



DOI: <https://doi.org/10.30898/1684-1719.2025.11.23>

УДК: 621.319.533.9

17-я Международная конференция

«Газоразрядная плазма и ее применения»

Екатеринбург, Россия, 8-12 сентября 2025

РЕЖИМЫ РАБОТЫ ФЕРРОМАГНИТНОГО СЕРДЕЧНИКА ТРАНСФОРМАТОРА ТОКА НАГРУЗКИ В КАСКАДНОЙ СХЕМЕ НА ГЕНЕРАТОРЕ ГИТ-12

В.А. Кокшенев, В.А. Синебрюхов, А.А. Жерлицын

**Институт сильноточной электроники СО РАН
634055, Томск, пр. Академический, 2/3**

Статья поступила в редакцию 2 октября 2025 г.

Аннотация. Для повышения амплитуды тока и мощности импульса в нагрузках типа Z-пинча на генераторе ГИТ-12 продолжены исследования каскадной схемы. Это новая технология мощной импульсной техники, в которой на выходе микросекундного генератора установлен каскад из плазменного прерывателя тока и трансформатора тока с ферромагнитным сердечником с коэффициентом увеличения по току 2 при амплитуде тока в нагрузке до 5 МА. Компактное расположение трансформатора тока внутри центрального электрода плазменного ключа позволило минимизировать индуктивность тракта подвода энергии к нагрузке. Возможность реализации удвоенной амплитуды тока в нагрузке связана с использованием ферромагнитного сердечника в объеме индуктивности развязки. Рассмотрены вопросы функционирования сердечника при использовании вакуумной изоляции. Для разработанной конструкции определена величина импульсного рабочего напряжения 1 МВ. Приведены результаты тестовых экспериментов работы каскадной схемы на лайнерную

нагрузку при пиковом токе имплозии до 4 МА. На основе численных расчетов определен диапазон возможных характеристик плазменного ключа и Z-пинч нагрузки, нелинейные процессы в которых формируют на сердечнике импульсы напряжения, позволяющие иметь вольт-секундный интеграл не выше величины насыщения сердечника. Анализ расчетных и экспериментальных результатов позволил определить проблемные места в изоляции сердечника и функционировании кросс-ввода и предложить пути их устранения.

Ключевые слова: генератор Маркса, трансформатора тока нагрузки, ферромагнитный сердечник, плазменный прерыватель тока, Z-пинч.

Финансирование: Работа выполнена в рамках государственного задания Министерства науки и высшего образования Российской Федерации по теме № FWRM-2021-0001.

Автор для переписки: Кокшенев Владимир Алексеевич, vak@oit.hcei.tsc.ru

Введение

Исследованием плазмодинамических систем и получением с их помощью экстремальных состояний вещества, находящегося под воздействием мощных радиационных потоков и больших давлений, занимаются многие лаборатории мира. Прогресс в этих исследованиях связан, в том числе, с увеличением количественных характеристик импульсов воздействия. Для этого строят новые (Китай [1], США [2]) или модернизируют уже существующие установки (SPHINX, Франция [3]). Исследования, проводимые на установке ГИТ-12 в ИСЭ СОРАН, лежат в русле мировых научных тенденций. Полученные на данном этапе результаты позволяют надеяться на повышении мощности импульса существующих генераторов без существенных затрат и в короткие сроки. Они представляют интерес для различных лабораторий мира, где используется мощная импульсная техника тераваттного диапазона. Для повышения амплитуды тока и мощности импульса в нагрузках типа Z-пинча нами предложена каскадная схема, состоящая из мегаамперного генератора Маркса – микросекундного плазменного прерывателя тока (МППТ) – трансформатора

тока нагрузки с ферромагнитным сердечником (ТТНФС) – Z-пинч нагрузки [4,5]. Трансформатор тока нагрузки (в англоязычной литературе LCM – Load Current Multiplier [6]), по сути, широкополосный трансформатор на отрезках передающих линий и практически целесообразен в режиме удвоения тока [4,7-9]. Конструктивно он представляет собой две вакуумные коаксиальные линии, включенные последовательно со стороны генератора и параллельно со стороны нагрузки. Иллюстрация каскадной схемы приведена на рис. 1. С помощью прерывателя тока в стадии проводимости ($R_s \sim 0$) энергия из первичного емкостного накопителя C_g переводится в энергию магнитного поля первичного контура с индуктивностью L_1 и током I_1 . В стадии открывания МППТ ($R_s \gg (L_1/C_g)^{0.5}$) ток из первичного контура переключается во вторичный контур с индуктивностью L_2 .

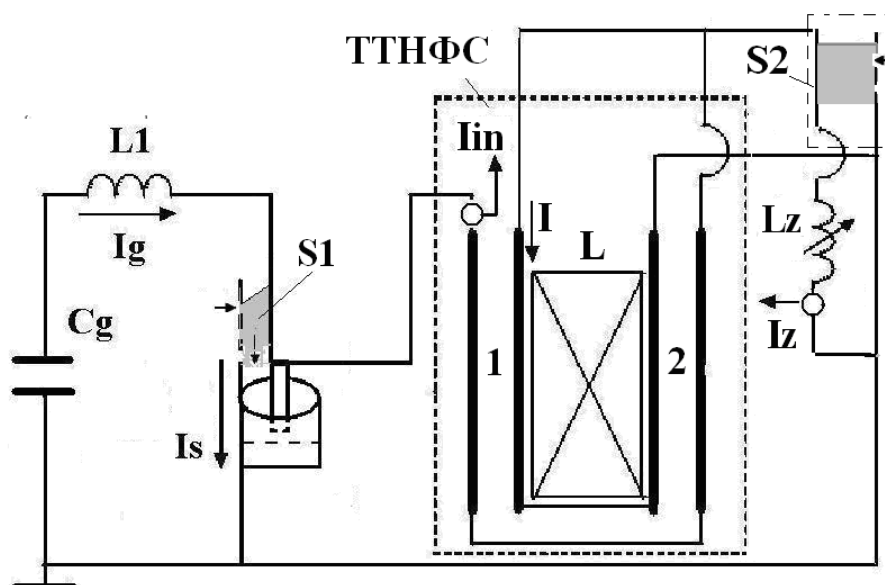


Рис. 1. Схема замещения каскада. C_g – емкость первичного емкостного накопителя, L_1 – индуктивность первичного контура, L_z – индуктивность контура нагрузки, L – индуктивность развязки с ферромагнитным сердечником, I_g – ток генератора, I_s – ток в плазменном ключе, I_z – ток нагрузки, I_{in} – ток на входе трансформатора тока, I – ток потерь. S1 – микросекундный плазменный прерыватель тока по варианту 1 схемы, S2 – микросекундный плазменный прерыватель тока по варианту 2 схемы, ТТНФС – трансформатор тока нагрузки с ферромагнитным сердечником на отрезках вакуумных линий 1 и 2.

Предельная амплитуда тока во вторичном контуре для такой схемы индуктивного накопителя равна $I_2 = I_1 L_1 / (L_1 + L_2)$. Для меняющегося скачком

сопротивления плазменного прерывателя от 0 до R_s фронт тока I_2 составит $t_f \cong 2.2L_m/R_s$, где $L_m = L_1L_2/(L_1+L_2)$. При отсутствии трансформатора тока с целью устранения попадания выносимой из прерывателя плазмы в область Z-пинч нагрузки необходимо удаление нагрузки от МППТ. Индуктивность этой переходной области для различных генераторов может варьироваться, но минимальная ее величина вряд ли может быть меньше $0.2 L_1$ и она определяет минимальную индуктивность вторичного контура (для ГИТ-12 $L_2 \sim 0.25L_1$ [4]). Таким образом, для генератора ГИТ-12 при $L_2 = 0.25 \cdot L_1$ и $R_s \sim 0.5$ Ом амплитуда тока составит $I_{20} \cong 0.8I_1$ с обострением фронта в 5-7 раз.

При установке трансформатора тока индуктивность вторичного контура определяется индуктивностью, вносимой трансформатором тока в разрядный контур (L_t), индуктивностью нагрузки (L_z) и индуктивностью импеданса развязки (L). Из закона сохранения магнитного потока для вторичного контура следует [6], что

$$L_2 = L_t + \frac{4L_z L}{L_z + L}, \quad (1)$$

При этом ток в нагрузке, установленной на выходе трансформатора тока, определяется выражением:

$$I_z = \frac{2I_2 L}{L_z + L} = \frac{2I_1 L_1}{L_1 + L_2} \frac{L}{L_z + L}, \quad (2)$$

Если принять, что вносимая трансформатором тока индуктивность $L_t \cong 0.5 \cdot L_1$, то $I_z \sim 1.33I_1$ для $L \gg L_z$, что при использовании ферромагнитного сердечника всегда выполнимо. Таким образом, амплитуда тока нагрузки I_z в каскадной схеме в 1.65 раза превышает амплитуду тока I_{20} при отсутствии трансформатора тока: $I_z / I_{20} = 1.33I_1 / 0.8I_1 \cong 1.65$ с обострением фронта до 5 раз даже для увеличенной индуктивности L_2 в 2 раза.

Эффективность схемы в значительной степени связано со способностью ТТНФС удваивать амплитуду тока в нагрузке. Коэффициент трансформации k определяется величинами индуктивностей импеданса развязки L и нагрузки L_z из выражения $k = 2L / (L_z + L)$ и при использовании магнитного сердечника

$L \gg L_z$ $k \cong 2$. Для генератора ГИТ-12 при работе в режиме усилителя мощности с МППТ и последовательного включения ТТНФС, нагруженного на L_z , для коэффициента умножения тока справедливо выражение $k_I = I_z/I_g \cong 2L_1 / (1.2L_1 + 4L_z)$, где I_z , I_g – токи нагрузки и генератора, а L_1 – индуктивность первичного контура. Если магнитный сердечник отсутствует или находится в насыщении ($L < 10L_z$), то коэффициент трансформации при работе на Z-пинч $k \sim 1.5$. В работе [8] при работе ТТН без сердечника на статическую низкоиндуктивную нагрузку 4 нГн коэффициент трансформации $k \sim 1.75$. Насыщение сердечника связано с индуцируемым на нем напряжением U_c при изменении магнитного потока в контуре, пронизываемом этим потоком. Интеграл напряжения на сердечнике $U\tau$ (вольт-секундный интеграл) равен изменению магнитного потока, величина которого до насыщения сердечника ограничена его магнитными характеристиками и размерами сердечника $U\tau = \int U_c(t)dt = \Delta\Phi = \Delta B \cdot S_c$, где ΔB – перепад индукции, S_c – сечение сердечника. В рассматриваемом случае величина $U\tau$ определяется конструкцией трансформатора тока для двух режимов компоновки каскадной схемы в зависимости от размещения плазменного ключа до ТТНФС (вариант 1, S1, рис. 1) или на выходе ТТНФС – вариант 2, (S2, рис. 1) [5]. Особенности работы ферромагнитного сердечника с вакуумной изоляцией в экспериментах с лайнером на генераторе ГИТ-12 для обоих вариантов компоновки каскадной схемы и рассмотрены в данной статье.

1. Конструкция ТТНФС

Разработка проекта каскада базируется на опыте наших исследований МППТ с амплитудой до 5 МА [11] и мегаамперного микросекундного удвоителя амплитуды тока в низкоиндуктивной нагрузке [4,10]. Получение максимальных амплитуд тока напрямую связано с минимизацией индуктивности всего участка схемы, расположенного вдоль по потоку мощности за прерывателем тока. С этой целью трансформатор тока был помещен во внутреннюю полость центрального электрода коаксиального прерывателя тока. Это позволило максимально

использовать объем корпуса каскада и минимизировать его индуктивность. На рис. 2а. приведена конструкция каскада по варианту 1 компоновки схемы (см. рис. 1 с МППТ S1), установленная на сборном электроде центрального узла генератора ГИТ-12. Каскад, состоящий из последовательно включенных МППТ и ТТНФС, смонтирован внутри обечайки диаметром 880 мм. Коаксиальный МППТ с диаметрами электродов 790 мм / 700 мм имеет 96 плазменных пушек (ПП). Плазменные пушки размещены в 2 ряда и запускаются с задержкой друг относительно друга для формирования плазменной оболочки с профилем концентрации по длине размыкателя. Максимальное количество ПП в нижнем ряду 64, в верхнем – 32 ПП. В оптимальных режимах 64 ПП срабатывали на 2 мкс раньше 32 ПП, которые, в свою очередь, срабатывали раньше генератора Маркса на 5 мкс. Ток разряда в каждой пушке колебательный с периодом 4.8 мкс и амплитудой в первом максимуме ~ 9 кА [11]. Катод плазменного прерывателя тока диаметром 700 мм в области радиального перехода к входу трансформатора продолжен 12 стержнями диаметром 40 мм и длиной 240 мм, проходящими между 12 пластинами, поддерживающими анод узла нагрузки (кросс-отвод 1, рис. 2а). Плазменные потоки ускоряются вдоль катодных стержней, имеющих до 2 раз большую напряженность магнитного поля по сравнению с областью в зоне инъекции плазмы. Это позволило предотвратить шунтирование входа трансформатора тока плазменными потоками из зоны МППТ.

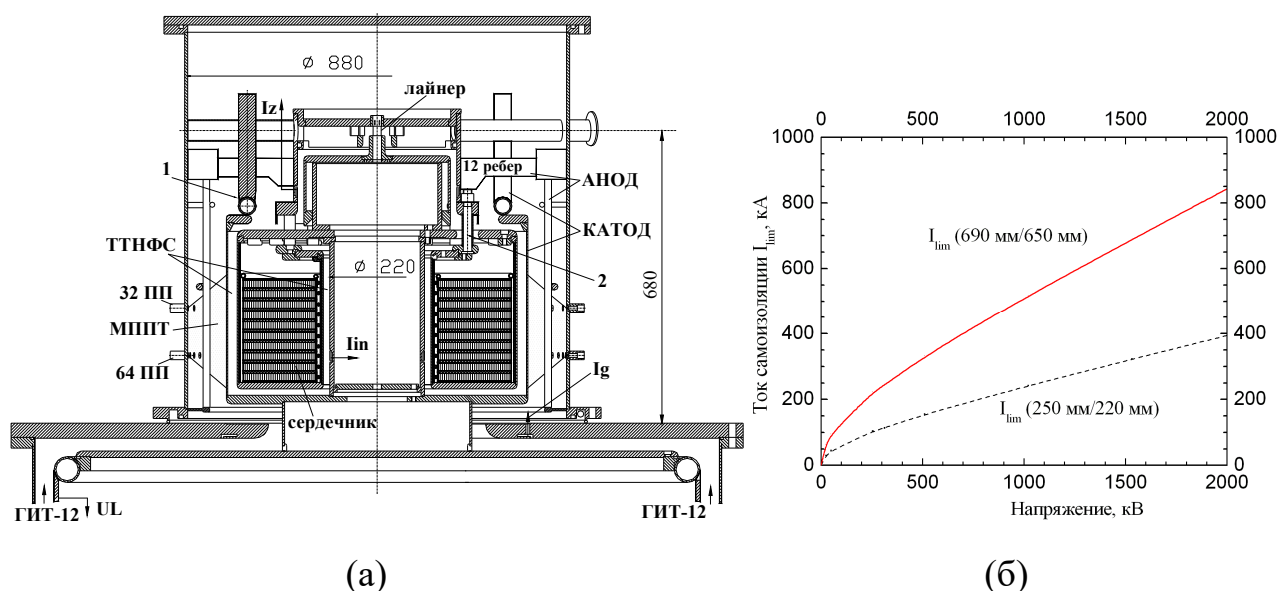


Рис. 2. (а) Конструкция каскада для экспериментов на генераторе ГИТ-12. МППТ – микросекундный плазменный прерыватель тока, 64 ПП и 32 ПП – два ряда плазменных пушек, ТТНФС – трансформатора тока с ферромагнитным сердечником, I_g , I_z , I_{in} – токи генератора, нагрузки и на входе ТТНФС, UL – датчик напряжения. 1 – 12 канальный кросс-отвод, 2 – 12 канальный кросс-ввод типа штырь-отверстие. (б) Графики зависимости тока магнитной самоизоляции в вакуумной коаксиальной линии от напряжения на ней в приближении предельного тока [15] для двух отрезков вакуумных коаксиальных линий разработанного трансформатора тока.

Трансформатор тока размещен внутри катода прерывателя тока и представляет собой два отрезка вакуумных коаксиальных линий, образованных двумя полыми тороидами с общей осью и включенных последовательно со стороны генератора и параллельно со стороны нагрузки с помощью 12 канального перехода штырь-отверстие (кросс-ввод 2, рис. 2а). Для получения удвоенной амплитуды тока в нагрузке в вакуумную полость внутреннего тороида установлен ферромагнитный сердечник. Он состоит из 11 колец, имеющих наружный диаметр 620 мм. Кольца ферромагнитного сердечника (рис. 3а) намотаны на оправке диаметром 280 мм из ленты ЭТ-3425 (ширина 18 мм, толщина 50 мкм) и имеют суммарное сечение 340 см^2 , рассчитанное на максимальную величину вольт-секундного интеграла $102 \text{ мВ} \cdot \text{с}$. Одновременно с намоткой производилось снятие заусенцев путем прокатки ленты между валками и изоляция витков ленты лавсановой пленкой толщиной 10 мкм и шириной 20 мм, так что пленка выступала над лентой на 1 мм. Коэффициент заполнения

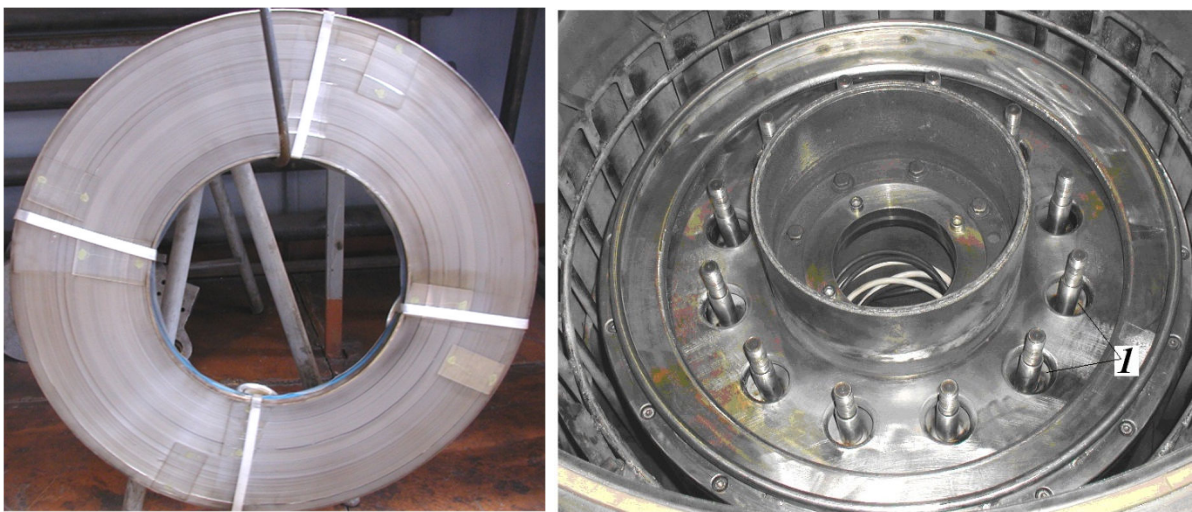
сердечников сталью составлял ~ 0.8 . Сердечник устанавливается в корпус из нержавеющей стали. Обе стенки внутреннего тороида изолированы листовым полиэтиленом толщиной 3 мм. На верхнем кольце сердечника установлен экран. Между кольцами и изоляцией стенок имеется зазор ~ 8 мм. В результате обеспечивается откачка воздуха из сердечника перед выстрелом до вакуума не хуже 0.01 Па.

При сборке корпус с ферромагнитным сердечником опирается на внутренний центральный электрод диаметром 220 мм и центрируется в посадке. Вторая сторона трансформатора тока закреплена на нижнем анодном фланце узла нагрузки с помощью 12 стержней, являющихся одновременно центральными электродами кросс-ввода типа штырь-отверстие (см. фотографию на рис. 3б). Внутренняя поверхность стенок бака и внешняя поверхность корпуса и являются электродами отрезков коаксиальных вакуумных линий трансформатора тока. Сердечник работал в режиме, когда размагничивающий импульс тока подается в паузе между рабочими импульсами. Это позволяет избавиться от проблем размещения дополнительного токоввода и его изоляции в рабочем импульсе, но уменьшает перепад индукции сердечника до $\Delta B = B_r + B_s = 3.1$ Т вместо $2B_s = 3.8$ Т. Для реализованных на генераторе ГИТ-12 двух конструкций трансформатора тока с сердечниками из магнитной стали марки ЭТ-3425 толщиной 50 мкм в режиме с перепадом индукции $\Delta B = 3.1$ Тл вольт-секундный интеграл для варианта 1 (рис. 2а) составлял 80 мВ·с, для варианта 2 – 100 мВ·с. В варианте 2 конструкция ТТНФС аналогична варианту 1, но он размещен в объеме центрального узла генератора ГИТ-12 [10]. Это позволило увеличить наружный диаметр устройства до 850 мм и иметь сечение сердечника 400 см² при использования 11 колец с диаметрами 780 мм / 380 мм.

Подвод к нагрузке выполнен отрезком вакуумного коаксиала с диаметрами 370 мм / 340 мм и высотой 140 мм. Индуктивность вторичного контура с трансформатором тока составляет 35 нГн. Это позволяет при открывании плазменного прерывателя переключать во вторичный контур до 80 % тока первичного накопителя и при коэффициенте умножения трансформатора тока

$k \cong 2$ получать ток в Z-пинч нагрузке на уровне $I_z \sim 1.5I_g$ с укорочением фронта до 5 раз.

Для регистрации тока в различных зонах установки использовались пояса Роговского и датчики производной тока в виде индуктивной канавки [12]. Измерялись: полный ток генератора I_g ; входной ток трансформатора I_{in} ; ток нагрузки I_z . При отсутствии потерь в трансформаторе тока величины I_{in} и I_g равны. Ток I , протекающий в индуктивности развязки L , определялся из выражения ($I = 2 \cdot I_{in} - I_z$), а ток в плазменном прерывателе S1 – ($I_s = I_g - I_{in}$). Для регистрации напряжения UL использовался индуктивный делитель напряжения в виде короткозамкнутого отрезка высокоимпедансной вакуумной линии индуктивностью 636 нГн с коэффициентом деления 3030 раз. Подробно методика измерения тока и напряжения мегаамперного и мегавольтного диапазонов на генераторе ГИТ-12 приведена в работе [12].



(а)

(б)

Рис. 3. (а) Фотография кольца ферромагнитного сердечника. (б) Фотография корпуса трансформатора тока со снятым анодом узла нагрузки, 1 – 12 канальный кросс-ввод типа штырь-отверстие.

Так как в каскаде используется вакуумная изоляция, необходимо чтобы на трактах транспортировки энергии к нагрузке выполнялись условия магнитной самоизоляции. В то же время для получения максимальных амплитуд тока зазоры должны быть как можно меньше для снижения индуктивности L_2 вторичного контура. На основе работ по магнитоизолированным линиям [13-15]

для наших условий ($U \leq 1.5$ МВ, $\tau_{\text{и}} \leq 500$ нс) можно принять величину напряженности электрического поля порядка 1 МВ/см и скорость перемыкания вакуумного зазора плотной электродной плазмой $(2-3) \cdot 10^6$ см/с. Отсюда следует, что величина зазора в линиях должна быть не менее 1.5 см. Из теории магнитной самоизоляции вакуумных коаксиальных линий (ВКЛ) [16,17] известно, что ток в них должен превышать некоторую критическую величину, которая зависит от напряжения на входе линии и ее геометрического фактора (для коаксиальной линии равного $\ln(R/r)$). Для выбранной геометрии отрезков ВКЛ, входящих в состав трансформатора тока, с $\rho_1 = 3.6$ Ом и $\rho_2 = 7.6$ Ом были рассчитаны величины токов, необходимых для установления режима самоизоляции, в приближении предельного тока [15] в зависимости от напряжения на входе трансформатора тока. На рис. 2б приведены графики этой зависимости. Видно, что токи в отрезках ВКЛ отличаются примерно в 2 раза, но при напряжении на входе ВКЛ 1 МВ для линии с уменьшенным в 2 раза зазором величина тока самоизоляции не превышает 500 кА. При предполагаемых амплитудах тока на входе ТТНФС до 3 МА условия для транспортировки тока к нагрузке заведомо выполняются.

2. Режимы работы ферромагнитного сердечника в экспериментах с Z-пинч нагрузкой

При работе ТТНФС в микросекундном режиме величины напряжений, индуцируемых в изоляции сердечника, невелики. Падение k и появление тока потерь I начинается в конце процесса сжатия лайнера при насыщении сердечника и уменьшении величины L . В течение ~ 70 % длительности процесса имплозии напряжение на сердечнике не превышает 50 кВ, что соответствует средней напряженности электрического поля по поверхности изоляции верхнего кольца не более 3 кВ/см. И только в конце процесса сжатия с формированием пинча и генерацией излучения начинается быстрый рост величины вольт-секундного интеграла [10]. Иная ситуация при работе в режиме с обострением мощности, когда на выходе генератора Маркса устанавливается каскад из последовательно

включенных плазменного прерывателя тока и ТТНФС. В этом случае определяющий вклад в величину $U\tau$ вносят не только финальная стадия сжатия плазменного лайнера с формированием пинча на оси системы, но и процесс размыкания плазменного ключа с переключением тока в контур нагрузки. Амплитуда напряжения в обоих процессах может достигать несколько сотен киловольт.

На рис. 4а приведены результаты тестового эксперимента с каскадной схемой (вариант 1, рис. 2а) при имплозии планарного лайнера из алюминиевых микропроводников диаметром 20 мкм (количество проводников – 41, зазор между проводниками – 2 мм). При амплитуде тока генератора 4.2 МА с временем нарастания 1300 нс в нагрузку переключено ~ 4 МА с фронтом 220 нс. Вольт-секундный интеграл $U\tau$ на момент формирования пинча составил 65 мВ·с, а по окончании импульса излучения достиг 86 мВ·с, что превышает величину $U\tau = 80$ мВ·с до насыщения сердечника. С этого момента утечки тока в контур L стремительно возрастают. Влияние ферромагнитного сердечника демонстрирует выстрел при отсутствии сердечника в объеме индуктивности развязки L , представленный на рис. 4б. При неизменной амплитуде тока генератора в нагрузку переключено ~ 3.6 МА с фронтом 270 нс. Потери тока в параллельный контур индуктивности развязки L при имплозии лайнера достигли ~ 1 МА в соответствии с выражением $L_z I_z \cong LI$.

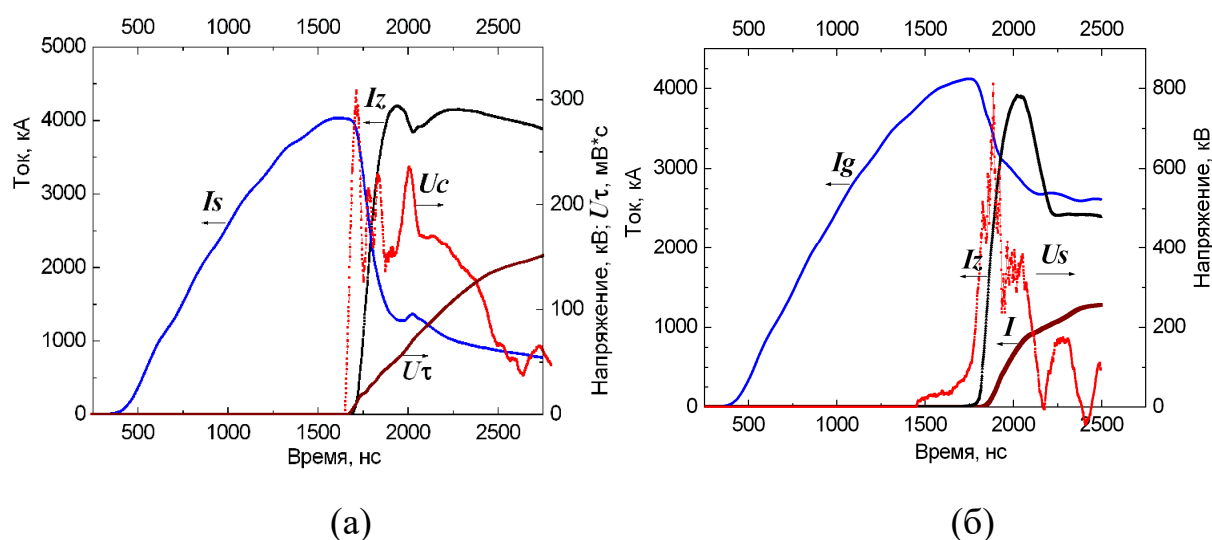


Рис. 4. (а) Осциллограммы токов в МППТ (I_s) и лайнере (I_z), импульса напряжения на сердечнике (U_c) и вольт-секундный интеграл ($U\tau$) для выстрела с планарным лайнером. (б) Осциллограммы импульсов тока генератора (I_g), лайнера (I_z) и в индуктивности развязки (I), импульса напряжения на МППТ (U_s) при работе ТТН без ферромагнитного сердечника на планарный лайнер.

Отметим, что при работе генератора с МППТ непосредственно на нагрузку без ТТНФС амплитуда переключенного в лайнер тока составила 3.3 МА с фронтом 280 нс. Предпринятые усилия по увеличению амплитуды тока нагрузки с ростом массы планарного лайнера и его ширины значимого результата не дали. Были зафиксированы повышенные потери тока на выходе ТТНФС в области индуктивности развязки и кросс-ввода еще до насыщения сердечника. Анализ состояния поверхностей колец сердечника и электродов кросс-ввода при разборке конструкции (рис. 3б) показал, что имеются перекрытия по поверхности колец сердечника и следы эрозии на электродах кросс-ввода.

Ленточная электротехническая сталь поставляется с завода отожженной с изоляционным фосфатным покрытием толщиной $(2\div 3)$ мкм. Амплитуда напряжения импульса, возникающего между соседними слоями при перемагничивании, при $h = 18$ мм, $\Delta B = 3.1$ Т, $\delta = 0.05$ мм и длительности импульса $\tau = 0.25$ мкс составляет $U_{sh} = \delta h \Delta B / \tau \sim 12$ В. Напряженность поля в изоляции $E_\delta \leq 3$ кВ/мм, что ниже электропрочности заводской изоляции. При количестве слоев в кольце сердечника ~ 2600 с учетом дополнительной

лавсановой изоляцией величина импульсного рабочего напряжения может быть ~ 1 МВ. Вероятно, из-за не контролируемого поступления газа из объема сердечника при протекании вихревых токов в слоях ленты прочность изоляции падает. Средняя напряженность электрического поля по ширине сердечника в выстрелах без пробоя изоляции не превышала 30 кВ/см. После пробоя по поверхности кольца сердечника величина его сопротивления при низковольтном измерении не меняется.

Для получения информации о характеристиках импульса напряжения на выходе ТТНФС, возникающего при размыкании плазменного прерывателя тока и имплозии Z-пинч нагрузки, было проведено численное моделирование переходного процесса работы каскадной схемы на генераторе ГИТ-12. Варьировались как параметры МППТ по длительности стадии проводимости и разрывным характеристикам (U_s , R_s), так и параметры лайнерной нагрузки, в том числе и соответствующие тестовым экспериментам. На рис. 5а приведены результаты расчета варианта 1 компоновки схемы при отсутствии утечек на выходе ТТНФС для приведенной на рис. 2а конструкции. Увеличение длительности стадии проводимости с 600 нс до 1300 нс с ростом тока генератора с 2.7 МА до 4.2 МА приводит к увеличению амплитуды тока в лайнере с 3.4 МА до 4.7 МА при сокращении времени имплозии с 450 нс до 350 нс. С ростом амплитуды тока в нагрузке и его производной возрастает напряжение на сердечнике при размыкании МППТ и формировании пинча в финальной стадии сжатия лайнера. Вольт-секундный интеграл $U\tau$ увеличивается с 42 до 70 мВ·с. Первый пик напряжения изменяется незначительно и составляет 200 ± 30 кВ. Основной импульс напряжения на индуктивности L и кросс-вводе формируется в момент сжатия плазмы лайнера на оси системы и достигает 700 кВ. Хотя его длительность на полувысоте не превышает 15 нс в случае появления приэлектродной плазмы в области кросс-ввода [18] и/или ухудшения вакуума в объеме сердечника возможны утечки тока вплоть до короткого замыкания на выходе ТТНФС. Такие режимы мы регистрировали в тестовых экспериментах. В этом случае резко падает выход излучения, что косвенно подтверждает

необходимость подвода энергии к лайнеру не только в стадии движения вещества к центру, но и в стадии функционирования пинча. Получаемые в эксперименте величины напряжения $U_c \sim 250$ кВ на индуктивности L (см. рис. 4а) значительно меньше расчетных указывают на появлении утечек тока еще на стадии сжатия вещества лайнера к центру до формирования пинча. Для устранения возможных перекрытий по поверхности между кольцами сердечника уложены 4 изоляционные прокладки из резинового шнура диаметром 8 мм с целью улучшения откачки газа из объема сердечника. Существует также проверенный способ увеличения электрической прочности изоляции сердечника при заполнении высоковакуумным маслом (типа ВМ-5) объема внутреннего тороида индуктивности развязки L , где размещен сердечник [10]. Для повышения электрической прочности кросс-ввода типа штырь-отверстие и уменьшения индуктивности конволюта от ТТНФС к лайнеру разработана модификация кросс-ввода [5, 19]. Он выполнен в виде 24 отрезков полосковых линий, образованных 48 радиальными пластинами. Пластины попарно подключены к подводящему тракту таким образом, что обеспечивают параллельное включение вакуумных линий ТТН к узлу нагрузки. Расчеты для модернизированного кросс-ввода и узла нагрузки показали, что при имплозии газоплазменного лайнера с внешней плазменной оболочкой [19, 20] возможно увеличение амплитуды тока в нагрузке до 5.4 МА (рис. 5б).

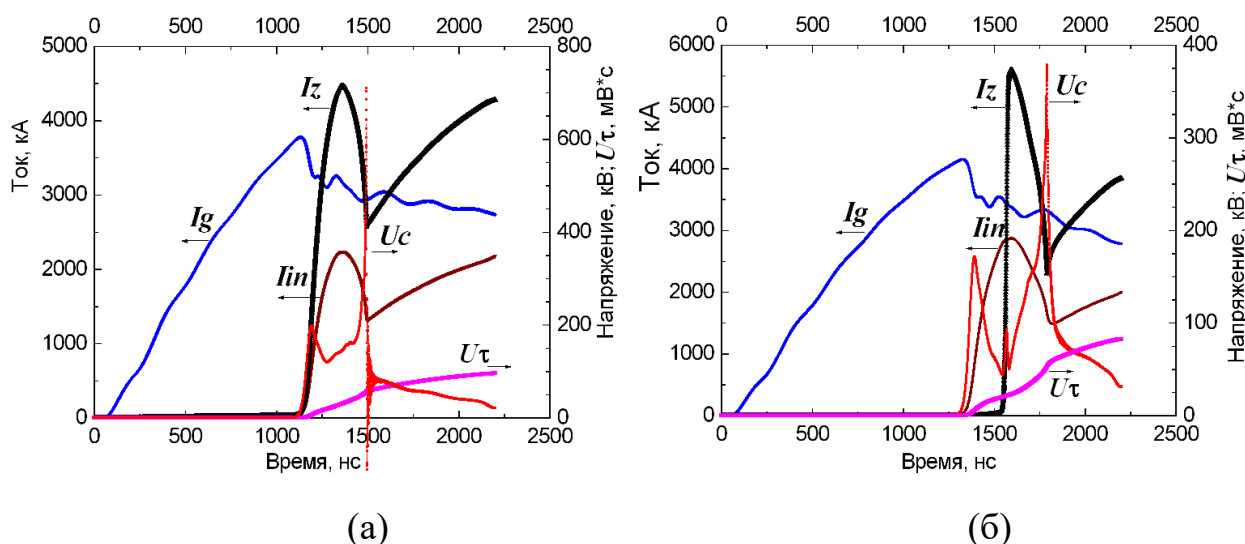


Рис. 5. Расчетные осциллограммы токов генератора (I_g), на входе ТТНФС (I_{in}) и нагрузки (I_z), импульса напряжения на сердечнике (U_c) и вольт-секундный интеграл ($U\tau$) для газоплазменного лайнера с погонной массой 150 мкг/см – (а) и для газоплазменного лайнера с внешней плазменной оболочкой с погонной массой 150 мкг/см – (б).

Проведены расчеты режимов работы сердечника и для варианта 2 компоновки каскадной схемы, когда плазменный размыкатель установлен на выходе ТТНФС (рис. 1, ключ S2). Предварительные эксперименты показали, что размещение плазменного размыкателя непосредственно перед лайнером в коаксиальном переходе на выходе ТТНФС значительно уменьшает начальную индуктивность узла нагрузки, приводя к увеличению тока в лайнере (см. формулу 2). Но в этом случае из-за воздействия плазмы МППТ электрическая прочность кросс-ввода уменьшается с возникновением утечек тока еще на стадии ввода энергии в лайнер. Кроме того, вынос плазмы из МППТ в область внешнего диаметра нагрузки влияет на динамику имплозии лайнера и увеличивает потери тока в этой зоне в момент формирования пинча и генерации излучения. Устранение этих недостатков с разнесением элементов схемы в пространстве нивелирует преимущества варианта 2. На рис. 6 приведены результаты расчета для такого режима работы схемы. Амплитуда тока нагрузки не превышает $I_z \leq 4$ МА. Сердечник находится под напряжением в течение всей длительности переходного процесса в схеме ~ 1 мкс, с максимумом в момент формирования пинча $U_c \sim 250$ кВ. Вольт-секундный интеграл в финальной

стадии имплозии достигает $U\tau \sim 120$ мВ·с, что превышает величину насыщения сердечника.

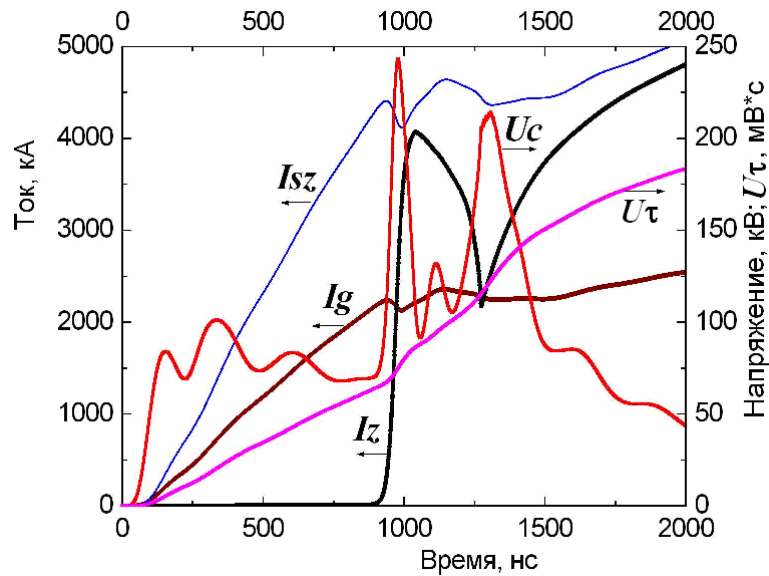


Рис. 6. Расчетные осциллограммы токов генератора (I_g), на выходе ТТНФС (I_{sz}) и нагрузки (I_z), импульса напряжения на сердечника (U_c) и вольт-секундный интеграл ($U\tau$) для газоплазменного лайнера с погонной массой 150 мкг/см в режиме 2 (МППТ на выходе ТТНФС).

Заключение

Рассмотрены особенности работы новой технологии мощной импульсной техники с использованием каскадной схемы на примере микросекундного мегаамперного генератора ГИТ-12. Каскад на основе плазменного прерывателя тока и трансформатора тока нагрузки с ферромагнитным сердечником позволяет увеличить амплитуду тока в Z-пинч нагрузке в 1.65 раза по сравнению с режимом без ТТН с обострением фронта до 5 раз. Использование ферромагнитного сердечника в трансформаторе тока нагрузки дает коэффициент увеличения по току 2 при амплитуде тока в нагрузке до 5 МА. Проведенные тестовые эксперименты и численное моделирование переходных процессов при работе МППТ и имплозии лайнера позволили определить рабочий диапазон параметров нагрузки, при которых разработанные два варианта конструкций ТТНФС работают без насыщения сердечника с удвоением тока в нагрузке. При этом большие пиковые амплитуды тока имплозии в Z-пинч нагрузке возможны в варианте 1 компоновки каскадной схемы. Проведенные впервые в мире

исследования по согласованию микросекундного генератора Маркса, плазменного прерывателя тока, трансформатора тока нагрузки на отрезках вакуумных линий с ферромагнитным сердечником и нелинейной Z-пинч нагрузки в мегаамперном диапазоне токов представляют научный интерес, как в комплексе, так и с точки зрения функционирования отдельных элементов.

Финансирование: Работа выполнена в рамках государственного задания Министерства науки и высшего образования Российской Федерации по теме № FWRM-2021-0001.

Литература

1. Gong Z. et al. Model of a 5-MA Linear-Transformer-Driver Accelerator: Comparison of MITL Performance for Bremsstrahlung Electron Beam Diodes and Z-Pinch Loads // Laser and Particle Beams. – 2023. – Т. 2023. – С. e13. <https://doi.org/10.1155/2023/2021696>
2. Spielman R.B. et al. Conceptual design of a 15-TW pulsed-power accelerator for high-energy-density- physics experiments // Matter and Radiation at Extremes. – 2017. – Т. 2. – С. 204–223. <https://doi.org/10.1016/j.mre.2017.05.002>
3. d'Almeida T. et al. Microsecond ramp compression of a metallic liner driven by a 5 MA current on the SPHINX machine using a dynamic load current multiplier pulse shaping // Physics of Plasmas. – 2013. – Т. 20. – №. 9. <https://doi.org/10.1063/1.4823720>
4. Kokshenev V.A. et al. Investigation of the MPOS-LCM cascade scheme on the GIT-12 generator // Proceedings of 16th Symposium on High Current Electronics. Tomsk, Russia. – 2010. – С. 344-348.
5. Кокшенев В.А. Анализ эффективности комбинированных схем умножения мощности мегаджоульного диапазона для z-пинч нагрузок // Proceedings of 9th International Congress on Energy Fluxes and Radiation Effects. Tomsk, Russia. – 2024. <https://doi.org/10.56761/EFRE2024.S4-P-027203>

6. Chuvatin A.S. et al. Current multiplier to improve generator-to-load coupling for pulse-power generators // Review of scientific instruments. – 2005. – Т. 76. – №. 6. <https://doi.org/10.1063/1.1928450>
7. Chuvatin A.S. et al. Operation of a load current multiplier on a nanosecond mega-ampere pulse forming line generator // Physical Review Special Topics–Accelerators and Beams. – 2010. – Т. 13. – №. 1. – С. 010401. <https://doi.org/10.1103/PhysRevSTAB.13.010401>
8. Чайковский С.А., Чуватин А.С., Орешкин В.И. Трансформатор тока нагрузки тераваттного генератора МИГ // Приборы и техника эксперимента. – 2012. – №. 2. – С. 67-76.
9. Chuvatin A.S. et al. Design criteria and validation of a vacuum load current multiplier on a mega-ampere microsecond inductive storage generator // Laser and Particle Beams. – 2010. – Т. 28. – №. 3. – С. 361-369. <https://doi.org/10.1017/S0263034610000224>
10. Kokshenev V.A. Vacuum Insulation of a Ferromagnetic Core in a Megaampere Load Current Multiplier // Proceedings of 25th International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum. Tomsk, Russia. – 2012. С. 433-436. <https://doi.org/10.1109/DEIV.2012.6412548>
11. Kokshenev V.A. Microsecond plasma opening switch: *pro et contra* // Proceedings of 25th International Symposium on Discharges and Electrical Insulation in Vacuum. Tomsk, Russia. – 2012. С. 437-440. <https://doi.org/10.1109/DEIV.2012.6412549>
12. Кокшенев В.А. Регистрация мегаамперных токов и мегавольтных напряжений на генераторе ГИТ-12 // Proceedings of 9th International Congress on Energy Fluxes and Radiation Effects. Tomsk, Russia. – 2024. <https://doi.org/10.56761/EFRE2024.S4-P-027202>
13. Ананьев С.С. и др. Транспортирующие свойства сильноточной магнитоизолированной передающей линии и динамика приэлектродной плазмы // Физика плазмы. – 2008. – Т. 34. – №. 7. – С. 627-640.

14. Ковалев В.Г. и др. Работа вакуумной линии с магнитной самоизоляцией при микросекундных длительностях импульса // Журнал технической физики. – 1992. – Т. 62. – №. 7. – С. 121-133.
15. Беломытцев С.Я. и др. Расчет характеристик волны магнитной самоизоляции в вакуумной передающей линии на основе законов сохранения // Журнал технической физики. – 2006. – Т. 76. – №. 11. – С. 108.
16. Bergeron K.D. Equivalent circuit approach to long magnetically insulated transmission lines // Journal of Applied Physics. – 1977. – Т. 48. – №. 7. – С. 3065-3069. <https://doi.org/10.1063/1.324075>
17. Di Capua M.S., Pellinen D.G. Propagation of power pulses in magnetically insulated vacuum transmission lines // Journal of Applied Physics. – 1979. – Т. 50. – №. 5. – С. 3713-3720. <https://doi.org/10.1063/1.326277>
18. Madrid E.A. et al. Steady-state modeling of current loss in a post-hole convolute driven by high power magnetically insulated transmission lines // Physical Review Special Topics–Accelerators and Beams. – 2013. – Т. 16. – №. 12. – С. 120401. <https://doi.org/10.1103/PhysRevSTAB.16.120401>
19. Кокшенев В.А. и др. Плазменный источник излучения на основе газового лайнера с внешней плазменной оболочкой в цепи мегаамперного удвоителя тока нагрузки // Изв. вузов. Физика. – 2017. – Т. 60. – № 8. – С. 142-147.
20. Shishlov A.V. et al. Generation of Ar K-shell radiation using a hybrid gas puff with an outer plasma shell // Proceedings of 8th International Congress on Energy Fluxes and Radiation Effects. – 2022. <https://doi.org/10.56761/EFRE2022.S2-O-011601>

Для цитирования:

Кокшенев В.А., В.А. Синебрюхов В.А., А.А. Жерлицын А.А. Режимы работы ферромагнитного сердечника трансформатора тока нагрузки в каскадной схеме на генераторе ГИТ-12 // Журнал радиоэлектроники. – 2025. – №. 11. <https://doi.org/10.30898/1684-1719.2025.11.23>