической дуги следует обратить внимание, что можно выделить три основных условия возникновения разряда: зажигание от перенапряжения разомкнутой цепи при неподвижных электродах (контактах), коммутация размыкаемой цепи, зажигание дуги на обугленном пути между двумя проводниками, а не между электродами (контактами) [3].

В [4] описаны исследования процессов в плазмотронах постоянного тока с катодом, расположенным в центре канала, и анодом в виде цилиндрической или конической стенки канала, что не соответствует условиям коммутации электрической цепи рудничного электрооборудования.

В новых работах на данную тему, например [5], формулы для определения тепловой постоянной времени либо представлены в общем виде, которые нельзя довести до конечного результата, либо приведены для источников питания дуги синусоидальной (прямоугольной) формы.

Авторами анализировались также работы ряда специалистов по моделированию дугового разряда в электрических цепях низкого напряжения, в частности, автоматических выключателях [6], а также общей теории дугового разряда [7]. Несмотря на всесторонний анализ динамических характеристик дуги отключения, в них необходимо знать большое количество параметров разряда.

Поведение коротких слаботочных дуговых разрядов недостаточно изучено. Отсутствует обобщенная модель их переходных процессов с учетом заданной скорости разведения контактов, динамической характеристики разряда и его влияния на взрывобезопасность электрической цепи. В данной работе рассмотрено, в частности, поведение дуги в воздухе с токами от 0,02 до 10 А при условии разведения контактов и длины зазоров от 0 до 6 мм.

**Статья посвящена** определению энергии разряда  $W_p$ , его мощности  $P_p$  и длительности  $t_p$  при известных параметрах и структуре электрической цепи и источников электроэнергии, а также при заданных условиях коммутации, при этом принято, что емкостные элементы отсутствуют; развитию и апробации математической модели дугового коммутационного разряда в индуктивно-резистивной электрической цепи, основанного на модификации типового уравнения Майра,

характеризующего ток, напряжение, проводимость разряда и учитывающего динамическую вольт-амперную характеристику, скорость разведения контактов, тепловую постоянную инерции дуги  $\tau$ , баланс отводимой и поступающей мощности дуги.

Известны предложения по замене характеристик разряда приближенными аппроксимирующими выражениями (линейная, квадратичная формы изменения тока во времени, сопротивление, обеспечивающее максимум мощности и др.) [8], но они не были связанными с тепловыми процессами в дуге, что не давало возможности правильно их согласовать с реальными экспериментальными данными. В количественном отношении электрическая дуга может быть описана выражениями баланса энергии в столбе разряда [6, 9].

**Модель разряда.** В установившемся режиме должен выполняться энергетический баланс дуги:

$$E_{д.ср} i_d - P_0 = 0,$$

где  $E_{д.ср}$  – усредненная напряженность поля столба и анодной области дуги;  $P_0$  – отводимая мощность от единицы длины дуги;  $i_d$  – ток дугового разряда.

В неустановившемся режиме это выражение становится неравенством

$$E_{д.ср} i_d - P_0 > 0 \text{ или } E_{д.ср} i_d - P_0 < 0,$$

т.е. теплоотвод может либо превышать тепловыделение (знак  $<$ ) и теплосодержание  $Q$  в единице длины дуги уменьшается, либо наоборот – увеличивается (знак  $>$ ):

$$\frac{dQ}{dt} = E_{д.ср} i_d - P_0. \quad (1)$$

Сопротивление единицы длины дуги

$$R_0 = k e^{-Q/Q_0},$$

где  $k$  – постоянная, характеризующая начальное сопротивление дуги до момента размыкания цепи;  $Q_0$  – количество теплоты в единице длины дуги, при внесении (удалении) которого сопротивление дуги изменяется в 2,7 раза.

Дифференцируя последнее выражение и заменяя  $R_0$  на  $E_{д.ср}/i_d$ , получим уравнение Майра:

$$\begin{aligned} \frac{dQ}{dt} &= -\frac{Q_0}{R_0} \frac{dR_0}{dt} = \\ &= Q_0 \left( \frac{1}{i_d} \frac{di_d}{dt} - \frac{1}{E_{д.ср}} \frac{dE_{д.ср}}{dt} \right) = E_{д.ср} i_d - P_0. \end{aligned} \quad (2)$$

Для решения (2) необходимо иметь еще одно уравнение, которое позволяет связать параметры электрической цепи и дуги ( $Q_0$ ,  $P_0$  предполагаются известными). Если задаётся закон изменения тока разряда во времени

$$i_d = f(t); \quad E_{д.ср} = R_0 f(t),$$

то после нескольких преобразований получим:

$$\frac{d}{dt} \left( \frac{1}{R_0} \right) = \frac{i_d}{R_0} \frac{di_d}{dt} - \frac{1}{R_0} \frac{dE_{д,ср}}{dt} = \frac{E_{д,ср} i_d - P_0}{Q_0 R_0} \quad (3)$$

Переходя от удельных величин на единицу длины дуги к её полной длине  $l_d$ , преобразуем формулу (3), обозначив через  $u_d$  напряжение в столбе дуги;  $R = R_0 l_d$  – сопротивление дуги;  $Q_0/P_0 = \tau$  – тепловая постоянная инерции дуги;  $P_d = P_0 l_d$ ;  $Q_d = P_0 \tau$ ;  $u_d = E_{д,ср} l_d$ :

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \left( \frac{1}{R} \right) &= \frac{u_d i_d}{l_d Q_0 R} - \frac{P_d}{l_d Q_0 R} = \frac{u_d i_d}{P_d \tau R} - \frac{P_0 l_d}{l_d P_0 \tau R} = \\ &= \frac{u_d i_d}{P_d \tau R} - \frac{1}{\tau R} = \frac{1}{\tau R} \left( \frac{u_d i_d}{P_d} - 1 \right). \end{aligned} \quad (4)$$

Для проводимости дуги  $g$  формула (4) приобретает вид:

$$\frac{1}{g} \left( \frac{dg}{dt} \right) = \frac{1}{\tau} \left( \frac{u_d i_d}{P_d} - 1 \right). \quad (5)$$

Компьютерное моделирование удобнее выполнять, преобразовав систему уравнений, полученную из (5):

$$\begin{cases} \frac{d \ln g}{dt} = \frac{1}{\tau} \left( \frac{g u_d^2}{P_d} - 1 \right); \\ i_d = g u_d. \end{cases} \quad (6)$$

Отводимая от дуги мощность  $P_d$  может быть представлена упрощенно с использованием статической вольт-амперной характеристики дугового разряда

$$u_d = u_k + \left( a + \frac{b}{i_d} \right) v t \text{ в виде [10]:}$$

$$P_d = \left[ u_k + E_{д,ср} \left( i_d \right) l_d \right] i_d = i_d (u_k + a v t) + b v t, \quad (7)$$

где  $l_d$  – длина дугового разряда (межконтактное расстояние), мм;  $u_k$  – минимальное значение катодного падения напряжения (для катода, изготовленного из кадмия,  $u_k = 8$  В);  $v$  – скорость размыкания контактов, мм/с;  $a, b$  – коэффициенты, характеризующие условия получения характеристик для ограниченных диапазонов начального тока дугового разряда:  $a = 82,81$  В/мм,  $b = 2,42$  В·А/мм при  $i_d = 0,024 \dots 0,1$  А и  $a = 43,89$  В/мм,  $b = 5,18$  В·А/мм при  $i_d = 0,05 \dots 2$  А;  $t$  – время движения контактов, с.

Зависимость тепловой постоянной инерции дуги  $\tau$  от тока разряда и радиуса столба может выражаться через одночленную степенную аппроксимацию тепловых функций дуги, приведенную в [11] для воздуха при атмосферном давлении<sup>1</sup>. Для  $\tau$  аналитическое выражение с учетом ограничения температуры до 10000 К имеет вид:

$$\tau = \frac{r_0^2 D_b (2\pi r_0 \sqrt{B_p})^{\frac{2(1-b)}{p+1}}}{i^{\frac{2(1-b)}{p+1}}}, \quad (8)$$

где коэффициенты  $B_p = 1,76 \cdot 10^{-7}$ ,  $b = 0,25$ ,  $D_b = 0,18$ ,  $p = 3,5$ ;  $r_0$  – расчетный радиус столба дуги, см.

Практическое применение выражения (8) становится возможным после расчета радиуса столба дуги. Для этого в данной модели введен массив данных зависимости  $r_0(P_d)$ , полученной по разработанному модифицированному методу «источников» [12]. Вычисленные начальный радиус очага воспламенения  $r$  и его максимальная температура  $T$  приведены на рис. 1.

Способ прогнозирования искробезопасности электрических цепей рудничного электрооборудования на начальном этапе включает в себя конфигурирование расчетной схемы. Под этим понимается расстановка блоков из SPICE-подобной программы для аналогового и цифрового моделирования электрических и электронных цепей с интегрированным визуальным редактором MicroCAP-12. Однако в библиотеках MicroCAP-12 не содержится блоков с математическим описанием изложенных выше физических закономерностей, происходящих при искрении в размыкаемых электрических контактах.

Решение этой задачи получено путем разработки блока размыкания электрической цепи. Он встраивается в расчетную простую индуктивную цепь  $R1, L1$  (рис. 2) наряду с другими элементами (источником питания  $V1$ , измерителями тока  $R0, R2$  и вспомогательными блоками).

В текстовой части расчетной схемы (рис. 2) заданы скорость размыкания контактов искрообразующего механизма ( $vs = 6500$  мм/с), коэффициенты  $B_p, b, D_b, p$  для расчета  $\tau$  согласно выражению (8), массив данных TABLE зависимости  $r_0(P_d)$ , представленный на рис. 1.

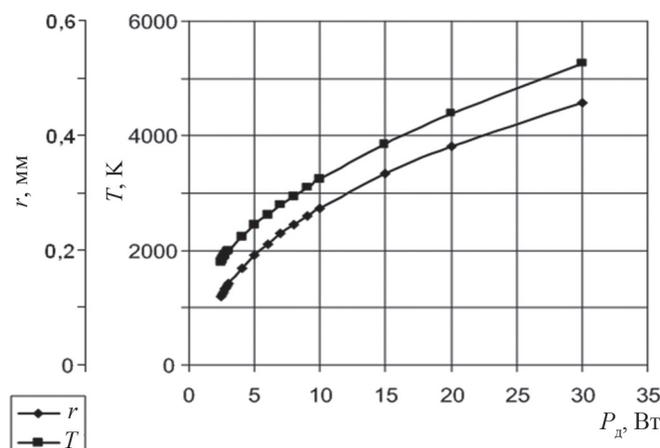
Сопротивление резистора  $RD$  моделирует разряд размыкания и задано выражением:

$$RD = if \left( T < c\_br, 10^{-4}, STP(c\_br) \frac{1}{EXP(I(LI))} \right), \quad (9)$$

где  $T$  – текущее модельное время, с;  $c\_br$  – момент начала коммутации цепи – размыкание ключа  $SW1$ , с;  $STP(c\_br)$  – функция единичного скачка, принимающая «1» при условии  $T > c\_br$  (начало коммутации) и «0» в остальных случаях;  $if$  (условие, параметр 1, параметр 2) – функция, принимающая значение параметра 1 при выполнении условия и параметра 2 в противоположном случае.

Ключ  $SW1$  управляется в функции времени, соответствующего изменению сопротивления от 0,0001 Ом при  $T < c\_br$  (служит для моделирования замкнутых контактов электрической цепи до коммутации) к сопротивлению 107 Ом при  $T \geq c\_br$ .

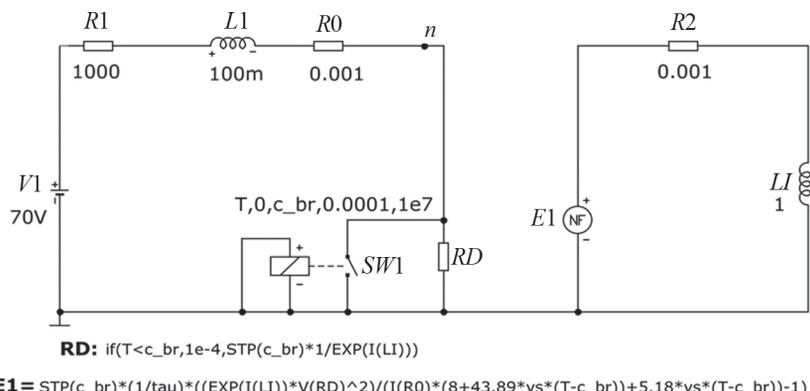
<sup>1</sup> Использование характеристик воздуха вместо 8,5 % метановоздушной смеси создает незначительный запас в сторону уменьшения воспламеняющих токов.



**Рис. 1.** Зависимость максимума температуры  $T$  и радиуса  $r$  цилиндрического столба дуги от мощности дуги  $P_d$  при скорости размыкания контактов искрообразующего механизма  $v = 6,5$  м/с

**Fig. 1.** Dependence of the maximum temperature  $T$  and the radius  $r$  of the cylindrical arc column on the arc power  $P_d$  at the speed of opening the contacts of the spark-generating mechanism  $v = 6.5$  m/s

```
.DEFINE vs 6500
.DEFINE Bp 1.76E-7
.DEFINE b 0.25
.DEFINE Db 0.18
.DEFINE p 3.5
.DEFINE c_br 2m
.DEFINE VD if(T<c_br,V(n),V(n)-8)
.DEFINE PD if(VD<0,0,I(R0)*VD)
.DEFINE r TABLE (2.01),1.9,0.0104,2.4,0.012,2.5,0.0124,2.6,0.0128,2.7,0.0132,2.8,0.0135,2.9,0.0139,3,0.0142,4,0.0169,5,0.0191,6,
0.0211, 7,0. 0.229,8,0.0243,9,0.026,10,0.0274,15,0.0334,20,0.0382,30,0.0458,40,0.0519,50,0.0571,60,0.0617,80,0.0695,90,0.0729,10
0,0.0761,110,0.08,120,0.0828,130,0.086,140,0.0885,150,0.092,170,0.0985,200,0.11,250,0.126)
.DEFINE tau ((r^2)*Db*(2*pi*r*sqrt(Bp))^(2*(1-b)/(p+1)))/(I(R0)^(2*(1-b)/(p+1)))
1)максимальное значение усредненной мощности разряда.
```



**Рис. 2.** Расчетная схема моделирования процесса дуговой коммутации резистивной и индуктивной цепи по методу [9]

**Fig. 2.** Calculation scheme for modeling the process of arc switching of a resistive and inductive circuit according to the method [9]

Для формирования проводимости использован источник напряжения  $E1$ , который задает напряжение  $V(E1)$ , соответствующее правой части 1-го уравнения системы (6):

$$V(E1) = \frac{d \ln g}{dt} = \frac{STP(c_{br}) (1/\tau) e^{I(LI)} V(RD)^2}{I(R0) (8 + ad vs (T - c_{br})) + bd vs (T - c_{br})} - 1, \text{ В}, \quad (10)$$

где  $ad$  и  $bd$  – коэффициенты вольт-амперной характеристики дуги;  $vs$  – скорость коммутации;  $\tau$  – тепловая постоянная инерции дуги.

Токовая цепь содержит вспомогательный резистор  $R0$  сопротивлением 0,001 Ом, на котором фиксируется ток разряда. Ток через дополнительную индуктивность  $LI = 1$  Гн определяет интеграл от напряжения источника  $V(E1)$ , т.е.  $I(LI) = \ln(g)$ . Соответственно, проводимость дуги  $\exp(I(LI)) = g$  и со-

противление  $RD = 1/e^{(LI)}$ .  $V1, R1, L1$  – элементы оцениваемой цепи.

В представленной модели (рис. 2) тепловая постоянная инерции дугового разряда  $\tau$  определяется максимальным значением усредненной мощности разряда и ее динамика не учитывается. Это приводит к неоптимальной сходимости результатов моделирования в реальных электрических цепях. Экспериментально подтверждено, что величина  $\tau$  на протяжении дугового разряда в слаботочной цепи меняет свое значение в зависимости от мощности, поступающей в разряд, если соблюдается баланс отводимой и поступающей мощности дуги. Поэтому  $\tau$  целесообразно определить по мгновенным значениям средней мощности разряда.

Также отметим, что в модели (рис. 2) расчет мощности разряда  $PD$  проводится с учетом потерь на катоде  $u_k$ , что справедливо для расчета энергии дугового разряда [12, 13], но не для определения максимального значения средней мощности разряда  $SD/(T-c_{br})$  как эквивалента отводимой от дуги мощности  $P_d$ .

Таким образом, с целью устранения вышеизложенных недостатков известного расчетного метода оценки искробезопасности разработана уточненная компьютерная модель (рис. 3), которая включает в себя следующие изменения:

расчет мощности разряда  $PD$  проводится без учета  $u_k$  и применяется только для подсчета энергии дугового разряда с помощью выражения  $SD(PD, c_{br})$ ;

определение отводимой от дуги мощности  $PD1$  проводится с учетом  $u_k$  по формуле (7) и используется для вычисления мгновенных значений средней мощности разряда  $D$  с помощью выражения  $SDT(PD1)/(T-c_{br})$ ;

расчет тепловой постоянной инерции дугового разряда  $\tau$  проводится с учетом динамики мгновенных значений средней мощности разряда  $D$ .

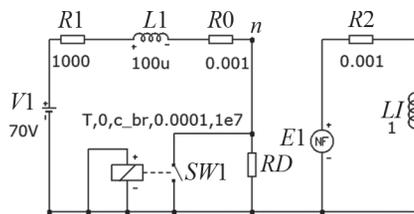
Процесс моделирования разряда размыкания выражен через сопротивление резистора  $RD$  и включает в себя условие прекращения дуги:

$$RD = if \left( \begin{array}{l} (v(n) < 8) AND (T > c_{br} + 1u), 10^2, \\ STP(c_{br}) \frac{1}{EXP(I(LI))} \end{array} \right). \quad (11)$$

При достижении условия прекращения дугового процесса:  $v(n) < 8$  (напряжение на разряде менее 8 В) и  $T \geq c_{br} + 1u$  (после начала коммутации с учетом времени переходных процессов 1 мкс), сопротивление дуги становится не менее 100 Ом.

**Экспериментальное определение динамики тепловой постоянной инерции дугового разряда.** Тепловая постоянная инерции электрической дуги  $\tau$  – важный параметр, используемый в моделях расчетной оценки искробезопасности электрических цепей. Она характеризует тепловую инерционность при изменении электрических свойств дуги в нестационарных режимах, которая определяется теплофизическими характеристиками дугового канала [14]. Экспериментальные данные о динамике изменения ее значений в слаботочной цепи обеспечат повышение достоверности расчетной оценки искробезопасности. Изменение значений постоянной времени дуги исследовалось на разработанном и изготовленном стенде, позволяющем регулировать скорость размыкания контактов и пред-

```
.DEFINE vs 6500
.DEFINE Bp 1.76E-7
.DEFINE b 0.25
.DEFINE Db 0.18
.DEFINE p 3.5
.DEFINE c_br 2m
.DEFINE VD if(T<c_br,V(n),V(n)-8)
.DEFINE PD if(VD<0,0,I(R0)*VD)
.DEFINE PD1 (I(R0)*(8+43.89*vs*(T-c_br))+5.18*vs*(T-c_br))
.DEFINE D if(T<c_br,0,SDT(PD1)/(T-c_br))
.DEFINE r TABLE (D,1.9,0.0104,2.4,0.012,2.5,0.0124,2.6,0.0128,2.7,0.0132,2.8,0.0135, 2.9,0.0139,3,0.0142,4,0.0169,5,0.0191,6,0.0211,7, 0.0229,8,0.0243,9,0.026,10,0.0274,15,0.0334,20,0.0382,30,0.0458,40,0.0519,50,0.0571,60,0.0617,80,0.0695,90,0.0729,100,0.0761,110,0.08,120,0.0828,130,0.086,140,0.0885,150,0.092,170,0.0985,200,0.11,250,0.126)
.DEFINE tau ((r^2)*Db*(2*pi*r*sqrt(Bp))^(2*(1-b)/(p+1)))/(I(R0)^(2*(1-b)/(p+1)))
```



$$RD = if((v(n) < 8) AND (T > c_{br} + 1u), 1e2, STP(c_{br}) * 1 / EXP(I(LI)))$$

$$E1 = STP(c_{br}) * (1/tau) * ((EXP(I(LI)) * V(RD)^2) / (I(R0) * (8 + 43.89 * vs * (T - c_{br})) + 5.18 * vs * (T - c_{br})) - 1)$$

Рис. 3. Уточненная модель дуговой коммутации резистивной и индуктивной цепи

Fig. 3. Refined model of arc switching of a resistive and inductive circuit

назначенном для исследования разрядов в искробезопасной цепи (рис. 4).

Первоначальное отклонение пластины  $d$  фиксируется спусковым устройством, обеспечивая пропорциональность скорости размыкания проволоки с диском. Это происходит из-за увеличения противодействующего усилия в пластине при увеличении отклонения.

В резистивной цепи напряжением 24 В, током 1,2 А и скоростью размыкания 1 м/с по методике, изложенной в [14], проводились экспериментальные исследования динамики изменения постоянной времени  $\tau$  на всем протяжении дугового разряда. Путем осциллографирования на стенде для исследования разрядов размыкания в искробезопасной цепи (рис. 4) полу-

чены переходные процессы напряжения и тока дуги (рис. 5).

По экспериментальным данным (рис. 5) определена зависимость тепловой постоянной инерции дуги от времени. Путем моделирования аналогичной резистивной цепи также получены зависимости тепловой постоянной времени дуги от времени с помощью различных моделей разряда (рис. 6):

на уточненной модели (с учетом параметризации рис. 3);

на модели метода [9];

на модели метода [15].

В результате расчетов установлено и экспериментально подтверждено, что за период коммутации (208 мкс)

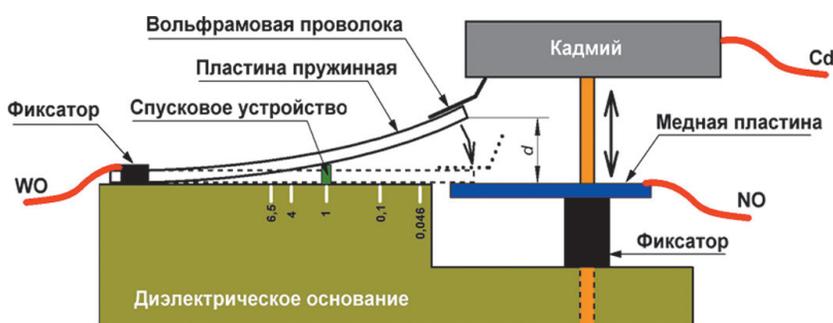
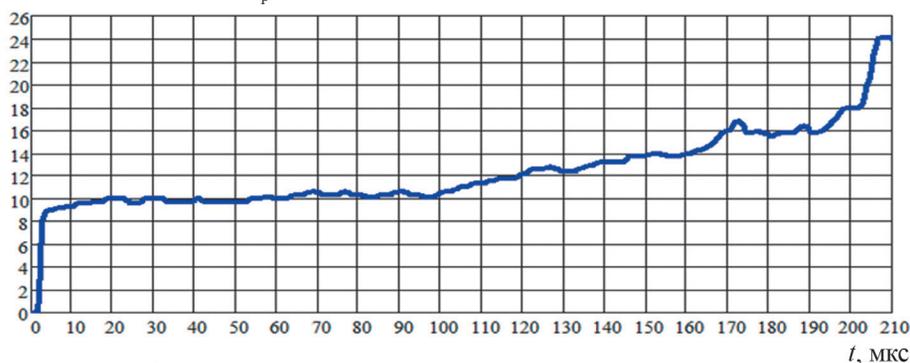


Рис. 4. Стенд для исследования разрядов размыкания в искробезопасной цепи

Fig. 4. Stand for research of discharges of opening in an intrinsically safe circuit

Напряжение разряда  $U_p$ , В



Ток разряда, А

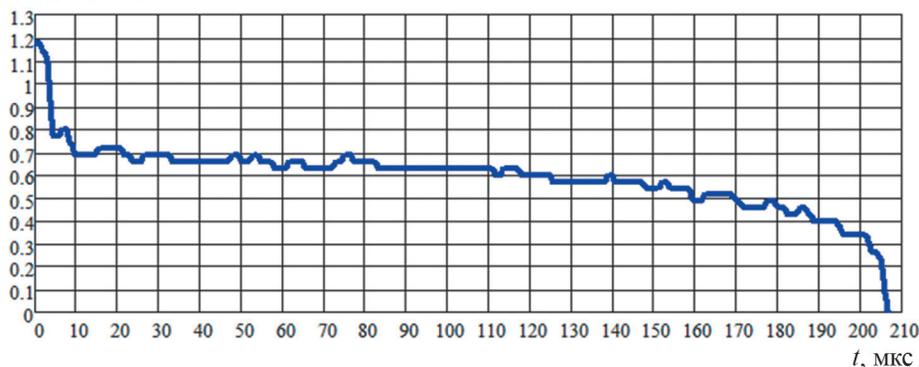


Рис. 5. Осциллограммы переходных процессов напряжения и тока дуги от времени

Fig. 5. Oscillograms of transient processes of voltage and arc current versus time

тепловая постоянная инерции электрической дуги  $\tau$  изменяется в 1,4 раза и имеет экспоненциально возрастающий характер. При этом динамика роста и порядок значений  $\tau$  уточненной модели (кривая 4 на рис. 6) приближены к экспериментальным данным (кривая 3 на рис. 6).

**Тестирование компьютерной модели для оценки искробезопасности индуктивно-резистивных цепей.** Факт искробезопасности некоторой электрической цепи (граничное условие) при размыкании контактов с различной скоростью ( $v = 0,046-6,5$  м/с) определяется по соотношению энергии разряда  $W_p$  и воспламеняющей энергии  $W_b$ . Обязательно должны выполняться условия о равенстве продолжительности разряда  $T_p$  и скорости  $v$ . Таким образом цепь искробе-

зопасна при  $W_p(T_p)/W_b(v, T_p) < 1$ . Энергия разряда и его продолжительность при размыкании контактов просчитывалась на компьютерных моделях (рис. 2 и 3) и по экспериментальным данным (осциллограммам тока и напряжения разряда) при достижении тока обрыва  $i_0 = 20$  мА.

Граничные условия достигались путем изменения тока в цепи при неизменном напряжении (для резистивных цепей) или изменения тока в цепи при неизменном напряжении и индуктивности (для индуктивных цепей).

Полученные граничные параметры цепи (ток, внешняя индуктивность) сравнивались с аналогичными данными ( $I_{гр}, L_{гр}$ ), приведенными в ГОСТ Р 51330.10 [10].

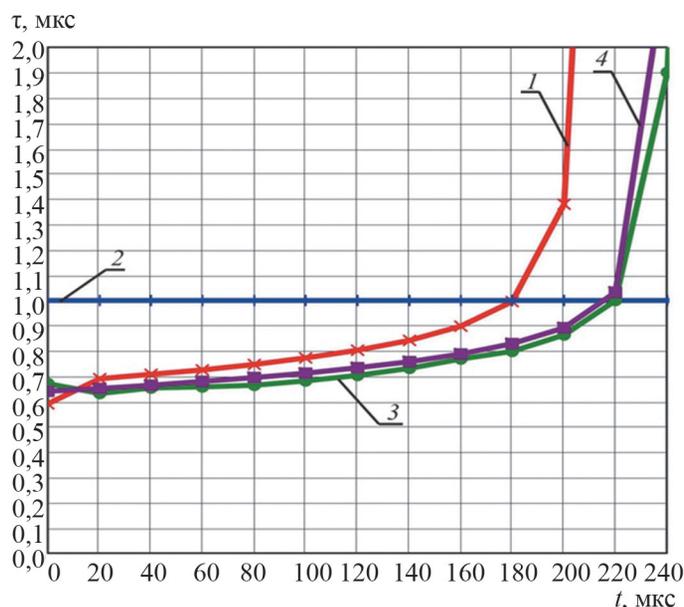


Рис. 6. Зависимости тепловой постоянной времени от времени разряда: 1 – модель метода [9]; 2 – модель метода [15]; 3 – эксперимент; 4 – уточненная модель метода [9]

Fig. 6. Thermal time constant versus discharge time where 1 – the model of the method [9]; 2 – model of the method [15]; 3 – experiment; 4 – refined model of the method [9]

Таблица 1

**Граничные токи и параметры разряда, полученные путем расчета и эксперимента в простых резистивных цепях**

**Boundary currents and discharge parameters obtained by calculation and experiment in simple resistive circuits**

U, В	I, А	I <sub>гр</sub> , А [10]	$\delta = \frac{ I - I_{гр} }{I_{гр}} \cdot 100, \%$	Модель			Эксперимент	
				W <sub>p</sub> , мДж	T <sub>p</sub> , мс	Тип	W <sub>p</sub> , мДж	T <sub>p</sub> , мс
24	1,176	1,057	11,6	8,335	3,812	[9]	8,310	3,79
24	1,159		9,60	8,140	3,773	[9] <sup>1)</sup>	8,200	3,76
24	1,110		5,00	7,215	2,964	[15]	7,660	3,72
30	0,715	0,710	0,70	8,400	4,447	[9]	8,700	4,44
30	0,690		2,80	8,235	4,370	[9] <sup>1)</sup>	8,250	4,38
30	0,640		9,80	7,189	3,385	[15]	7,354	4,23
50	0,300	0,260	15,3	9,780	5,850	[9]	9,780	5,84
50	0,297		14,2	9,760	5,844	[9] <sup>1)</sup>	9,770	5,83
50	0,250		3,80	7,172	4,112	[15]	7,300	5,30

[9]<sup>1)</sup> – уточненная модель (рис. 3).

Таблица 2

**Граничные токи и параметры разряда, полученные путем расчета и эксперимента  
в простых индуктивных цепях**

**Boundary currents and discharge parameters obtained by calculation and experiment in simple inductive circuits**

U, В	I, А	L, мГн	I <sub>р</sub> , А [10]	$\delta = \frac{ I - I_{р} }{I_{р}} \cdot 100, \%$	Модель			Эксперимент	
					W <sub>р</sub> , мДж	T <sub>р</sub> , мс	Тип	W <sub>р</sub> , мДж	T <sub>р</sub> , мс
24	0,110	100	0,1	10	500	124	[9]	565	138
24	0,102			2	478	125	[9] <sup>1)</sup>	480	126
24	0,075			25	375,6	89,2	[15]	252	109
24	0,080	200	0,07	14,2	552	154	[9]	563	142
24	0,075			7,1	504	135	[9] <sup>1)</sup>	508	136
24	0,053			24,2	375	88,9	[15]	250	90
24	0,340	10	0,33	3	533	147	[9]	527	108
24	0,320			3	450	113	[9] <sup>1)</sup>	451	114
24	0,266			19	365	84,7	[15]	320	100
70	0,095	100	0,11	13,6	517	140	[9]	478	145
70	0,100			9	511	138	[9] <sup>1)</sup>	515	140
70	0,070			40	379	90,7	[15]	263	114

Предварительный анализ позволил установить наиболее опасные для резистивных цепей низкие скорости коммутации ( $v_s = 0,046$  м/с), а для индуктивных цепей высокие скорости коммутации ( $v_s = 6,5$  м/с).

Результаты моделирования и эксперимента приведены при граничных условиях резистивных цепей:  $v_s = 0,046$  м/с (табл. 1), индуктивных цепей:  $v_s = 6,5$  м/с (табл. 2).

**Выводы.** На основе дуговой модели по уравнениям Майра с учетом теплофизических свойств плазменного столба показана возможность его применения для расчёта искробезопасности на примере омической и индуктивной цепей. Усовершенствованное математическое моделирование разряда в индуктивно-резистивных цепях позволяет уточнить известный метод расчета их искробезопасности. Во всех скоростных диапазонах энергетические параметры, полученные при моделировании, приближены к данным эксперимента с расхождением не более 2 %.

Установлено и экспериментально подтверждено, что в течение периода коммутации тепловая постоянная инерции электрической дуги  $\tau$  изменяется в 1,4 раза. В случае отсутствия учета этого явления вносятся значительные ошибки (до 40 %) в определение минимальных токов воспламенения, причем эти ошибки возрастают с увеличением напряжения в индуктивных цепях.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Жданкин В.К.** Вид взрывозащиты «искробезопасная электрическая цепь». – Современные технологии автоматизации, 1999, № 2, с. 72–83.
2. **Ерыгин А.Т., Трембицкий А.Л., Яковлев В.П.** Методы оценки искробезопасности электрических цепей. М.: Наука, 1984, 256 с.
3. **Andrea J., et al.** Model of an Electric Arc for Circuit Analysis. – 28<sup>th</sup> International Conference on Electric Contacts ICEC, 2016, pp. 361–366.

4. **Исакаев Э.Х., Синкевич О.А.** Шунтирование тока и вызванные им изменения напряжения в канале плазмотрона с самоустанавливающейся длиной электрической дуги. – Теплофизика высоких температур, 2003, т. 41, № 3, с. 334–341.

5. **Савицкий А., Хальтоф М.** Проблемы определения параметров математических моделей электрических дуг в цепях с источниками тока. – Электричество, 2016, № 1, с. 25–34.

6. **Rau S.-H., Lee W.-J.** DC Arc Model Based on 3-D DC Arc Simulation. – IEEE Trans. Ind. Appl., 2016, 52(6), p. 5255–5261, DOI:10.1109/TIA.2016.2587760.

7. **Киреев К.В.** Интегральная модель электрической дуги. – Вестник СамГТУ, Серия: Технические науки, 2012, № 1 (33), с. 134–141.

8. **Фурманов Б.М.** Научные основы, методы оценки и обеспечения искробезопасности горного слаботочного электрооборудования. М.: Недра, 1970, 150 с.

9. **Ковалев А.П.** Моделирование параметров разряда и расчетная оценка искробезопасности при размыкании электрической цепи. – Электричество, 2009, № 11, с. 62–69.

10. **ГОСТ Р 51330.10 – 99.** Электрооборудование взрывозащищенное. Часть 11. Искробезопасная электрическая цепь i. М.: ИПК Издательство стандартов, 2000, 118 с.

11. **Крижанский С.М.** К теории вольтамперной характеристики столба нестационарного дугового разряда высокого давления. – Журнал технической физики, 1965, т. 35, № 10, с. 1882–1888.

12. **Бершадский И.А.** Развитие научных основ и методов создания искробезопасного электрооборудования для повышения безопасности труда горнорабочих: дис. ... докт. техн. наук, 2014, 356 с.

13. **Гладков А.Ю., Бершадский И.А., Якимшина В.В.** Использование методов расчетной оценки искробезопасности для источников питания с опережающим отключением. – Безопасность труда в промышленности, 2019, № 2, с. 13–19.

14. **Таев И.С.** Электрическая дуга в аппаратах низкого напряжения. М.: Энергия, 1965, 224 с.

15. **Диденко В.П.** Расчетное определение граничных воспламеняющих токов индуктивных цепей. – Вісті Донецького гірничого інституту, 2009, № 1, с. 233–240.



Авторы: **Бершадский Илья Адольфович** – доктор техн. наук, профессор кафедры «Электро-снабжение промышленных предприятий и городов» Донецкого национального технического университета, Донецк, Украина.



**Иванилов Владимир Владимирович** – младший научный сотрудник лаборатории искробезопасности Макеевского научно-исследовательского института по безопасности работ в горной промышленности, Макеевка, Украина.



**Гладков Александр Юрьевич** – заведующий лабораторией искробезопасности Макеевского научно-исследовательского института по безопасности работ в горной промышленности, Макеевка, Украина.

*Elektrichestvo*, 2022, No. 2, pp. 19–28

DOI:10.24160/0013-5380-2022-2-19-28

## Analysis of Electrical Explosion Safety Based on Dynamic Electrical Circuit Switching Discharge Models

**BERSHADSKIY Il'ya A.** (Donetsk National Technical University, Donetsk, Ukraine) – Professor of the Power Supply of Industrial Enterprises and Cities Dept., Dr. Sci (Eng.).

**GLADKOV Aleksandr Yu.** (Makeevka Scientific Research Institute for Safety in the Mining Industry, Makeevka, Ukraine) – Head of the Intrinsic Safety Laboratory.

**IVANILOV Vladimir V.** (Makeevka Scientific Research Institute for Safety in the Mining Industry, Makeevka, Ukraine) – Junior Researcher of the Intrinsic Safety Laboratory.

A mathematical model describing a switching arc discharge in an RL electric circuit based on the Mayr equation is developed and tested. The body of mathematics representing an arc discharge appearing in an RL circuit that takes into account the dynamic current-voltage arc characteristic and arc thermal processes is described. The results from calculating the arc thermal inertia constant for the switching period for a resistive circuit by several known methods, including the values obtained during simulation, are given. It has been found that the arc discharge model that takes into account the arc thermal inertia constant dynamics calculated from the instantaneous values of the average discharge power (taking the cathode losses into account) gives better convergence of the simulation results. An improved mathematical model of discharge in resistive and inductive electrical circuits is proposed, which makes it possible to refine the well-known method for quantifying their intrinsic safety. The convergence with the minimal igniting parameters obtained experimentally for similar circuits is analyzed.

**Key words:** *intrinsic safety quantification method, discharge current, discharge energy, discharge duration, discharge mathematical model, minimal igniting parameters*

### REFERENCES

- Zhdankin V.K. *Sovremennyye tekhnologii avtomatizatsii – in Russ. (Modern Automation Technologies)*, 1999, No. 2, pp. 72–83.
- Erygin A.T., Trembitskiy A.L., Yakovlev V.P. *Metody otsenki iskrobezopasnosti elektricheskikh tsepey* (Methods for Assessing the Intrinsic Safety of Electrical Circuits). M.: Nauka, 1984, 256 p.
- Andrea J., et al. Model of an Electric Arc for Circuit Analysis. – 28<sup>th</sup> International Conference on Electric Contacts ICEC, 2016, pp. 361–366.
- Isakaev E.H., Sinkevich O.A. *Teplofizika vysokih temperatur – in Russ. (Thermophysics of high temperatures)*, 2003, vol. 41, No. 3, pp. 334–341.
- Savitski A., Hal'tof M. *Elektrichestvo – in Russ. (Electricity)*, 2016, No. 1, pp. 25–34.
- Rau S.-H.; Lee W.-J. DC Arc Model Based on 3-D DC Arc Simulation. – IEEE Trans. Ind. Appl., 2016, 52(6), p. 5255–5261, DOI:10.1109/TIA.2016.2587760.
- Kireev K.V. *Vestnik SamGTU, Seriya: Tekhnicheskie nauki – in Russ. (Bulletin of SamSTU, Series: Technical Sciences)*, 2012, No. 1 (33), pp. 134–141.
- Furmanov B.M. *Nauchnye osnovy, metody otsenki i obespecheniya iskrobezopasnosti gornogo slabotochnogo elektro-oborudovaniya* (Scientific Foundations, Methods of Evaluation and Ensuring Intrinsic Safety of Low-Current Mining Electrical Equipment). M.: Nedra, 1970, 150 p.

9. **Kovalev A.P.** *Elektrichestvo – in Russ. (Electricity)*, 2009, No. 11, pp. 62–69.
10. **GOST R 51330.10–99.** *Elektrooborudovanie vzryvozashchishchennoe. Chast' 11. Iskrobezopasnaya elektricheskaya tsep' i (Electrical Apparatus for Explosive Atmospheres. Part 11. Intrinsic Safety i)*. M.: ИПК Izdatel'stvo standartov, 2000, 118 p.
11. **Krizhanskiy S.M.** *Zhurnal tekhnicheskoy fiziki – in Russ. (Journal of Technical Physics)*, 1965, vol. 35, No. 10, pp. 1882–1888.
12. **Bershadskiy I.A.** *Razvitie nauchnyh osnov i metodov sozdaniya iskrobezopasnogo elektrooborudovaniya dlya povysheniya bezopasnosti truda gornorabochih: dis. ... dokt. tekhn. nauk (Development of Scientific Foundations and Methods of Creating Intrinsically Safe*  
*Electrical Equipment to Improve the Safety of Miners: Dis... Dr. Sci. (Eng.)*), 2014, 356 p.
13. **Gladkov A.Yu., Bershadskiy I.A., Yakimishina V.V.** *Bezopasnost' truda v promyshlennosti – in Russ. (Occupational Safety in Industry)*, 2019, No. 2, pp. 13–19.
14. **Taev I.S.** *Elektricheskaya duga v apparatah nizkogo napryazheniya (Electric Arc in Low Voltage Devices)*. M.: Energiya, 1965, 224 p.
15. **Didenko V.P.** *Vesti Donetsk Mining Institute*, 2009, No. 1, pp. 233–240.

[29.11.2021]