

РАЗРАБОТКА И ИСПОЛЬЗОВАНИЕ МЕТОДА РАСЧЕТА НАПРЯЖЕНИЯ ТЕПЛООВОГО ПРОБОЯ В ВЫСОКОЧАСТОТНЫХ СТРУКТУРАХ

© 2019

Е.М. Волокобинский, инженер кафедры конструирования и технологии производства радиоэлектронных средств
Санкт-Петербургский государственный университет телекоммуникаций им. проф. М.А. Бонч-Бруевича,
Санкт-Петербург (Россия)

Ключевые слова: метод расчета; диэлектрические композиционные материалы; тангенс угла диэлектрических потерь; температурные и частотные зависимости; тепловой пробой; напряжение теплового пробоя; термоупругий пробой.

Аннотация: Статья посвящена описанию нового метода расчетов процессов тепловыделения на высоких и сверхвысоких частотах, связанных с потерями в композиционных материалах (КМ), что может привести к разрушению радиодеталей. Исследование теплового пробоя необходимо для выяснения механизма и природы изменения диэлектрических свойств. Тепловой пробой вредно влияет на детали из КМ или даже приводит к их разрушению. Явления нагрева весьма сложны, и расчет механизма его возникновения, а также этапов на пути возникновения и развития теплового эффекта и старения КМ представляет научный и практический интерес.

Цель исследования – разработка метода расчета теплоотвода и напряжения теплового пробоя в высокочастотных структурах как для структуры, охлаждаемой с одной стороны, так и для структуры, охлаждаемой с двух сторон.

Получены формулы для расчета напряжения теплового пробоя малогабаритных изоляторов как в случае, если электрическое поле однородно, так и в случае, если оно неоднородно.

Экспериментально подтверждено, что при повышении температуры среды величина перегрева уменьшается для композиционных диэлектрических материалов. При увеличении частоты возрастает перепад температуры; на высоких частотах в конструкциях из композиционных диэлектрических материалов возникают большие перепады температур, приводящие к разрушению.

Предложенный автором метод расчета обеспечивает достаточно высокую для практических целей точность расчета. Исследование пробоя дискообразных деталей из композита, содержащего двуокись титана, показало, что в интервале частот f от 0,5 до 1,5 МГц температурная и частотная зависимости напряжения теплового пробоя согласуются с расчетами по предлагаемому методу.

ВВЕДЕНИЕ

В статье описывается метод расчета теплоотвода и напряжения теплового пробоя высокочастотных структур. Напряжение теплового пробоя можно определить, зная напряженность поля в структуре из композита. Если диаметр конструкции, которую рассматриваем как плоскую, значительно превосходит толщину стенки, то задача сводится к случаю плоскопараллельной области, где теплоотвод происходит перпендикулярно поверхности, а вектор напряженности поля направлен вдоль поверхности. Математическое решение задачи об определении пробивного напряжения одинаково как в случае бесконечной области в однородном поле, так и в случае если пренебречь теплоотводом вдоль поверхности.

Исследованию теплового пробоя и возможностей практического использования нагрева материалов в электрическом поле посвящено большое количество работ, в процессе которых выяснялась физическая природа теплового пробоя и исследовался высокочастотный нагрев композиционных материалов (КМ). Вследствие больших трудностей, возникающих при решении задач о тепловом пробое, практически во всех теориях теплового пробоя делаются упрощения, которые снижают точность результатов, и их нельзя использовать для расчета ряда конструкций.

Теория пробоя столбца на постоянном токе разрабатывалась Л.П. Побережским [1]. Он учитывал перераспределение электрического поля в образце из диэлектрического материала вследствие увеличения удельной проводимости γ при повышении температуры. Тепло-

вой пробой диэлектрических пластин, стержней и трубок на высоких частотах исследовали Г.Н. Дульнев и Э.М. Семяшкин [2]. Они рассматривали только ограниченные значения величины тангенса угла диэлектрических потерь $\operatorname{tg}\delta$. Метод расчета напряжения теплового пробоя изоляторов для мощных радиопередающих устройств исследовал Е.В. Брауде [3]. В основу метода положена квадратичная зависимость $\operatorname{tg}\delta$ от температуры. В.В. Пучковский и Е.Г. Мякинин рассчитывали напряжение теплового пробоя диэлектрической пластины, предполагая, что $\operatorname{tg}\delta$ в материале линейно возрастает с повышением температуры [4]. Такое предположение приводит к слишком большим погрешностям. Ряд работ посвящен исследованию развития теплового пробоя со временем [5]. Задачи об изменении температуры электрорадиоматериала в электрическом поле являются сложными [6].

Различают тепловой пробой I и II рода. Пробой I рода связан с нарушением теплового равновесия, когда теплоотвод затруднен и потери в материале возрастают с повышением температуры [7]. Тепловой пробой II рода может происходить при интенсивном охлаждении поверхности материала, когда в нем возникают термоупругие напряжения, приводящие к раскалыванию материала, или когда происходит разложение материала [8].

Эти теории не могут позволить проводить расчеты для деталей из КМ с ярко выраженной релаксационной поляризацией [9; 10]. Расчет может проводиться только при правильном учете температурной зависимости потерь [11; 12].

Метод расчета рассмотрен на примере плоского изделия из КМ, помещенного в однородное высокочастотное электрическое поле, вектор напряженности которого направлен параллельно поверхности [13]. Если температура охлаждаемой поверхности больше температуры окружающей среды, то отдаваемая структурой мощность определяется конвективным охлаждением и лучеиспусканием [14–16]. В условиях теплового равновесия можно найти температуру поверхности, при которой напряженность поля имеет максимальное значение. Помимо расчета напряженности поля для случая структуры, охлаждаемой с одной стороны, метод можно использовать для расчета структуры, охлаждаемой с двух сторон, а также как для малогабаритных, так и крупногабаритных деталей [9]. Получены формулы для расчета напряжения теплового пробоя малогабаритных изоляторов как в случае, если электрическое поле однородно, так и в случае, если оно неоднородно. При расчете можно воспользоваться сведениями, приведенными в [17]. При повышении температуры среды величина перегрева уменьшается для КМ. При увеличении частоты возрастает перепад температуры; на высоких частотах в конструкциях из КМ возникают большие перепады температур, приводящие к разрушению [18; 19]. Метод обеспечивает достаточно высокую для практических целей точность расчета.

Рассматриваемый метод применяется для расчета напряжения теплового пробоя конструкций из КМ. Наибольшие рабочие напряжения при минимальных габаритах имеют структуры с равномерным полем [19; 20].

Задача об определении напряжения электрического пробоя $U_{пр}$ решается, начиная с вычисления величины пробивной напряженности электрического поля $E_{пр}$. Если можно пренебречь теплоотводом на электроды [19; 20], то величина $E_{пр}$ не будет зависеть от кратчайшего расстояния между электродами L и будет уменьшаться с увеличением толщины стенок структуры.

Если диаметр структуры значительно превосходит толщину стенки D , то в приближении стенка рассматривается как плоская [21]. Следовательно, задача сводится к случаю плоскопараллельной структуры, теплоотвод в которой происходит в направлении оси x [19; 21] перпендикулярно поверхностям структуры, а вектор электрического поля E направлен вдоль поверхности структуры.

Цель исследования – разработка метода расчета теплоотвода и напряжения теплового пробоя в высокочастотных структурах как для структуры, охлаждаемой с одной стороны, так и для структуры, охлаждаемой с двух сторон.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ

Математическое решение задачи об определении $E_{пр}$ одинаково как для случая бесконечной структуры в однородном поле, так и для случая ограниченной структуры, в которой пренебрегают теплоотводом вдоль поверхности [22].

Применение данного метода рассмотрим на примере структуры из КМ [23].

Пусть поверхность изделия при $x=0$ имеет идеальную тепловую изоляцию, а другая поверхность при $x=D$

(D – толщина плоского образца) охлаждается воздухом (рис. 1).

Теплоотвод происходит в направлении оси x , которая перпендикулярна вектору электрического поля. Направления вектора напряженности электрического поля E в момент времени t и вектора плотности теплового потока q показаны на рис. 1.

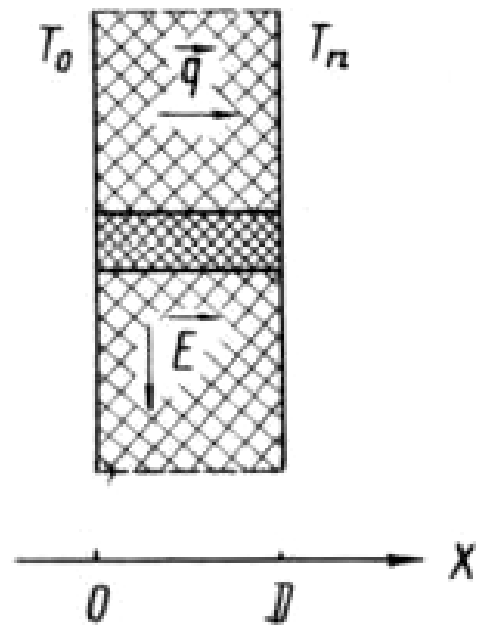


Рис. 1. Направление векторов теплового потока q и электрического поля E в образце КМ;

D – толщина образца;

T_0 – температура внутренней поверхности изделия;

T_n – температура охлаждаемой поверхности

Считая температурные зависимости коэффициента теплопроводности K , относительной диэлектрической проницаемости ϵ и $\text{tg}\delta$ известными, можно получить зависимость удельной проводимости γ в от температуры T .

В столбике единичного сечения с высотой, равной толщине плоского изделия D , выделяется мощность

$$P_{\text{выд}} = \gamma E^2 D.$$

На рис. 1 этот столбик показан более густой штриховкой.

Если температура охлаждаемой поверхности T_n больше температуры окружающей среды T_A , то с единицы поверхности будет теряться мощность $P_{\text{отд}}$, которая определяется конвективным охлаждением и лучеиспусканием и зависит от расположения детали в воздухе.

В общем случае мощность $P_{\text{отд}}$ является нелинейной функцией разности $(T_n - T_A)$ и зависит от размеров и формы изделий, их химического состава и состояния поверхности.

Будем считать, что

$$P_{\text{отд}} = \lambda(T_n - T_A),$$

где коэффициент внешней теплоотдачи λ не зависит от температуры, и пренебрегать температурной зависимостью K .

При тепловом равновесии

$$P_{\text{выд}} = P_{\text{отд}} = -K \frac{dT}{dx} \Big|_{x=D} = \lambda(T_n - T_A) \quad (1)$$

или

$$-K \frac{dT}{dx} \Big|_{x=D} = \frac{\lambda}{K} (T_n - T_A).$$

Исследование электрического поля в этих конструкциях показывает, что между напряжением U , приложенным к конструкции, и напряженностью электрического поля E в конструкции существует соотношение $U=EL$, где L – кратчайшее расстояние между электродами.

Зная напряженность поля в структуре $E_{\text{пр}}$, при которой происходит пробой, можно определить напряжение теплового пробоя $U_{\text{пр}}$ путем умножения $E_{\text{пр}}$ на L .

Как следует из (1), при данной температуре T_n количество тепла, выделяющегося в плоской детали, является заданным. Поэтому если T_n и распределение температуры в диэлектрике известны, то можно вычислить напряженность поля E , вызывающую такое нагревание изделия, что температура охлаждаемой поверхности равна T_n .

Записывая условие теплового равновесия в виде

$$E^2 \int_0^D \gamma(T) dx = \lambda(T_n - T_A),$$

найдем

$$E^2 = \frac{\lambda(T_n - T_A)}{\int_0^D \lambda(T) dx} \quad (2)$$

Вводя обозначение

$$\bar{\gamma} = \frac{1}{D} \int_0^D \gamma(T) dx,$$

представим (2) в виде

$$E^2 = \frac{\lambda(T_n - T_A)}{\bar{\gamma} D} \quad (3)$$

Таким образом, чтобы найти величину напряженности поля, вызывающего нагревание охлаждаемой поверхности до температуры T_n , надо знать распределение температуры в плоском изделии и вычислить среднее значение $\bar{\gamma}$.

Построив зависимость E от T_n в условиях теплового равновесия, представленную на рис. 2, можно найти

температуру поверхности $T_{n \text{ пр}}$, при которой напряженность поля имеет максимальное значение, равное $E_{\text{пр}}$.

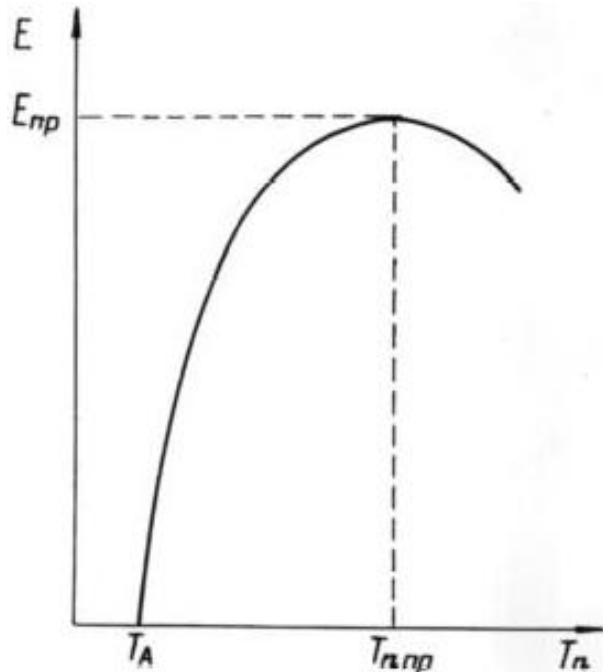


Рис. 2. Зависимость напряженности электрического поля

в образце от температуры

на поверхности плоского образца:

E – напряженность электрического поля;

T_n – температура на поверхности;

$E_{\text{пр}}$ – пробивная напряженность;

T_A – температура окружающей среды;

$T_{n \text{ пр}}$ – температура поверхности образца при пробое

Подставив в (3) вместо T_n величину $T_{n \text{ пр}}$ и среднее значение $\bar{\gamma}_{\text{пр}}$, можно определить $E_{\text{пр}}$.

Для вычисления напряжения теплового пробоя в практических целях достаточно знать такие значения T''_n , T'_n , E' и E'' , при которых выполняются неравенства

$$T''_n < T_{\text{ГПР}} < T'_n$$

и

$$E' < E_{\text{ГПР}} < E''.$$

При неустойчивом тепловом равновесии

$$T_{\text{ппр}} < T^* < T_{o.\text{пр}},$$

где $T_{n \text{ пр}}$ – максимальная температура в образце при пробое.

T^* определяется как температура точки касания прямой, проведенной из точки T_A , лежащей на оси абсцисс, к кривой, изображающей зависимость γ от температуры (рис. 2).

Температуру T_n получим, считая, что в образце устанавливается линейное распределение температуры

при максимальной температуре T^* . Температуру T_n найдем, предполагая распределение температуры параболическим, а среднюю температуру равной T^* . Напряженность E' определим, подставив в (3) вместо T_n величину T_n' и завышенное γ . Напряженность E'' получим, подставив в (3) вместо T_n температуру T''_n и заниженное значение γ .

Температура охлаждаемой поверхности T''_n в электрическом поле с напряженностью E' , меньшей, чем пробивная $E_{пр}$, величина E' и напряженность E'' , превосходящая пробивную, вычисляются по формулам:

$$T''_n = T_A + \frac{T^* - T_A}{1 + \lambda \frac{D}{K}}, \quad (4)$$

$$E' = \sqrt{\frac{2\lambda}{1 + \lambda \frac{D}{K}} \cdot \frac{T^* - T_A}{[\gamma(T^*) + \gamma(T''_n)]D}}, \quad (5)$$

$$E'' = \sqrt{\frac{4\lambda}{4 + \lambda \frac{D}{K}} \cdot \frac{T^* - T_A}{\gamma(T^*)D}}, \quad (6)$$

где $\gamma(T^*)$ и $\gamma(T''_n)$ – значения γ при температурах T^* и T''_n .

Формулы (4)–(6) выведены для случая детали, охлаждаемой в воздухе с двух сторон, если считать, что D есть полутолщина детали.

Напряженность $E_{пр}$ поля, приводящего к тепловому пробую первого рода, равняется

$$E_{пр} = \frac{1}{2} [(E' + E'') \pm (E' - E'')].$$

Применение метода показано на примере расчета малогабаритных и крупногабаритных деталей.

В случае тонких деталей можно пренебречь перепадом температур в композиционном материале и определить напряженность поля $E_{пр}$, при которой происходит тепловой пробой, по формуле

$$E_{пр} = \sqrt{\frac{\lambda(T^* - T_A)}{\gamma(T^*)D}}.$$

Напряжение теплового пробоя $U_{пр}$ малогабаритных изоляторов с «равномерным» полем, в которых перепад температур не имеет существенного значения, определяется по формуле

$$U_{пр} = \sqrt{\frac{\lambda(T^* - T_A)}{\gamma(T^*)}} \cdot \frac{S}{V} \cdot L,$$

где S – площадь охлаждаемой поверхности изолятора; V – объем керамической части изолятора; L – кратчайшее расстояние в изоляторе между электродами.

Если поле неоднородно, то напряжение теплового пробоя небольшого конденсатора или изолятора вычисляется по формуле

$$U = \sqrt{\frac{\lambda(T^* - T_A)S}{2\pi f C \operatorname{tg} \delta}},$$

где C и $\operatorname{tg} \delta$ – емкость и тангенс угла диэлектрических потерь конденсатора или изолятора при температуре T^* , которая определяется так же, как и в случае однородного поля.

При напряженности $E_{пр}$ имеется только одна точка неустойчивого теплового равновесия при температуре поверхности образца $T_{н пр}$, которая для образцов малых размеров равна температуре теплового равновесия:

$$\left. \frac{d\gamma}{dT} \right|_{T=T^*} = \frac{\gamma|_{T=T^*}}{T^* - T_A}.$$

В теориях теплового пробоя предполагалось, что $(T^* - T_A)$ не зависит от температуры. Однако, как показывает экспериментальная проверка, при повышении температуры среды от T_A до t_A величина перегрева ΔT композиционного материала уменьшается от $(T^* - T_A)$ до $(t^* - t_A)$.

При увеличении частоты f_1 до f_2 возрастает перепад температуры в структуре от $(T^*_1 - T_A)$ до $(T^* - T_A)$. На высоких частотах в деталях из композиционных материалов могут возникать большие перепады температуры, приводящие к опасным термоупругим напряжениям, вызывающим раскалывание деталей. Следовательно, с возрастанием частоты увеличивается опасность термоупругого пробоя.

Метод обеспечивает достаточно высокую для практических целей точность расчета. Например, в случае, когда $\operatorname{tg} \delta$ экспоненциально увеличивается при повышении температуры и величина пробивной напряженности $E_{пр}$ может быть вычислена точно, пробивная напряженность $E_{пр} = (E' + E'')/2$, определенная с помощью предлагаемого метода, отличается от среднего экспериментального значения менее чем на 0,5 %.

Напряжение теплового пробоя детали из диэлектрического композита, содержащего TiO_2 , на частоте 1,7 МГц при температуре окружающего воздуха 25–30 °С и при коэффициенте внешней теплоотдачи $\lambda = 60 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ составляет 7–13 кВ. Для этих же условий метод дает напряжение теплового пробоя этой же детали, равное 10 кВ.

Исследование пробоя дискообразных деталей из композита, содержащего двуокись титана, показало, что в интервале частот f от 0,5 до 1,5 МГц температурная и частотная зависимости напряжения теплового пробоя $U_{пр}$ согласуются с расчетами по предлагаемому методу.

Как видно из экспериментальных данных, приведенных на рис. 3, значения $U_{пр}$ при температуре около 300 °С одинаковы на частотах 0,5 и 1 МГц.

Если температурные зависимости ϵ и $\operatorname{tg} \delta$ известны, то определяется зависимость проводимости от температуры.

Расчет по рассматриваемому методу дает значения $U_{пр}$, близкие к экспериментальным (рис. 3). Небольшое отклонение рассчитанного $U_{пр}$ от экспериментального при температуре 300 °С (рис. 3) объясняется тем, что экспериментальные $U_{пр}$ несколько завышены из-за относительно быстрого повышения напряжения.

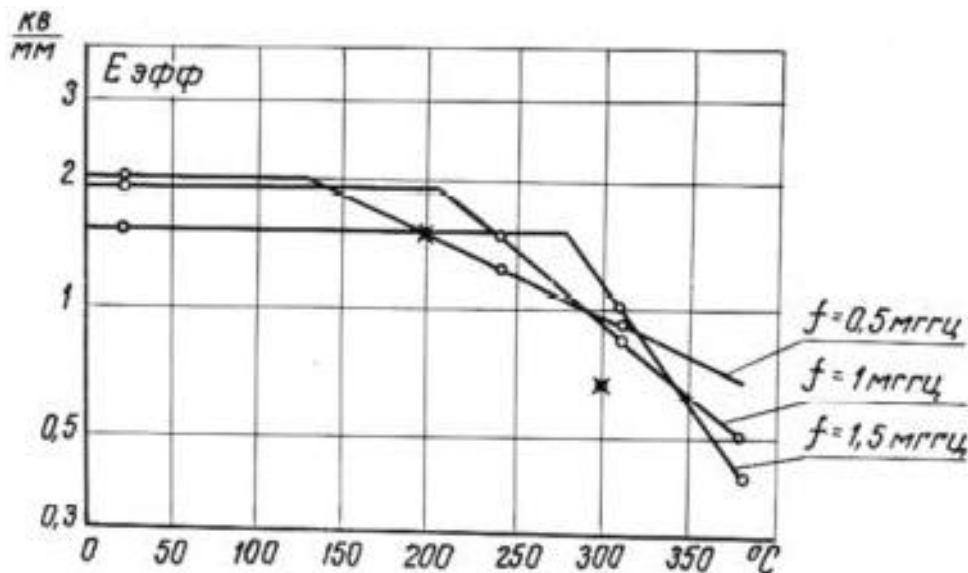


Рис. 3. Температурная зависимость электрической прочности композита $E_{эфф}$, содержащего двуокись титана:

- — экспериментальные значения;
- — теоретические значения $f=0,5$ МГц;
- × — теоретические значения $f=1,5$ МГц

Следовательно, в случае, когда определяется экспоненциальная зависимость $\text{tg}\delta$ от температуры, метод дает величины напряжения теплового пробоя, хорошо совпадающие с экспериментальными.

ОСНОВНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ И ВЫВОДЫ

Экспериментальная проверка показывает, что при повышении температуры среды величина перегрева композиционного материала уменьшается с повышением температуры среды.

На высоких частотах в деталях из композиционных материалов могут возникать большие перепады температур, увеличивающие опасность термоупругого пробоя.

Предложенный метод расчета обеспечивает достаточно высокую для практических целей точность расчета.

Исследование пробоя дискообразных деталей из композита показало, что температурная и частотная зависимости напряжения теплового пробоя согласуются с расчетами по предлагаемому методу.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Побережский Л.П. Осциллографирование токов внутренней изоляции в толще изоляции при наличии помех // Вестник электропромышленности. 1961. № 12. С. 50–51.
2. Дульнев Г.Н., Семьяшкин Э.М. Теплообмен в радиоэлектронных аппаратах. М.: Энергия, 1968. 492 с.
3. Брауде Е.В. Определение электрической прочности установочных керамических изоляторов в мощных радиопередающих устройствах // Вопросы радиоэлектроники. Серия X: Техника радиосвязи. 1960. № 2. С. 82–116.
4. Пучковский В.В., Мякинин Е.Г. Тепловой пробой двухслойного диэлектрика // Инженерно-физический журнал. 1962. Т. 5. № 9. С. 33–37.
5. Афанасьев А.М., Подгорный В.В., Сипливый Б.Н., Яцышен В.В. Расчет теплового воздействия СВЧ излучения на плоские водосодержащие объекты слоистой структуры // Физика волн, процессов и радиотехнической системы. 1998. Т. 1. № 2. С. 83–90.
6. Сергеева Е.А., Адбуллин И.Ш. Активация нанокристаллических полиэтиленовых волокон неравновесной низкотемпературной плазмой // Нанотехника. 2009. № 2. С. 12–15.
7. Скворцов А.А., Каленков С.Г., Корячко М.В. Фазовые превращения в системах металлизации при нестационарном тепловом воздействии // Письма в журнал технической физики. 2014. Т. 40. № 18. С. 24–32.
8. Буря А.И., Ткаченко Э.В., Чигвинцева О.П. Полиамидные композиты: свойства и применение // Композиционные материалы. 2009. Т. 3. № 1. С. 4–21.
9. Emelyanov O.A., Ivanov I.O. Fast electromigration crack in nanoscale aluminum film // Journal of Applied Physics. 2014. Vol. 116. № 6. P. 1–4.
10. Комаров В.В. Погрешность линеаризации решения совместной краевой задачи электродинамики и теплопроводности для диссипативных диэлектриков // Радиотехника. 2006. № 12. С. 78–82.
11. Makdessi M., Sari A., Vente P. Metallized polymer film capacitors ageing law based on capacitance degradation // Microelectronics Reliability. 2014. Vol. 54. № 9. P. 1823–1829.
12. Казанский Л.С., Минкин М.А. О модификации метода обобщенной эквивалентной цепи // Вестник Самарского отраслевого научного исследовательского института радио. 2004. № 2. С. 54–57.
13. Градштейн Н.С., Рыжик И.М. Таблицы интегралов, сумм, рядов и произведений. М.: Физматгиз, 1963. 1100 с.

14. Серебров Р.А., Мартыненко В.А., Фридман Б.Э., Хапугин А.А. Разработка и исследование коммутаторов больших импульсных токов на основе фототристоров // *Электротехника*. 2016. № 7. С. 35–43.
15. Jow T.R., MacDougall F.W., Ennis J.B., Yang X.H., Schneider M.A., Scozzie C.J., White J., Macdonald J.R., Schalnat M.C., Cooper R.A., Yen S.P.S. Pulsed Power Capacitor Development and Outlook // *IEEE Pulse Power Conference*. Switzerland: IEEE, 2015. P. 1–7.
16. Казанский Л.С., Минкин М.А., Юдин В.В. Расчет симметричных излучающих систем методом обобщенной эквивалентной цепи // *Радиотехника*. 2005. № 1. С. 73–75.
17. Бузова М.А., Юдин В.В. Проектирование проволочных антенн на основе интегральных уравнений. М.: Радио и связь, 2005. 172 с.
18. Бузова М.А., Юдин В.В. Интегральное уравнение второго рода для линейного вибратора // *Вестник Самарского отраслевого научного исследовательского института радио*. 2003. № 1. С. 22–27.
19. Belko V.O., Emelyanov O.A. Self-healing in segmented metallized film capacitors: Experimental and theoretical investigations for engineering design // *Journal of Applied Physics*. 2016. Vol. 119. № 2. P. 1–7.
20. Карнаков Б.М., Мур В.Д., Попруженко С.В., Попов В.С. Современное развитие теории нелинейной ионизации атомов и ионов // *Успехи физических наук*. 2015. Т. 185. № 1. С. 3–34.
21. Минкин М.А. Анализ параметрической чувствительности излучающих структур на основе метода обобщенной эквивалентной цепи // *Радиотехника*. 2001. № 11. С. 86–89.
22. Матвеев В.И., Макаров Д.Н., Капустин С.Н. Размеры нейтральных кластеров и процессы их фрагментации при ионном распылении твёрдого тела // *Письма в журнал технической физики*. 2015. Т. 41. № 16. С. 15–20.
23. Liang Y. Transient temperature analysis and short-term ampacity calculation of power cables in tunnel using SUPG finite element method // 2013 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting. Switzerland: IEEE, 2013. P. 1–4.
24. Skvortsov A.A., Zuev S.M., Koryachko M.V. Electrothermal degradation of systems of metallization at non-stationary current influences // *International Conference on Actual Problems of Electron Devices Engineering*. Saratov: TUS im. Yuriy Gagarin, 2014. P. 340–343.
5. Afanasev A.M., Podgornyy V.V., Siplivyy B.N., Yatsyshen V.V. Calculation of the thermal effects of microwave radiation on flat water-containing objects of a layered structure. *Fizika voln, protsessov i radio-tekhnicheskoy sistemy*, 1998, vol. 1, no. 2, pp. 83–90.
6. Sergeeva E.A., Adbullin I.Sh. Activation of the high modulus high molecular polyethylene fibres by active-ly by nonequilibrium low-temperature plasma. *Nanotekhnika*, 2009, no. 2, pp. 12–15.
7. Skvortsov A.A., Kalenkov S.G., Koryachko M.V. Phase transformations in the systems of metallization with non-stationary thermal effects. *Pisma v zhurnal tekhnicheskoy fiziki*, 2014, vol. 40, no. 18, pp. 24–32.
8. Burya A.I., Tkachenko E.V., Chigvintseva O.P. Polyamide composites: properties and applications. *Kompozitsionnye materialy*, 2009, vol. 3, no. 1, pp. 4–21.
9. Emelyanov O.A., Ivanov I.O. Fast electromigration crack in nanoscale aluminum film. *Journal of Applied Physics*, 2014, vol. 116, no. 6, pp. 1–4.
10. Komarov V.V. The error of linearization of the solution of the joint boundary value problem of electro-dynamics and heat conduction for dissipative dielectrics. *Radiotekhnika*, 2006, no. 12, pp. 78–82.
11. Makdessi M., Sari A., Vente P. Metallized polymer film capacitors ageing law based on capacitance degradation. *Microelectronics Reliability*, 2014, vol. 54, no. 9, pp. 1823–1829.
12. Kazanskiy L.S., Minkin M.A. On the modification of the generalized equivalent circuit method. *Vestnik Samarskogo otraslevogo nauchnogo issledovatel'skogo instituta radio*, 2004, no. 2, pp. 54–57.
13. Gradshteyn N.S., Ryzhik I.M. *Tablitsy integralov, summ, ryadov i proizvedeniy* [Tables of integrals, sums, series and products]. Moscow, Fizmatgiz Publ., 1963. 1100 p.
14. Serebrov R.A., Fridman B.E., Martynenko V.A., Khapugin A.A. Design and testing of heavy pulse current switches based on photothyristors. *Russian Electrical Engineering*, 2016, vol. 87, no. 7, pp. 395–402.
15. Jow T.R., MacDougall F.W., Ennis J.B., Yang X.H., Schneider M.A., Scozzie C.J., White J., Macdonald J.R., Schalnat M.C., Cooper R.A., Yen S.P.S. Pulsed Power Capacitor Development and Outlook. *IEEE Pulse Power Conference*. Switzerland, IEEE Publ., 2015, pp. 1–7.
16. Kazanskiy L.S., Minkin M.A., Yudin V.V. Calculation of symmetric radiating systems by the method of a generalized equivalent circuit. *Radiotekhnika*, 2005, no. 1, pp. 73–75.
17. Buzova M.A., Yudin B.B. *Proektirovanie provolochnykh antenn na osnove integralnykh uravneniy* [Design of wire antennas on the basis of integral equations]. Moscow, Radio i svyaz Publ., 2005. 172 p.
18. Buzova M.A., Yudin V.V. Integral equation of the second kind for a linear vibrator. *Vestnik Samarskogo otraslevogo nauchnogo issledovatel'skogo instituta radio*, 2003, no. 1, pp. 22–27.
19. Belko V.O., Emelyanov O.A. Self-healing in segmented metallized film capacitors: Experimental and theoretical investigations for engineering design. *Journal of Applied Physics*, 2016, vol. 119, no. 2, pp. 1–7.
20. Karnakov B.M., Mur V.D., Popruzenko S.V., Popov V.S. Current progress in developing the nonlinear

REFERENCES

1. Poberezhskiy L.P. Oscillography of internal insulation currents in the layer of the insulation in the presence of interference. *Vestnik elektropromyshlennosti*, 1961, no. 12, pp. 50–51.
2. Dulnev G.N., Semyashkin E.M. *Teploobmen v radioelektronnykh apparatakh* [Heat transfer in electronic devices]. Moscow, Energiya Publ., 1968. 492 p.
3. Braude E.V. Determination of the electrical strength of the of installational ceramic insulators in high-power radio transmitting devices. *Voprosy radioelektroniki. Seriya X: Tekhnika radiosvyazi*, 1960, no. 2, pp. 82–116.
4. Puchkovskiy V.V., Myakinin E.G. Thermal breakdown of a two-layer dielectric. *Inzhenerno-fizicheskiy zhurnal*, 1962, vol. 5, no. 9, pp. 33–37.

- ionization theory of atoms and ions. *Physics-Uspexhi*, 2015, vol. 58, no. 1, pp. 3–32.
21. Minkin M.A. Analysis of the parametric sensitivity of radiating structures based on the method of a generalized equivalent circuit. *Radiotekhnika*, 2001, no. 11, pp. 86–89.
22. Matveev V.I., Makarov D.N., Kapustin S.N. Dimensions of neutral clusters and processes of their fragmentation during ionic sputtering of a solid. *Pisma v zhurnal tekhnicheskoy fiziki*, 2015, vol. 41, no. 16, pp. 15–20.
23. Liang Y. Transient temperature analysis and short-term ampacity calculation of power cables in tunnel using SUPG finite element method. *2013 IEEE Industry Applications Society Annual Meeting*. Switzerland, IEEE Publ., 2013, pp. 1–4.
24. Skvortsov A.A., Zuev S.M., Koryachko M.V. Electrothermal degradation of systems of metallization at non-stationary current influences. *International Conference on Actual Problems of Electron Devices Engineering*. Saratov, TUS im. Yuriy Gagarin Publ., 2014, pp. 340–343.

THE DEVELOPMENT AND APPLICATION OF THE TECHNIQUE OF CALCULATION OF THERMAL BREAKDOWN VOLTAGE IN THE HIGH-FREQUENCY STRUCTURES

© 2019

E.M. Volokobinsky, engineer of Chair of Designing and Technology of Production of Radioelectronic Facilities
Bonch-Bruевич Saint-Petersburg State University of Telecommunications, Saint-Petersburg (Russia)

Keywords: calculation technique; dielectric composite materials; dielectric loss tangent; temperature and frequency dependencies; thermal breakdown; thermal breakdown voltage; thermoelastic breakdown.

Abstract: The paper deals with the description of a new technique of calculations of the heat release processes at the high and ultra-high frequencies associated with the losses in composite materials (CM) what may cause the destruction of radio components. The study of thermal breakdown is necessary to determine the mechanism and nature of change of dielectric properties. Thermal breakdown influences destructively the composite material radio components or even causes their failure. The heating phenomena are rather complex and the calculation of its origination mechanism, as well as the stages of the origination and development of thermal effect and composite material aging, are scientifically and practically attractive.

The goal of the study is the development of a technique for calculation of heat removal and thermal breakdown voltage in the high-frequency structures both for a structure cooled from the one side and for a structure cooled from two sides.

The author got the formulas for calculation of the thermal breakdown voltage of the small-size insulators both in the cases when the electric field is uniform and in the cases when it is non-uniform.

It is experimentally proved that when increasing the temperature of the environment, the value of thermal overload decreases for the composite dielectric materials. When increasing the frequency, the temperature differential increases; at the high frequencies, large temperature differentials occur in the structures made of composite dielectric materials that cause the destruction.

The calculation technique proposed by the author ensures the calculation accuracy sufficiently high for the practical purpose. The study of the breakdown of the discoid components made of a composite containing titanium dioxide shows that in the interval of frequencies f from 0.5 to 1.5 MHz, the temperature and frequency dependencies of thermal breakdown voltage are compliant with the calculations according to the proposed technique.