

МОДЕЛЬ ДИСКОВОГО ВЗРЫВОМАГНИТНОГО ГЕНЕРАТОРА С МАГНИТОДИНАМИЧЕСКИМ ФОРМИРОВАТЕЛЕМ СУБМИКРОСЕКУНДНОГО ИМПУЛЬСА ТОКА В ЛАЙНЕРНОЙ НАГРУЗКЕ

А. А. Базанов, А. В. Ивановский, В. Ш. Шайдуллин

ФГУП «РФЯЦ-ВНИИЭФ»,
пр. Мира, 37, Саров, Нижегородская область, 607188, Россия

Рассматривается модель дискового взрывомагнитного генератора диаметром 400 мм с начальной энергоемкостью ~ 40 МДж, снабженного совмещенным с ним в едином корпусе кумулятивным обострителем тока и выносным магнитодинамическим размыкателем. Расчетно показано, что указанное устройство способно создавать в динамических нагрузках с конечной индуктивностью ~ 10 нГн импульс тока амплитудой до 20 МА с фронтом нарастания ~ 130 пс, что обеспечивает возможность быстрого обжатия (за время ~ 60 пс) легких лайнеров ($\sim 20\text{--}30$ мг) для целей генерации мощных потоков мягкого рентгеновского излучения. Приводятся результаты тестирования на соответствие эксперименту расчетной модели магнитодинамического размыкателя, являющегося критическим элементом устройства.

Введение

В работе [1] авторами рассмотрена возможность применения для коммутации мультимегаамперных импульсов тока магнитодинамических размыкателей (МДР). Принцип их действия основан на использовании эффекта быстрого развития краевых магнитогидродинамических (МГД) неустойчивостей, возникающих под влиянием давления магнитного поля на искусственно вносимых в проводник размыкателя локальных неоднородностях, что приводит к рассечению проводника. При этом расчетное моделирование ограничивалось такими источниками энергии, как конденсаторные батареи (КБ) энергоемкостью 0,5–2 МДж и спиральные взрывомагнитные генераторы (СВМГ) с энергозапасом до 13,5 МДж. Однако анализ указывал на возможность использования МДР для источников энергии с существенно большим энергозапасом, способных генерировать импульсы тока амплитудой в десятки мегаампер. Кроме того, в прежней работе исследовались предельные по быстродействию возможности размыкателя, поэтому не учитывалось влияние динамически возрастающей нагрузки на режим коммутации. Настоящая работа продолжает начатое исследование. В ней рассматривается модель дискового взрывомагнитного генератора (ДВМГ) с энергозапасом около 40 МДж, коммутируемого на лайнерную нагрузку. Этот источник, являясь компактным и относительно не-

дорогим (но при этом одноразовым в использовании), по характеристикам сопоставим с такой крупномасштабной установкой, как PVFA-Z, построенной в «Сандийской национальной лаборатории» США [2] для исследования процессов генерации мягкого рентгеновского излучения при быстром схлопывании оболочек.

1. Описание устройства

Конструктивно-компоновочное исполнение устройства представлено на рис. 1,а. Устройство содержит ДВМГ 1, запитываемый от спирального преусилителя тока 2 (СВМГ), магнитодинамический размыкатель 3, соединенный с ДВМГ коаксиальной передающей линией 4, и лайнерную нагрузку 5. В качестве ДВМГ выбран хорошо известный по публикациям генератор диаметром 400 мм (см., например, [3]). ДВМГ содержит закорачивающий его осесимметричный проводник 6, размыкаемый на завершающей стадии работы ДВМГ. Закорачивающий проводник 6 установлен вблизи наружной цилиндрической стенки 7 ДВМГ и отделен от неё изолятором 8.

Работа ДВМГ осуществляется следующим образом [3]. Введенный от спирального преусилителя 2 в замкнутый контур ДВМГ начальный магнитный поток захватывается контуром ДВМГ при срабатывании взрывного замыкателя 9. Затем синхронно возбуждается процесс распространения

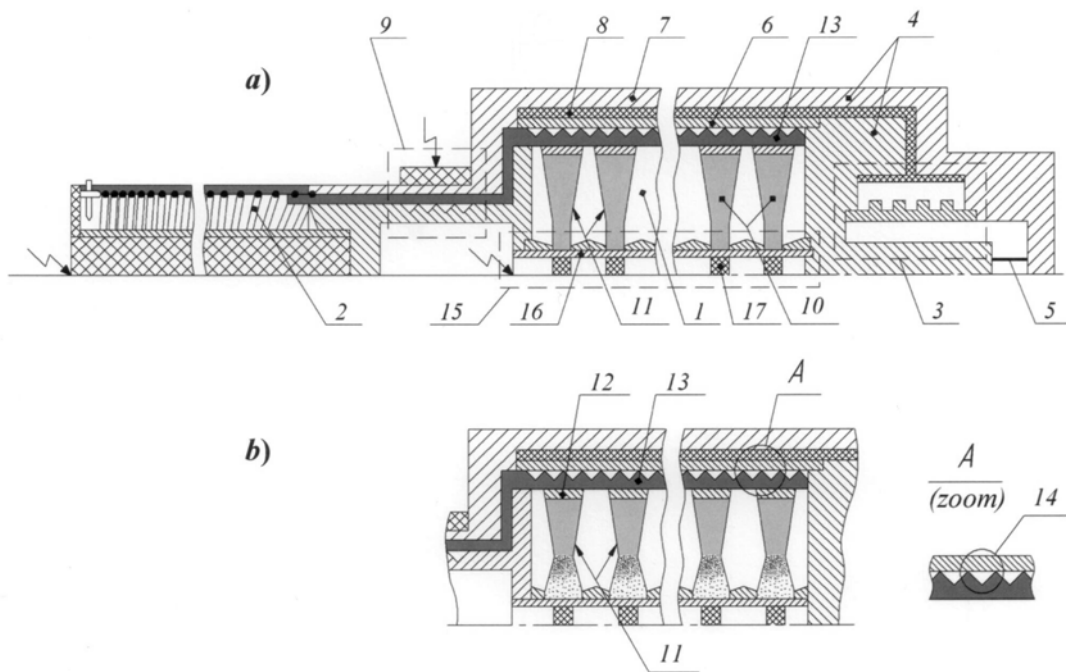


Рис. 1. (а) – конструктивно-компоновочное исполнение устройства; (б) – ДВМГ в процессе сжатия магнитного потока

радиальной детонации (от внутреннего радиуса к наружному) во взрывчатом веществе (ВВ), заполняющем дисковые элементы 10. Расширяясь, под действием продуктов взрыва торцевые тарелки 11 дисковых элементов сжимают магнитный поток в контуре (см. рис.1, б).

Энергия E_D в контуре нарастает за счет быстрого падения его индуктивности:

$$E_D = (\eta\Phi_0)^2 / 2(L_{nD}(t) + L_D).$$

Здесь Φ_0 – начальный магнитный поток ДВМГ, η – коэффициент потерь магнитного потока из-за диффузии поля в токопроводящие стенки контура, $L_{nD}(t)$ – изменение индуктивности контура в процессе его сжатия, L_D – конечная индуктивность ДВМГ, причем $L_{nD}(t) \rightarrow 0$ при росте t , а $L_D \ll L_{nD}(0)$.

Когда детонация выходит на утолщенные металлические стенки 12 дисковых элементов, они, разгоняясь, ударяют по изолятору 13, имеющему кольцевые угловые проточки 14. В результате в местах расположения угловых проточек формируются кумулятивные струи, разрушающие закорачивающий проводник 6. Накопленная в ДВМГ электромагнитная энергия перебрасывается в МДР 3 (происходит переключение тока).

Применение кумулятивного (а не электро-взрывного, как часто практикуется [4]) способа размыкания контура ДВМГ, позволяет использо-

вать относительно толстый закорачивающий проводник 6, препятствующий диффузии через него магнитного поля и, тем самым, избежать появления медленно нарастающего предимпульса тока на МДР, способного ухудшить его работу.

Следует отметить, что, хотя взрывные кумулятивные коммутаторы хорошо известны (см., например, [5]), их совмещение в едином устройстве с ДВМГ считалось нецелесообразным, т. к. кумулятивные участки оказываются фрагментированными по дисковым элементам. Как следствие, их количество на единицу длины разрушаемого проводника сокращается, что должно приводить к уменьшению быстродействия кумулятивного размыкателя из-за снижения скорости нарастания его сопротивления в процессе разрушения проводника. В данном случае, как это следует из работы [1] и изложенных далее результатов расчетного моделирования, к кумулятивному размыкателю тока не предъявляется требование высокого быстродействия. Именно это позволяет совместить взрывной кумулятивный размыкатель с ДВМГ и, тем самым, сэкономить на количестве ВВ. Однако, в принципе, ничто не препятствует устанавливать его отдельно, последовательно с ДВМГ. Это никак не скажется на результатах расчетного моделирования при условии, что индуктивность контура останется неизменной.

2. Основные характеристики предусилителя и ДВМГ

Известно, что СВМГ оптимизируют таким образом, чтобы они имели экспоненциальную форму нарастания тока. На практике форма тока в той или иной степени всегда отклоняется от экспоненты по разным причинам: влияние диффузионных потерь магнитного потока [6], влияние нагрузки, конструктивные особенности и т.п. В этой ситуации универсальным способом охарактеризовать быстродействие СВМГ является определение эффективного времени нарастания тока через отношение интеграла тока к квадрату его амплитуды (I_{mp})²:

$$\tau_{ef} = \frac{2 \cdot \int_0^{t_m} I(t)^2 dt}{I_{mp}^2} \quad (1)$$

Нетрудно убедиться, что для генераторов с идеально экспоненциальной кривой тока это определение совпадает с временем его нарастания в «е» раз. Для этого достаточно подставить в (1) выражение (2) для интеграла тока J «идеального» СВМГ:

$$J = \int_0^{t_m} \left(I_0 \cdot \text{Exp} \left[-\frac{t}{\tau_e} \right] \right)^2 dt = \frac{(I_{mp}^2 - I_0^2) \cdot \tau_e}{2} \approx \frac{I_{mp}^2 \cdot \tau_e}{2} \quad (2)$$

Здесь I_0 – начальный ток предусилителя; τ_e – время нарастания тока в «е» раз. Предусилитель обычно запитывается от КБ, причем $I_0 \ll I_{mp}$.

Таким образом, при использовании эффективного времени нарастания тока предусилителя интеграл действия тока определяется формулой (2), в которой $\tau_e = \tau_{ef}$.

Интеграл действия тока характеризует степень разрушающего воздействия электромагнитного поля на узлы ДВМГ. Введение магнитного потока не должно вызывать нарушение работы центрального инициирующего узла 15, размещенного вдоль оси ДВМГ в цилиндрической тонкостенной металлической трубе 16 (рис.1, а). В работе [7] показано, что критерий устойчивости полых цилиндрических проводников к электродинамическим нагрузкам, создаваемым давлением магнитного поля, имеет вид:

$$\frac{1}{2} \mu \cdot \int_0^t H(t)^2 dt \leq \Sigma_y \cdot \delta \cdot \sqrt{\frac{\rho}{Y}} \quad (3)$$

где $H(t)$ – напряженность магнитного поля на поверхности проводника; δ – его толщина; μ – магнитная проницаемость; Σ_y – предел текучести; ρ – плотность материала проводника; Y – модуль Юнга. Однако в ДВМГ давление магнитного поля не воздействует непосредственно на трубу узла инициирования. Имеет место опосредованное воздействие: сначала происходит торцевое сдавливание тонкостенных медных тарелей (толщиной 1–2 mm) преимущественно в области внутреннего диаметра d дисковых элементов. Давление с тарелей передается на содержащееся между ними ВВ, что может приводить к деформации трубы 16 в местах расположения средств инициирования 17. Как результат – возможное нарушение их работы и вероятность самопроизвольного подрыва ВВ.

Учитывая сказанное, а также то, что $H(t) = I_p(t)/d$, критерий (3) следует переписать в форме:

$$J = \int_0^{t_m} I_p(t)^2 dt \leq \lambda (\Sigma_y, \delta, \rho, Y) \cdot d^2 \quad (4)$$

Здесь $I_p(t)$ – ток предусилителя; λ – коэффициент пропорциональности, являющийся функцией, указанных в уравнении (3) постоянных, который также может зависеть от способа соединения дисковых тарелей с угловыми вставками 18. Вид функциональной зависимости в общем случае не совпадает с тем, что следует из уравнения (3). На практике коэффициент λ для каждого исполнения узла инициирования определяют экспериментально.

Напряжение на входе ДВМГ в процессе его запитки не может превышать максимально допустимого значения напряжения предусилителя U_{mp} (хотя сам по себе многоэлементный ДВМГ, как правило, способен выдерживать на входе большие напряжения, чем предусилитель). При форме нарастания тока, близкой к экспоненциальной, это означает:

$$U_{mp} \geq \frac{I_{mp} \cdot L_0(d)}{\tau_{ef}} \quad (5)$$

где $L_0(d)$ – начальная индуктивность ДВМГ, зависящая от внутреннего диаметра дисковых элементов (помимо прочих размеров, которые мы считаем фиксированными для выбранного типа ДВМГ).

Выражения (2), (4), (5) позволяют найти максимально допустимый ток I_{mp} запитки ДВМГ от предусилителя:

$$I_{mp} = \left[\frac{2U_{mp} \cdot \lambda \cdot d^2}{L_0(d)} \right]^{\frac{1}{3}}; \quad (6)$$

Учитывая закон сохранения магнитного потока, а также принимая во внимание его частичные потери в процессе компрессии ДВМГ и коммутации двух размыкателей, нетрудно убедиться, что амплитуда импульса тока в нагрузке I_{Wm} составит:

$$I_{Wm} = \frac{\eta \cdot \eta_1 \cdot \eta_2}{L_D + L_C + L_T + L_W} \cdot \sqrt[3]{2\lambda} \cdot [d \cdot L_0(d)]^{\frac{2}{3}} \cdot U_{mp}^{\frac{1}{3}} \quad (7)$$

Здесь η, η_1, η_2 – коэффициенты сохранения магнитного потока для ДВМГ, кумулятивного и магнитодинамического размыкателей, соответственно; L_C – индуктивность полости под установку изолятора 8 (рис. 1, а); L_T – индуктивность передающей линии; L_W – индуктивность нагрузки, которую на этапе аналитических оценок будем считать постоянной и равной величине, достигаемой при десятикратном радиальном обжатии лайнера I_{Wm} .

Поскольку $L_0(d)$ имеет слабую логарифмическую зависимость от d (т. к. геометрия ДВМГ коаксиальна), то, как следует из (7), амплитуда импульса тока в нагрузке I_{Wm} возрастает с увеличением внутреннего диаметра дисковых элементов примерно пропорционально $d^{2/3}$. Это происходит из-за существенного увеличения допустимого значения тока I_{mp} , вводимого в ДВМГ при возрастании диаметра d , в силу условия (4) и формулы (6). Предельным является значение d , соответствующее максимальному значению тока I_{mp} , который способен генерировать предусилитель (СВМГ) на нагрузку $L_0(d)$ (т. е. на индуктивность ДВМГ) так, чтобы при этом обеспечивалось условие (5). Формулы (5), (7) устанавливают также влияние электропрочности СВМГ на предельную величину тока I_{Wm} в нагрузке. Как видно, с ростом U_{mp} ток возрастает пропорционально $(U_{mp})^{1/3}$.

Отметим, что нарушение работы ДВМГ на стадии предварительной запитки возможно не только в случае нарушения критериев (4) и (5), но и подрыва основного заряда ВВ под воздействием давления магнитного поля, а также в случае механического разрыва контактных соединений контура ДВМГ на внутреннем радиусе. Увеличение

внутреннего диаметра дисковых элементов способствует снижению всех этих угроз, т. к. с увеличением d давление магнитного поля падает. Действительно, магнитное давление $P \propto H^2 \propto (I_{mp}/d)^2$, из (6) $I_{mp} \propto \{d^2/L_0(d)\}^{1/3}$ и, следовательно, $P \propto \{d \cdot \ln(L_0(d))\}^{-2/3}$. Как указывалось, зависимость $L_0(d)$ слабо влияет на результат. Кривая относительного падения давления, с учетом зависимости $L_0(d)$ для выбранного типа ДВМГ приведена на рис. 2. Таким образом, увеличение внутреннего диаметра дисков способствует не только увеличению амплитуды тока в нагрузке, но и повышению устойчивости ДВМГ к воздействию ударных электродинамических нагрузок.

$P(k \times d) / P(d=52\text{mm})$

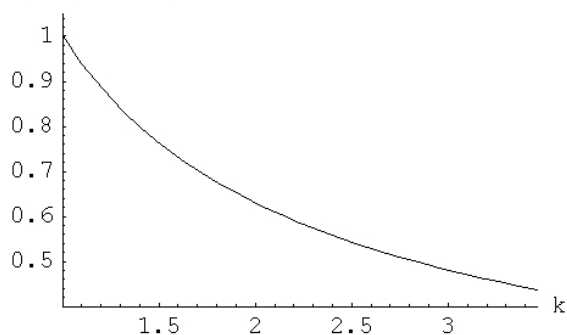


Рис. 2. Кривая относительного падения предельно допустимого давления магнитного поля на внутреннем диаметре дисковых элементов при его увеличении в k раз по сравнению с типовым значением $d = 52$ mm

Для определения диаметра узла инициирования ДВМГ и количества дисковых элементов, необходимых для достижения заданной амплитуды импульса тока I_{Wm} в нагрузке, нужно подставить в систему уравнений (6) и (7) соотношения:

$$L_0(d) = n \cdot L_e(d) \quad (8)$$

$$L_D = \frac{\mu}{2\pi} \cdot n \cdot \Delta l \cdot \ln\left(\frac{D + 2\delta_1}{D}\right) \quad (9)$$

$$L_C = \frac{\mu}{2\pi} \cdot n \cdot \Delta l \cdot \ln\left(\frac{D + 2\delta_1 + 2\delta_2}{D + 2\delta_1}\right) \quad (10)$$

и решить её относительно неизвестных параметров n и d . Здесь n – количество дисков; $L_e(d)$ – индуктивность, приходящаяся на один дисковый элемент ДВМГ; Δl – расстояние между центрами дисков; D – диаметр дискового элемента; δ_1 и δ_2 –

толщины изоляторов 8 и 13 (рис. 1, а), соответственно. Заметим, что в соответствии с законом сохранения магнитного потока при $n \rightarrow \infty$ ток в нагрузке ограничен величиной $I_{W \max} = L_e I_{mp} \eta / (L_{1D} + L_{1C})$, где L_{1D} и L_{1C} – индуктивности изоляторов 13 и 8 на длине Δl (рис. 1, а). Причем чем больше дисков и меньше их внутренний диаметр d , тем меньшее значение η имеет генератор из-за возрастания омических потерь в контактных соединениях. Поэтому при ограниченной величине тока предоусилителя I_{mp} не всегда возможно достичь желаемой амплитуды импульса тока в нагрузке сколь велико не было бы количество дисковых элементов ДВМГ. В этом случае система уравнений (6)...(10) не имеет физически значимого решения. Легко убедиться, что аналогичный вывод можно сделать для случая, когда взрывной кумулятивный размыкатель вынесен за пределы ДВМГ.

В расчетной модели использовался предоусилитель с выходным током $I_{mp} = 12$ МА. Допустимое напряжение в его контуре и индуктивность передающей линии полагались равными: $U_{mp} = 33$ кВ, $L_T = 8$ нН (заметим, что значение U_{mp} было намеренно занижено, чтобы иметь запас по электропрочности, учитывая «не идеальность» реального СВМГ; в действительности изоляция витков СВМГ обычно выдерживает напряжение труба-спираль до ~ 50 кВ). Основываясь на реально проектируемых конструкциях лайнерных нагрузок, было принято, что $L_{Wm} \approx 10$ нН. Исходя из имеющихся наработок, толщины изоляторов 13, 8 (рис. 1, а) были взяты равными, соответственно: $\delta_1 = 10$ мм, $\delta_2 = 5$ мм. Расстояние между центрами дисков составляло $\Delta l = 61,4$ мм; диаметр дискового элемента $D = 414$ мм. Коэффициент потерь магнитного потока ДВМГ полагался равным $\eta \approx 0,6$ (см. [3, 8]); значения $\eta_1 \approx \eta_2 \approx 0,9$. Параметр λ , определялся на основе имевшихся экспериментальных данных. Для типовой конструкции узла инициирования ДВМГ он составляет $\lambda \approx 3,7 \cdot 10^7$ А²·с/см².

Предварительные аналитические оценки при указанных выше параметрах системы привели к следующим результатам. Для того чтобы в нагрузке получить импульс тока амплитудой 22 МА, ДВМГ должен иметь двенадцать дисковых элементов с внутренним диаметром d , равным 90 мм. Его начальная индуктивность составляет

$L_0 = L_e n = 8,86$ нН $\cdot 12 \approx 106$ нН, конечная – $L_D \approx 7$ нН (см.(9)). Индуктивность полости под установку изолятора 8 (рис.1, а) – $L_C \approx 3.4$ нН (см. (10)). Ток ДВМГ в момент окончания сжатия контура – $I_{md} = (I_{mp} \cdot L_0 \cdot \eta / L_D) \approx 114$ МА.

Оценим предельно допустимое быстродействие взрывного размыкателя, совмещенного с ДВМГ в заданной конфигурации при вышеприведенных параметрах устройства. Известно, что надежная работа взрывного кумулятивного размыкателя обеспечивается, если погонное напряжение U_V вдоль его длины в процессе коммутации не превышает 6 кВ/см [9] (получение больших напряжений возможно, но усложняет исполнение устройства и повышает риски). Следовательно, должно выполняться условие:

$$n \cdot \Delta l \cdot U_V \geq (L_C + L_T) \cdot \left(\frac{dI_S}{dt} \right)_{\max}, \quad (11)$$

где $I_S(t)$ – ток, переключаемый в МДР. При разрыве контура индуктивного накопителя энергии (ДВМГ) импульс тока, поступающего на вход МДР, с достаточной точностью можно представить в форме:

$$I_S(t) = I_{ms} \cdot \left[1 - \text{Exp} \left[- \left(\frac{t}{t_f} \right)^2 \right] \right], \quad (12)$$

если считать зависимость сопротивления взрывного размыкателя от времени линейной [1]. В этом случае имеем:

$$\left(\frac{dI_S(t)}{dt} \right)_{\max} = \frac{I_{ms}}{t_f} \cdot \sqrt{\frac{2}{e}}. \quad (13)$$

В (12) и (13) t_f – характерное время нарастания тока; I_{ms} – амплитуда тока, переключаемого в МДР:

$$I_{ms} = \frac{I_D \cdot L_D \cdot \eta_1}{L_D + L_C + L_T}. \quad (14)$$

Подставляя (13) и (14) в (11), находим:

$$t_f \geq \frac{(L_C + L_T) \cdot I_D \cdot L_D \cdot \eta_1}{(L_D + L_C + L_T) \cdot n \cdot \Delta l \cdot U_V} \cdot \sqrt{\frac{2}{e}} \approx 0,86 \mu\text{s} \quad (15)$$

Время t_f связано со средней скоростью нарастания сопротивления кумулятивного размыкателя

$$R_t \ll \frac{dR}{dt} \gg \text{ соотношением (см.[1]):}$$

$$t_f = \sqrt{\frac{2 \cdot L_G \cdot L_T}{(L_G + L_T) \cdot R_t}} \quad (16)$$

Отсюда с учетом (15) имеем:

$$R_t = \frac{2 \cdot L_D \cdot L_T}{(L_D + L_T) \cdot t_f^2} \leq 9 \frac{m\Omega}{\mu s} \quad (17)$$

Параметр t_f связан с характерным временем τ_f нарастания тока на входе МДР по уровню 0,1..0,9 от максимального значения соотношением $\tau_f \approx 1,193 \cdot t_f$.

Выражение (17) дает оценку максимально допустимой скорости нарастания сопротивления кумулятивного размыкателя для данной конкретной конфигурации устройства, при которой он может быть совмещен с ДВМГ (см. рис.1) без риска возникновения шунтирующего пробоя. Как показано ниже, указанного быстродействия с запасом хватает для обеспечения эффективной работы МДР.

3. Расчетная модель

Расчетная модель устройства представлена на рис. 3. Контур ДВМГ и передающая линия, соеди-

няющая его с МДР, изображены в виде электрической схемы (поз. I).

Состояние, показанное на рисунке, относится к начальному моменту времени, за который принимается момент окончания компрессии магнитного потока в ДВМГ (конечная индуктивность – L_D). Поскольку часть индуктивности передающей линии $\Delta L_S = 4,4 \text{ nH}$ является входной индуктивностью МДР, которая автоматически учитывается в МГД расчете, то на схему вынесено значение ΔL_T за вычетом этой части, т. е. $\Delta L_T = L_T - \Delta L_S = 3,6 \text{ nH}$. Считалось, что в процессе работы устройства индуктивность передающих шин ΔL_T остается постоянной (возможная деформация шин под действием давления магнитного поля не принималась во внимание). Конечный ток в контуре ДВМГ варьировался в диапазоне $I_{md} = I_D(0) = I_R(0) = 103 - 125 \text{ MA}$ с целью проверки влияния этого фактора на быстродействие МДР. С этой же целью варьировалась скорость нарастания сопротивления кумулятивного размыкателя тока. Она задавалась линейным приближением $R(t) = R_t \cdot t$, где коэффициент R_t изменялся в диапазоне 1,0–5,5 $m\Omega/\mu s$ в соответствии с условием (17) для размыкателя, совмещенного с ДВМГ. Для проверки целесообразности применения выносного взрывного кумулятивного размыкателя один из расчетов был проведен с повышенным значением скорости нарастания сопротивления $R_t = 13 \text{ m}\Omega/\mu s$. Во всех расчетах в начальном

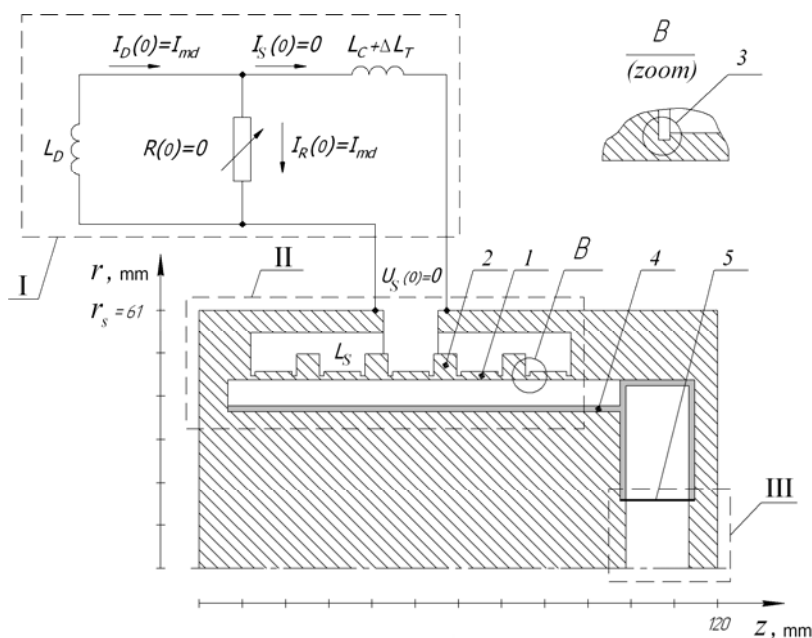


Рис. 3. Расчетная модель устройства

состоянии сопротивление кумулятивного размыкателя принималось равным нулю ($R(0) = 0$), поэтому ток и напряжение на входе МДР отсутствовали: $I_S(0) = 0$, $U_S(0) = 0$.

В расчетной модели предполагалось, что МДР (поз. II) выполнен в виде единого блока с нагрузкой (поз. III). Коммутационный элемент МДР шунтирует передающую линию и представляет собой, как в работе [1], проводник, состоящий из ряда последовательно установленных полых цилиндрических перемычек 1 (их пять), разделенных торцевыми перегородками 2. Толщина стенки перемычек 1,3 мм. Они имеют кольцевые проточки 3 по краям размером 0,16×0,16 мм для усиления локальных неоднородностей, по которым происходит рассечение проводника. Для предотвращения шунтирования нагрузки продуктами разрушения проводника в передающую линию, соединяющую нагрузку с МДР, установлен изолятор 4.

Динамическая нагрузка L_W представляет собой цилиндрический лайнер 5, сжимаемый к оси под действием магнитного поля.

Электрическая цепь ДВМГ и кумулятивного размыкателя (контур I на рис. 3) описывалась системой уравнений с сосредоточенными параметрами:

$$\begin{cases} L_D \cdot \frac{dI_D(t)}{dt} + R(t) \cdot I_R(t) = 0 \\ R(t) \cdot I_R(t) = (L_C + \Delta L_T) \cdot \frac{dI_S(t)}{dt} - U_S(t) \\ \bar{I}_D(t) = \bar{I}_S(t) + I_R(t) \\ R(t) = R_t \cdot t \\ U_S(t) = -\frac{d}{dt} \left(\int_S H_\varphi dS \right) \\ I_D(0) = I_{md}, \quad I_R(0) = I_{md} \end{cases} \quad (18)$$

Здесь $U_S(t)$, $I_S(t)$ – напряжение и ток на входе МДР, H_φ – напряженность магнитного поля, входящая в систему МГД уравнений, описывающую работу МДР. Отметим, что напряженность магнитного поля \mathbf{H} имеет только азимутальную составляющую в силу аксиальной симметрии задачи по току.

Для расчета МДР использовалась система уравнений одножидкостной магнитной гидродинамики:

$$\begin{cases} \frac{\partial \rho}{\partial t} + \text{div}(\rho \cdot \mathbf{u}) = 0; \\ \rho \cdot \left(\frac{\partial \mathbf{u}}{\partial t} + (\mathbf{u} \cdot \nabla) \cdot \mathbf{u} \right) = -\nabla P + \mathbf{j} \times \mathbf{H}; \\ \rho \cdot \left(\frac{\partial q}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \nabla q \right) = -P \cdot \text{div}(\mathbf{u}) + \frac{j^2}{\sigma}; \\ \nabla \times \mathbf{E} = -\frac{\partial \mathbf{H}}{\partial t}; \\ \nabla \times \mathbf{H} = 4\pi \cdot \mathbf{j}; \\ \mathbf{j} = \sigma \cdot (\mathbf{E} + \mathbf{u} \times \mathbf{H}); \\ P = P(T, \rho); \\ q = q(T, \rho); \quad \sigma = \sigma(T, \rho) \end{cases} \quad (19)$$

Здесь ρ – массовая плотность вещества, \mathbf{u} – скорость вещества, P – давление,

\mathbf{j} , \mathbf{H} , \mathbf{E} – векторы плотности тока, магнитного и электрического поля, σ – электрическая проводимость, q – удельная энергия вещества (энергия в единице массы).

В расчетах были использованы уравнение состояния меди и зависимость её проводимости от температуры и плотности из работы [10].

В силу ограниченности расчетного шага и малой толщины лайнера (микронны) по сравнению с размерами МДР задача о его движении не могла быть решена в едином МГД приближении для всего устройства (это потребовало бы неприемлемо большого расчетного времени). Поэтому изменение положения лайнера (контур III на рис. 3) определялось отдельно на каждом расчетном шаге с использованием простейшего уравнения движения:

$$\frac{d^2 r(t)}{dt^2} = -\frac{I_W(t)^2}{m \cdot r(t)} \quad (20)$$

с начальными условиями, которые брались из МГД расчета. Здесь r_0 , $r(t)$ – начальный и текущий радиусы лайнера, соответственно; m – погонная масса лайнера. Такой подход представляется вполне оправданным, т.к. в данном случае исследовались закономерности формирования импульса тока, а не эффекты, связанные с процессом схлопывания лайнера.

4. Результаты расчетного моделирования

В таблице 1 представлены результаты расчетного моделирования процесса формирования им-

пульса тока в нагрузке, полученные для ДВМГ, генерирующего в собственном контуре конечный ток амплитудой $I_{md} = I_D(0) = 114$ МА. В таблице введены обозначения: M – масса ускоряемого лайнера; I_{Wm} – амплитуда импульса тока в нагрузке; τ – фронт нарастания тока в нагрузке по уровню $0,1 \dots 0,9$ от амплитудного значения; τ_i – характерное время изменения индуктивности нагрузки в интервале $0,1 \dots 0,9$ от её величины, достигаемой в момент десятикратного обжатия лайнера. Расчетные данные приведены для лайнеров массой 17 и 25 миллиграмм при различных значениях скорости нарастания R_t сопротивления кумулятивного размыкателя. Длина лайнера составляла 15 мм, начальный радиус установки – 17 мм. Расчет завершался в момент десятикратного обжатия лайнера.

Таблица 1
Результаты расчетного моделирования при варьировании скорости нарастания R_t сопротивления кумулятивного размыкателя тока

$I_D(0) = 114$ МА					
$R_t, m\Omega/\mu s$	$\tau_f, \mu s$	M, mg	I_{Wm}, MA	τ, ns	τ_i, ns
1.0	3.0	17	17.6	136	65
		25	18.8	142	73
2.3	1.95	17	19	127	60
		25	20.5	133	67
5.5	1.32	17	18.5	132	66
		25	19.8	138	71
13	0.9	17	16.8	122	67
		25	18	132	76

Как видно из таблицы, оптимальным с точки зрения минимизации времени схлопывания лайнера является режим, соответствующий скорости нарастания сопротивления кумулятивного размыкателя $R_t = 2,3$ мΩ/μс. В этом режиме на входе МДР формируется импульс тока с фронтом нарастания $\tau_f \approx 2$ μс, а время схлопывания 17-и миллиграммового лайнера составляет 60 ns. Указанное значение R_t с хорошим запасом удовлетворяет условию (17), поэтому кумулятивный размыкатель может быть совмещен с ДВМГ. В выносном варианте исполнения при $R_t = 13$ мΩ/μс быстродействие МДР уменьшается (см. табл. 1). Наличие оптимума является особенностью магнитодинамиче-

ского размыкателя и не характерно для размыкателей других типов (обычно быстродействие размыкателей возрастает при сокращении фронта нарастания, подаваемого на них импульса тока). Отметим также, что отклонение от оптимального значения τ_f в пределах ± 1 μс не приводит к существенному изменению характеристик МДР. Это качество позволяет надеяться на получение относительно устойчивых параметров выходного импульса при отклонениях режима коммутации кумулятивного размыкателя от оптимального.

Для проверки устойчивости параметров коммутации МДР к изменению выходного тока дискового генератора были проведены дополнительные расчеты при конечном токе ДВМГ, равном 103 и 125 МА. Расчеты выполнены при указанном выше оптимальном значении скорости нарастания сопротивления кумулятивного размыкателя $R_{t_i} = 2,3$ мΩ/μс. Геометрические параметры МДР сохранялись прежними. Результаты расчета приведены в табл. 2.

Таблица 2
Результаты расчетного моделирования при варьировании конечного тока ДВМГ

$R_t = 2,3$ мΩ/μс, $\tau_f = 1,95$ μс					
$I_D(0), MA$	M, mg	I_{Wm}, MA	τ, ns	τ_i, ns	
103	17	20.2	136	60	
	25	21.5	142	65	
125	17	18.5	125	61	
	25	19.9	133	69	

Как следует из сопоставления таблиц 1 и 2, режим коммутации МДР оказывается устойчивым к отклонениям тока ДВМГ. Причем снижение конечного тока ДВМГ от 114 до 103 МА не приводит к какому-либо заметному изменению времен τ_i схлопывания лайнера. При возрастании тока до 125 МА время схлопывания увеличивается, но незначительно – на единицы наносекунд. Это позволяет ожидать от устройства высокой стабильности.

В качестве иллюстрации на рис. 4 представлены результаты расчетного МГД-моделирования динамики срабатывания магнитодинамического размыкателя в режиме $I_D(0) = 114$ МА, $R_t = 2,3$ мΩ/μс (см. табл. 1) при переключении тока в лайнерную нагрузку. Кривые переключения тока показаны на рис. 5 для лайнера массой 17 мг.

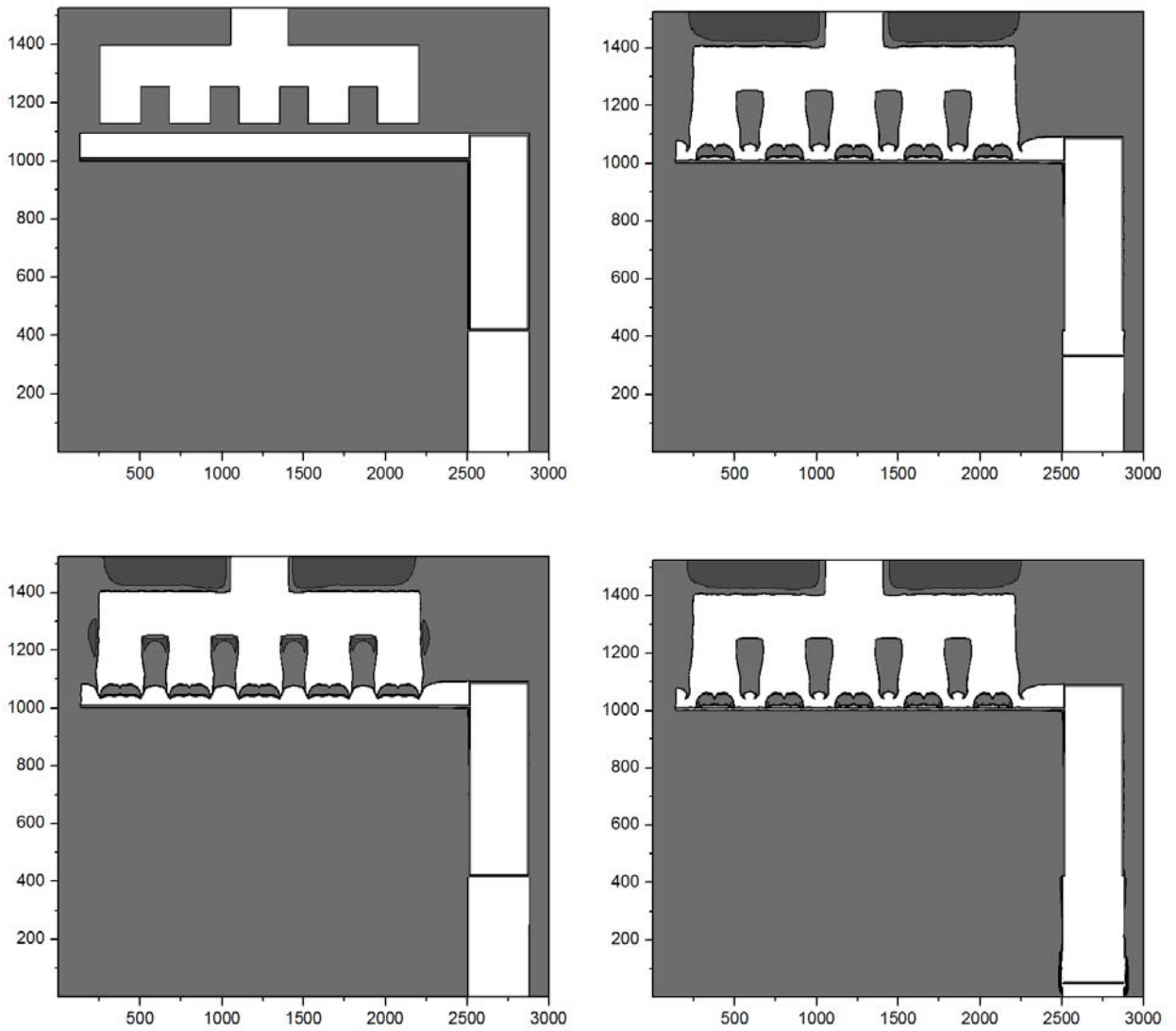


Рис. 4. Результаты расчетного МГД-моделирования процесса коммутациимангнитодинамического размыкателя на лайнерную нагрузку (шаг сетки 0,4 mm)

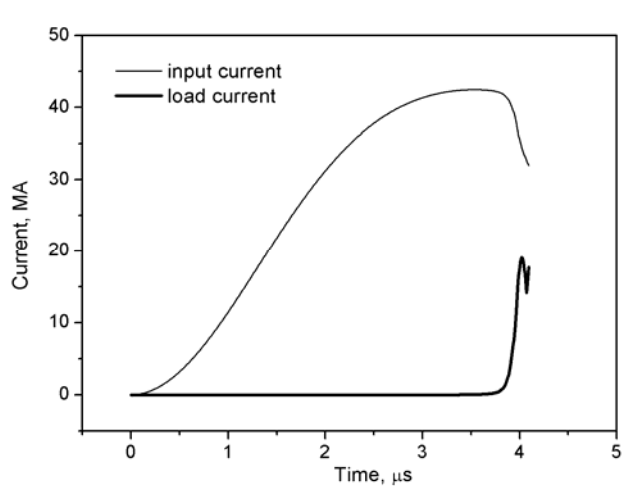


Рис. 5. Кривые переключения тока из магнитодинамического размыкателя нагрузки

5. Тестовый эксперимент

Для эмпирической проверки принятой модели МГД-описания МДР был выполнен тестовый эксперимент с уменьшенной в масштабе одноэлементной моделью размыкателя аналогичный описанному в работе [1]; только коммутирующий элемент в данном случае ускорялся не наружу, а радиально внутрь. Диаметр разрываемой цилиндрической перемычки размыкателя составлял 16 mm, толщина стенки 0,5 mm. В тестовом эксперименте ДВМГ и взрывной кумулятивный размыкатель тока заменяла конденсаторная батарея установки КАСКАД. Эксперимент проводился при следующих параметрах разрядного контура: ёмкость конденсаторной батареи 492 μF , индуктивность контура 22 nH , зарядное напряжение 43 kV (энергоспас 455 kJ , амплитуда разрядного тока $\sim 4,5$ MA). Нагрузка имела постоянную индуктивность ~ 5 nH . Результаты эксперимента в графической форме представлены на рис. 6. Там же приведена расчетная кривая коммутации МДР. Как видно из рисунка, полученные экспериментальные данные совпадают с расчетом с приемлемой точностью, значительно лучшей, чем в работе [1].

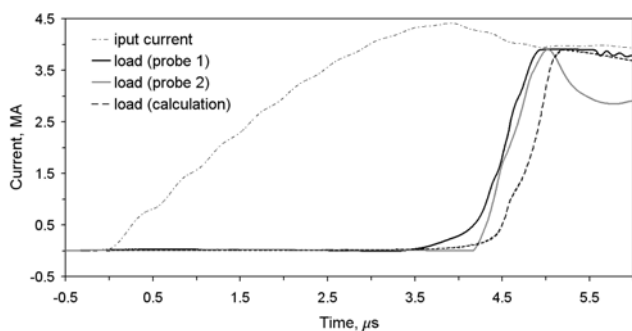


Рис. 6. Результаты контрольного эксперимента

6. Заключение

Из результатов расчетного моделирования следует:

1. ДВМГ диаметром 400 mm с энергоспасом ~ 40 MJ, снабженный совмещенным с ним кумулятивным обострителем тока и выносным магнитодинамическим размыкателем, способен обеспечить в лайнерной нагрузке импульс тока амплитудой ~ 20 MA с коротким (~ 130 ns) фронтом нарастания тока.

2. Расчетное время схлопывания лайнера массой 17 mg составляет ~ 60 ns (что позволяет, например, проводить модельные эксперименты по

генерации мощных потоков мягкого рентгеновского излучения для целей отработки систем термоядерного зажигания дейтерий-тритиевых мишеней);

3. Устройство допускает разброс по величине выходного тока ДВМГ ~ 20 % и разброс по характерному времени срабатывания кумулятивного размыкателя в пределах 1...3 μs без существенного изменения фронта нарастания и амплитуды импульса тока в нагрузке.

4. Результаты тестового эксперимента по исследованию работы магнитодинамического размыкателя показали хорошее совпадение расчета с экспериментом.

Таким образом, результаты работы указывает на возможность практической реализации подобных устройств.

Организация, финансировавшая выполнение работы: госкорпорация РОСАТОМ

Список литературы

1. Базанов А. А., Ивановский А. В., Шайдуллин В. Ш. // ЖТФ. 2011. Т. 81, Вып. 7. С. 132–140.
2. Spielman R. B., Stygar W. A., Seamen J. F. et al. Pulsed power performance of PBFA Z. // Digest of technical papers of the 11th IEEE International Pulsed Power Conference. Baltimore, Maryland, USA. IEEE, 1997, v. 1, p. 709.
3. Протасов М. С., Чернышев В. К. и др. Быстродействующий дисковый взрывомагнитный генератор // Труды третьей международной конференции по генерации мегагаусных магнитных полей и родственным экспериментам: Сверхсильные магнитные поля – физика, техника, применение. Новосибирск, изд. «Наука», 1984. С. 26.
4. Chernyshev V. K., Ivanov V. A., et al. Current magnetic field pressure effect on explosive opening switch operation // Proceedings of 9th international conference on megagauss magnetic field generation and related topics: MEGAGAUSS-9. Moscow-St.-Petersburg, publishing - Sarov, VNIIEF, 2004, p. 310.
5. Buyko A. M., Vasyukov V. A., et al. Results of the joint VNIIEF/LANL experiment ALT-2 modeling the "ATLAS" facility parameters by means of Disk EMG // Proceedings of 9th international conference on megagauss magnetic field generation and related topics: MEGAGAUSS-9. Moscow-St.-Petersburg, publishing - Sarov, VNIIEF, 2004. P. 752.
6. Демидов В. А., Жаринов Е. И., Казаков С. А., Чернышев В.К. // ПМТФ. 1981. Т. 130, № 6. С. 106–111.

7. Кнопфель Г. Сверхсильные импульсные магнитные поля. Москва, изд. «Мир», 1972. С. 128.

8. Чернышев В. К., Протасов М. С., Шевцов В. А. Первые дисковые взрывомагнитные генераторы // Труды третьей международной конференции по генерации мегагауссных магнитных полей и родственным экспериментам: Сверхсильные магнитные поля – физика, техника, применение. Новосибирск, изд. «Наука», 1984. С. 23.

9. Proceedings of 9th international conference on megagauss magnetic field generation and related topics: MEGAGAUSS-9. Part: Current pulse conditioning. Moscow-St.-Petersburg, publishing - Sarov, VNIIEF, 2004. P. 289.

10. Бакулин Ю. Д., Куропатенко В. Ф., Лучинский А. В. // ЖТФ. 1976. Т. 46. С. 1963.