

ТРАНСФОРМАТОР ТОКА НАГРУЗКИ ТЕРАВАТТНОГО ГЕНЕРАТОРА МИГ

© 2012 г. С. А. Чайковский, А. С. Чуватин*, В. И. Орешкин

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

**Ecole Polytechnique
Palaiseau, 91128, France*

Поступила в редакцию 09.06.2011 г.

После доработки 27.07.2011 г.

Описана конструкция и продемонстрирована работа трансформатора тока нагрузки с коэффициентом увеличения по току 1.75 при амплитуде импульса тока в нагрузке 3 МА на импульсном генераторе МИГ (многоцелевой импульсный генератор) тераваттного уровня мощности. Трансформатор достаточно прост по конструкции и легко демонтируется, что позволяет использовать генератор МИГ в других режимах работы с нагрузками различного импеданса. Показана целесообразность использования трансформатора при работе на постоянную низкоиндуктивную нагрузку, например, в исследованиях скин-эффекта электрического взрыва и нелинейной диффузии мегагауссовых магнитных полей. При этом использование трансформатора позволяет обеспечить полуторакратное увеличение тока в нагрузке по сравнению с обычным режимом работы генератора МИГ.

ВВЕДЕНИЕ

В настоящее время мощные генераторы импульсов тока мегаамперного диапазона [1–4] широко используются для исследований свойств как неидеальной [5–7], так и высокотемпературной [8–12] плазмы. Амплитуда тока генератора имеет определяющее значение в проводимых исследованиях. Так, например, при имплозии плазменных лайнеров полный за импульс выход мягкого рентгеновского излучения пропорционален квадрату амплитуды тока, а число нейтронов по данным работы [13] пропорционально четвертой степени амплитуды тока.

Генераторы импульсов тока с амплитудой несколько мегаампер и временем нарастания тока 100–1000 нс имеют большие габариты и высокую стоимость. Полномасштабная модернизация таких установок для увеличения амплитуды импульса тока путем, например, увеличения энергии первичного накопителя является трудоемкой и затратной задачей. Естественно стремление экспериментаторов найти технические решения, позволяющие более дешевым способом обеспечить увеличение амплитуды импульса тока в нагрузке генератора.

Одним из таких решений является использование трансформатора тока нагрузки (т.т.н.) (в англоязычной литературе LCM (Load Current Multiplier)), работоспособность которого в режиме постоянной низкоиндуктивной нагрузки продемонстрирована в экспериментах на микросекундных генераторах с уровнем тока до 100 кА [14] и до 7 МА [15], а также

на относительно высокоимпедансном (1.9 Ом) наносекундном генераторе с уровнем тока до 1.6 МА при времени его нарастания 100 нс [16]. Трансформатор тока нагрузки по принципу действия аналогичен волновому трансформатору на отрезках длинных линий и в режиме удвоения тока конструктивно представляет собой две коаксиальные вакуумные линии, которые соединены последовательно со стороны генератора и параллельно со стороны нагрузки.

На мощном импульсном генераторе МИГ [7] при уровне тока до 2.5 МА и времени его нарастания 100 нс в течение ряда лет ведутся работы по изучению взаимодействия быстронарастающих мегагауссовых магнитных полей с металлами [5, 17]. Характерной особенностью проводимых экспериментов является то, что индуктивность нагрузки, в качестве которой используются металлические цилиндры диаметром 1–4 мм, практически неизменна в период нарастания импульса тока. При использовании т.т.н. это позволило бы избежать падения коэффициента трансформации тока в течение подвода мощности, обусловленного увеличением импеданса нагрузки.

В данной работе описана конструкция т.т.н., оптимизированная для работы на низкоимпедансном генераторе МИГ. Апробация предложенной конструкции показала отсутствие утечек тока в вакуумных линиях и конволюции т.т.н. в процессе работы. При численном моделировании и в экспериментах показана возможность увеличения тока в нагрузках с постоянной индуктивно-

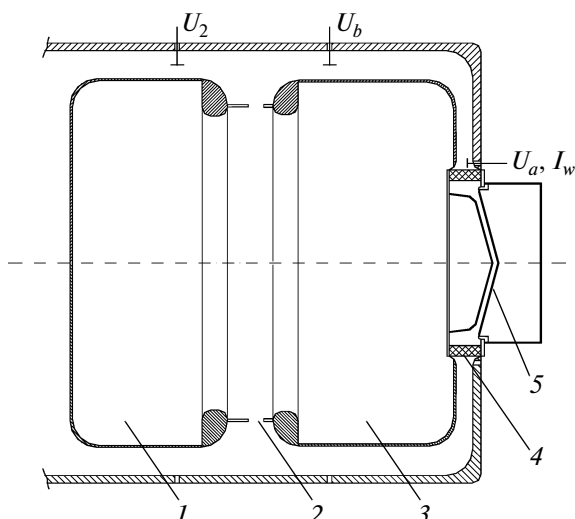


Рис. 1. Схематичное изображение второй формирующей и передающей линий вакуумного узла генератора МИГ. 1 – вторая формирующая линия; 2 – многоканальный разрядник; 3 – передающая линия; 4 – проходной изолятор “вода–вакуум”; 5 – вакуумная магнитоизолированная передающая линия. Показано положение датчиков тока и напряжения: U_2 – емкостный датчик напряжения на второй линии; U_b – емкостный датчик напряжения на передающей линии; U_a – емкостный или активный делитель напряжения на проходном изоляторе, I_w – пояс Роговского в воде.

стью по сравнению со стандартным (без т.т.н.) режимом работы генератора.

ОПИСАНИЕ ГЕНЕРАТОРА МИГ

Генератор МИГ построен по схеме: линейный импульсный трансформатор – водяные формирующие линии – нагрузка. В качестве накопителя энергии используется конденсаторная батарея с общей запасаемой энергией 380 кДж. Линейный импульсный трансформатор с ударной емкостью 190 нФ передает часть запасенной в конденсаторной батарее энергии в первую формирующую линию с электрической длиной 75 нс и волновым сопротивлением 1.3 Ом. После срабатывания одноканального неуправляемого водяного разрядника часть энергии передается во вторую формирующую линию с электрической длиной 26 нс и импедансом 0.65 Ом и, после коммутации девятиканального водяного разрядника, электромагнитный импульс с мощностью 1.2–1.4 ТВт и длительностью ~80 нс поступает через передающую линию в нагрузочный узел.

Передающая водяная линия генератора МИГ спроектирована на постоянное волновое сопротивление $\rho = 0.65$ Ом и электрическую длину $\tau = 45$ нс. Измерение реальных зазоров в линии как в коаксиальной, так и в дисковой части показало, что волновое сопротивление линии неоднородно.

Более близкой к реальности является передающая линия, состоящая из четырех отрезков со следующими параметрами: 1 – $\tau = 29$ нс, $\rho = 0.66$ Ом; 2 – $\tau = 4.8$ нс, $\rho = 0.7$ Ом; 3 – $\tau = 4.8$ нс, $\rho = 0.77$ Ом; 4 – $\tau = 6$ нс, $\rho = 0.9$ Ом. Модельные расчеты показали, что форма и амплитуда бегущей волны в неоднородной линии с вышеуказанными параметрами хорошо совпадает с формой и амплитудой бегущей волны в однородной линии с $\rho = 0.75$ Ом.

Параметры падающей волны U_b в передающей линии генератора МИГ измеряются емкостным делителем напряжения, установленным в передающей линии в 200 мм от многоканального разрядника. Напряжение на узле нагрузки U_a измеряется емкостным или активным делителями, расположенными в воде непосредственно около проходного изолятора (рис. 1). Чувствительность датчиков напряжения рассчитывается по их геометрическим размерам. Ток генератора измеряется поясами Роговского и интегрированием сигналов магнитных зондов. Один из поясов Роговского (I_w), выполненный в виде сегмента длиной 40 см, расположен в воде непосредственно около проходного изолятора. Магнитные зонды расположены в вакуумной магнитоизолированной линии на различных диаметрах.

При работе генератора МИГ в стандартной конфигурации (без использования т.т.н.) выходной узел состоит из секционированного проходного изолятора “вода–вакуум” с внешним диаметром 900 мм, конусной вакуумной магнитоизолированной линии (м.и.л.) и нагрузки. Обозначим L_0 суммарную индуктивность изолятора и вакуумной передающей линии, т.е. индуктивность выходного узла генератора от диаметра, на котором измеряется U_a , до диаметра $d = 12$ мм. Подсоединенную на этом диаметре к L_0 индуктивность определим как индуктивность нагрузки L_d .

В экспериментах [5, 17] нагрузка представляла собой металлический цилиндр диаметром 1–4 мм и длиной 10–12 мм, расположенный соосно обратному токопроводу из шести стержней, установленных на окружности диаметром 24 мм. Такая конфигурация соответствует $L_0 \approx 16.5$ нГн и индуктивности нагрузки $L_d \approx 8.5$ нГн при диаметре цилиндра 3 мм.

Форма импульса тока в нагрузке генератора МИГ определяется формой импульса падающей волны, индуктивностью нагрузки и моментом перекрытия проходного изолятора. Если фронт импульса падающей волны воспроизводится от выстрела к выстрелу достаточно хорошо, то разброс амплитуды падающей волны может достигать $\pm 10\%$.

При низкой индуктивности нагрузки перекрытие проходного изолятора происходит значительно позже максимума тока. При увеличении индуктивности за счет соответствующего роста

напряжения на изоляторе перекрытие происходит в более ранний момент времени. В таких условиях для анализа результатов различных выстрелов с разной индуктивностью полезным является моделирование зависимости формы импульса тока в нагрузке от индуктивности при некоторой “стандартной” для генератора МИГ форме импульса падающей волны.

Моделирование позволяет, во-первых, прогнозировать форму импульса тока генератора при различной индуктивности, а во-вторых, определить степень влияния перекрытия изолятора на амплитуду тока в нагрузке. Результаты такого моделирования будут использованы в данной статье при обсуждении результатов экспериментов.

Для моделирования зависимости формы импульса тока от параметров падающей волны U_0 в передающей линии и от полной индуктивности узла нагрузки ($L_0 + L_d$) используется соотношение:

$$\rho I_0 + (L_0 + L_d) \frac{dI_0}{dt} = 2U_0. \quad (1)$$

Форма падающей волны может быть взята либо из экспериментальной осциллограммы емкостного делителя напряжения $U_0 = U_b$, либо рассчитана по формуле

$$U_0 = U_{bc} = 0.5(U_a + \rho I_0), \quad (2)$$

где U_a – измеряемое напряжение на изоляторе, I_0 – измеряемый ток нагрузки.

На рис. 2 показаны импульсы напряжения падающей волны, измеренные датчиком U_b и рассчитанные по формуле (2) для одного из выстрелов генератора МИГ при низкой (≈ 10 нГн) полной индуктивности узла нагрузки. Наблюдается хорошее согласие рассчитанной U_{bc} и экспериментально измеренной U_b форм падающей волны в течение ~ 70 нс от начала импульса. Это служит подтверждением согласованности показаний датчиков тока и напряжения. Расхождение в более поздние моменты времени обусловлено приходом на емкостный датчик U_b отраженной от нагрузки волны. “Выползаживание” импульса U_{bc} в момент времени ~ 275 нс обусловлено перекрытием проходного изолятора, которое происходит достаточно поздно – ток при этом спадает примерно до половины амплитуды.

Так как форма импульса падающей волны U_b , измеренная датчиком, искажена отраженной волной, то за “стандартную” форму падающей волны генератора МИГ целесообразно взять форму импульса U_{bc} , полученную в данном конкретном выстреле при низкой индуктивности нагрузки. Для моделирования импульса тока в других выстрелах при различной индуктивности в отсутствие перекрытия изолятора можно использовать “стандартную” форму импульса напряжения падающей волны, нормируя его амплитуду на ам-

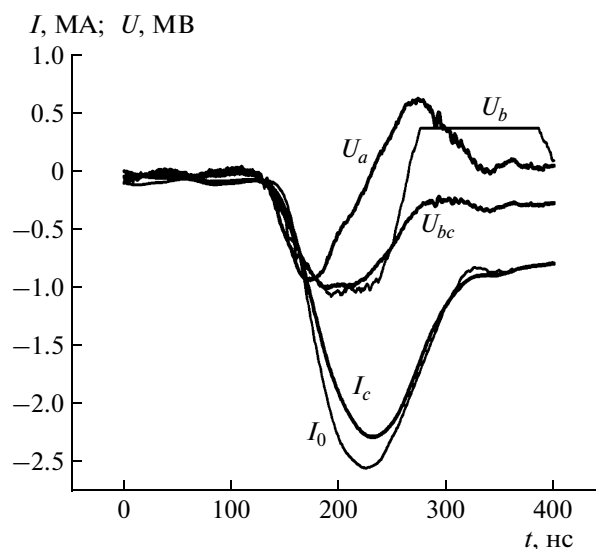


Рис. 2. Экспериментальные осциллограммы напряжения на изоляторе U_a , тока генератора I_0 и напряжения падающей волны U_b в выстреле с индуктивностью нагрузки 10 нГн, а также рассчитанная по формуле (2) форма падающей волны U_{bc} . I_c – импульс тока, полученный численным решением уравнения (1) при $U_0 = U_{bc}$, $\rho = 0.75$ Ом, $L_0 = 16.5$ нГн, $L_d = 8.5$ нГн.

плитуду U_{bc} или значение U_b в момент времени 70 нс от начала импульса.

Согласно (1), при амплитуде $U_0 = 1$ МВ максимальный выходной ток, который может обеспечить генератор МИГ, равен $I_0^{\max} = 2U_0/\rho = 2.67$ МА. На рис. 2 показана рассчитанная по формуле (1) форма тока I_c при полной индуктивности узла нагрузки ($L_0 + L_d$) = 25 нГн при форме напряжения падающей волны $U_0 = U_{bc}$. Расчетная амплитуда тока хорошо соответствует экспериментальным значениям [см., например, 17].

КОНСТРУКЦИЯ Т.Т.Н.

Конструкция т.т.н. показана на рис. 3. Электроды трансформатора изготавливались из стали 3 и полировались. Для сборки т.т.н. использовались 3 опорные капролоновые шпильки диаметром 10 мм, устанавливаемые в специальных держателях по окружности через 120° . Внутренний электрод 16 т.т.н. укреплялся на опорных шпильках и центровался (рис. 3б). На внутреннем электроде устанавливался фланец с шестью вкрученными стержнями конволюта (переход стержень–отверстие) 9 длиной 14 мм и диаметром 5.4 мм. Затем устанавливалась крышка 14 внутреннего электрода, на которой закреплялся диск с шестью отверстиями диаметром 13.5 мм так, чтобы стержни конволюта были расположены соосно отверстиям в диске (рис. 4б). После этого устанавливалась крышка т.т.н. и электрод 13 (рис. 3б). Электрод

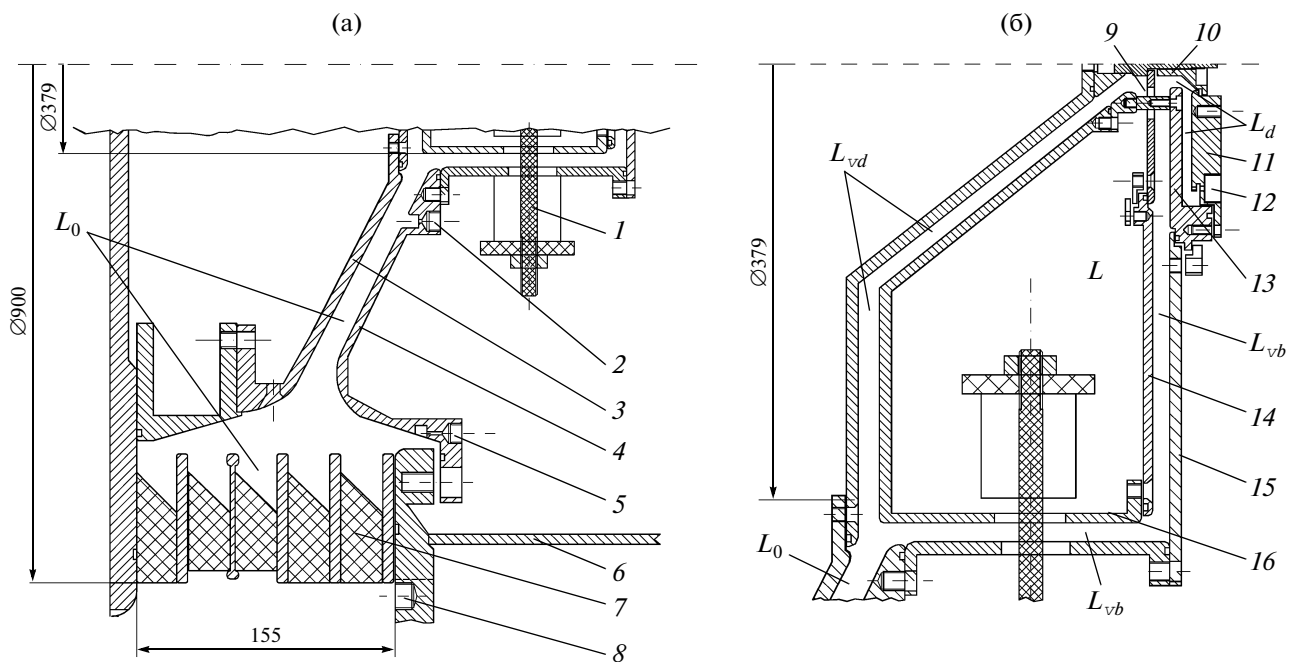


Рис. 3. Схематичное изображение узла нагрузки с т.т.н.: **а** – область в интервале диаметров 370–950 мм; **б** – область от оси до диаметра 370 мм. 1 – опорная шпилька внутреннего электрода т.т.н.; 2 – положение магнитных зондов для измерения тока генератора I_{g2} ; 3 – катодный электрод м.и.л.; 4 – анодный фланец; 5 – положение магнитных зондов для измерения тока генератора I_{g1} ; 6 – стенка вакуумной камеры; 7 – проходной изолятор “вода–вакуум”; 8 – положение датчика напряжения U_a и датчика тока I_w ; 9 – конволют; 10 – стержень диаметром 10 мм и длиной 12 мм, являющийся нагрузкой; 11 – измерительный фланец, в котором установлены магнитные зонды для измерения тока нагрузки I_d ; 12 – один из магнитных зондов I_d ; 13 – электрод; 14 – крышка внутреннего электрода; 15 – крышка т.т.н.; 16 – внутренний электрод т.т.н.

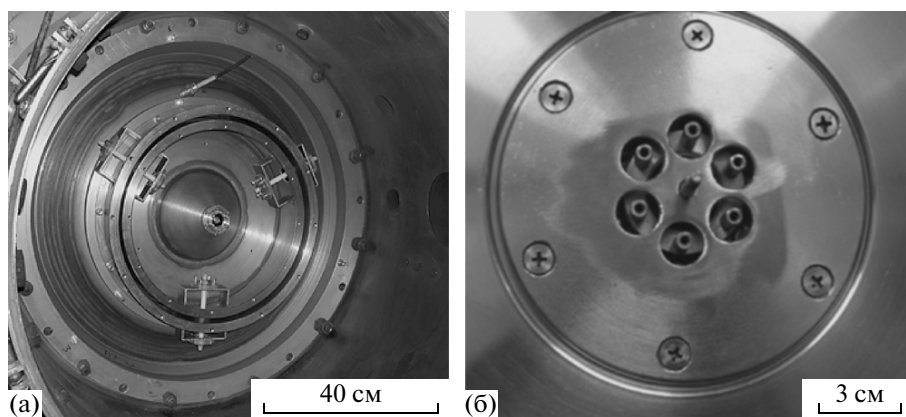


Рис. 4. **а** – вид т.т.н. с установленным внутренним электродом; **б** – вид стержней и диска конволюта.

скрепляли со стержнями конволюта, после чего опорные капролоновые шпильки удаляли.

Воспользуемся результатами анализа работы т.т.н. с удвоением тока, проведенного в работе [14]. Примем обозначения, соответствующие этой работе: L – развязывающая индуктивность; L_0 – индуктивность подвода к т.т.н.; $L_v = L_{vb} + L_{vd}$ (где L_{vb} – индуктивность правой на рис. 3б линии, L_{vd} – индуктивность левой на рис. 3б линии), L_d – индуктивность нагрузки. Под индуктивностью

нагрузки мы понимаем суммарную индуктивность после конволюта т.т.н., включающую в себя также и индуктивность дополнительной полости, образованной элементами 11–13 (см. рис. 3б) и необходимой для измерения тока нагрузки магнитными зондами I_d .

По результатам измерений геометрических размеров электродов т.т.н. получены следующие значения вышеперечисленных индуктивностей: $L = 28$ нГн, $L_0 = (9.6–10.5) \approx 10$ нГн, $L_v = L_{vb} + L_{vd} =$

$= (3.6-4.3) + (6.2-7.1) \approx 9.8-11.4$ нГн, $L_d = 4.0$ нГн. Погрешности измерений индуктивностей обусловлены, во-первых, некоторой неопределенностью “вакуумного хода” (2–2.5 мм) м.и.л. генератора МИГ. (Здесь под “вакуумным ходом” подразумевается уменьшение зазора в м.и.л., обусловленное сжатием уплотнений проходного изолятора при откачке воздуха из вакуумной камеры.) Во-вторых, зазоры в индуктивности L_{vd} после сборки трансформатора могут быть определены только путем пересчета с размеров в индуктивности L_{vb} . В-третьих, неопределенность вносит азимутальная неоднородность зазоров в линиях.

Общая индуктивность выходного узла L_* , т.е. индуктивность, которую “видит” генератор [14], рассчитывается по формуле

$$L_* = L_0 + L_v + \frac{4L_d L}{L_d + L}. \quad (3)$$

Таким образом, уравнение, описывающее упрощенную электрическую цепь генератора, т.т.н. и нагрузки, будет иметь вид

$$\rho I_g + (L_*) \frac{dI_g}{dt} = 2U_0, \quad (4)$$

где I_g – ток нагруженного на т.т.н. генератора, отличающийся от I_0 в стандартной конфигурации генератора МИГ (см. уравнение (1)).

Значение коэффициента трансформации можно оценить по формуле

$$\kappa \equiv \frac{I_d}{I_g} = \frac{2L}{(L_d + L)}, \quad (5)$$

где I_d – ток нагрузки (ток в индуктивности L_d). Исходя из приведенных выше измеренных значений индуктивностей, $L_* \approx 33-36$ нГн (следует сравнить с $L_0 + L_d \sim 25-27$ нГн в стандартном режиме работы МИГ без т.т.н.) и $\kappa \approx 1.75$.

Из соотношений (3), (5) видно, что для увеличения коэффициента трансформации тока без использования магнитного сердечника необходимо увеличить объем L (см. рис. 3б). С другой стороны, существуют ограничения на минимальные значения зазоров в вакуумных линиях $L_v = L_{vd} + L_{vb}$, связанные с риском нарушения магнитной самоизоляции, пробоем остаточного газа при недостаточной откачке, а также механической точностью установки т.т.н. и изменением зазоров в линиях при откачке. При таких ограничениях увеличение L приводит к увеличению индуктивности L_v и снижению входного тока в т.т.н. (соотношения (3), (4)). Негативные последствия увеличения паразитной индуктивности L_v особенно заметны в наносекундных установках с низким импедансом ($\rho < 1$ Ом) и низкой индуктивностью L_0 , таких как генератор МИГ. Следует отметить, что в отличие от т.т.н. реализованного

на высокоимпедансном и высокоиндуктивном генераторе в работе [16], где добавленная индуктивность $L_v \approx 24$ нГн незначительно влияла на выходной ток генератора с $\rho = 1.9$ Ом и $L_0 > 30$ нГн, в предложенном трансформаторе паразитная индуктивность L_v уменьшена путем оптимизации геометрии, а именно за счет применения конусной м.и.л. в части L_{vd} (см. рис. 3б). Таким образом, предварительные расчеты для данной конструкции показывают, что при отсутствии перекрытия проходного изолятора, утечек в м.и.л. и в конволюте возможно достижение коэффициента трансформации по току 1.75.

Для измерения тока генератора I_g в м.и.л. использовалось по три магнитных зонда, которые были установлены в канавках на окружностях с диаметрами 718 (I_{g11} , I_{g12} и I_{g13}) и 468 мм (I_{g21} , I_{g22} и I_{g23}) (рис. 3а). На каждой окружности размещались три зонда, расположенные равномерно через 120° . Для измерения тока нагрузки I_d применялись два магнитных зонда (I_{d1} и I_{d2}), установленные диаметрально в измерительном фланце. В большинстве выстрелов давление в вакуумной камере поддерживалось на уровне 10^{-4} Торр.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ РЕЗУЛЬТАТЫ

Для обеспечения достоверности измерений входного и выходного токов т.т.н. проводилась взаимная калибровка датчиков I_{g1} , I_{g2} и I_d . В качестве опорных датчиков использовались сигнал пояса Роговского в воде I_w и магнитные зонды I_d , чувствительность которых была определена в серии предыдущих экспериментов [17]. На рис. 5 представлены результаты выстрела, в котором магнитоизолированная линия L_0 (см. рис. 3а) была закорочена на диаметре 400 мм. В этом выстреле показания датчиков I_{g1} и I_{g2} нормировались на сигнал датчика I_w . Рассчитанная по геометрии индуктивность, на которой измерялось напряжение U_a , составила $L_0 \approx 10$ нГн.

На рис. 5 приведены также импульсы тока, измеренные датчиками I_w , I_{g1} , I_{g2} , и импульс тока, рассчитанный как $I_a = \left(\int U_a dt \right) / L_0$, где $L_0 = 10$ нГн. Кроме того, показаны напряжение падающей волны U_b и напряжение U_{bc} , рассчитанное по формуле (2), в которой $I_0 = I_{g11}$. В целом наблюдается хорошее согласие показаний различных датчиков. Заметное расхождение ($\approx 10\%$) амплитуд тока I_w и I_a можно объяснить погрешностью расчета индуктивности по геометрии.

В другом выстреле была закорочена магнитоизолированная линия L_{vd} на диаметре 380 мм. В этом случае проверялась взаимная калибровка датчиков I_w , I_{g11} , I_{g21} , I_{d1} и I_{d2} . Результаты этого выстрела показаны на рис. 6.

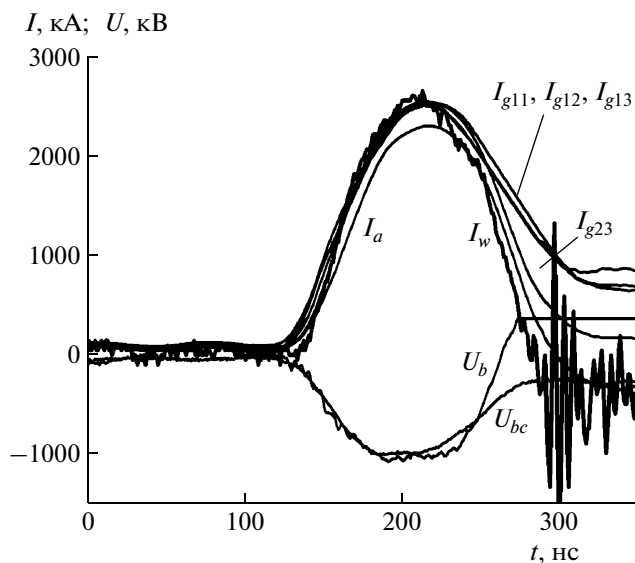


Рис. 5. Импульсы тока и напряжения, измеренные датчиками в выстреле с закороченной магнитоизолированной линией.

Рассчитанная по геометрии индуктивность нагрузки составила 20 нГн. Как отмечалось выше, с увеличением индуктивности перекрытие проходного изолятора происходит раньше, что можно наблюдать при сравнении рис. 5 и 6. Возможно, из-за этого более существенным становится различие форм импульсов сигналов I_w и остальных датчиков. В моменты времени, близкие к максимуму тока, различие показаний датчиков тока достигает 10%. Различие амплитудных показаний датчиков I_{g11} , I_{g21} , I_{d1} и I_{d2} не превышает 5%.

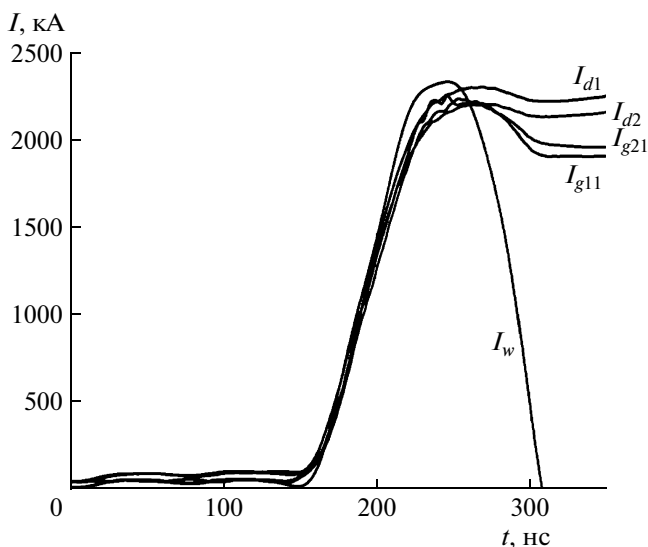


Рис. 6. Импульсы тока, измеренные датчиками тока в выстреле с закороченной магнитоизолированной линией L_{vd} .

Следующим шагом в экспериментальной работе было проведение оптимизации зазоров в магнитоизолированных линиях т.н. В выстрелах варьировалась величина зазоров в магнитоизолированных линиях L_{vd} и L_{vb} , (см. рис. 36). С одной стороны, при уменьшении зазора индуктивность снижается, что приводит к увеличению как входного тока, так и коэффициента трансформации. С другой стороны, слишком малые зазоры могут привести к нарушению вакуумной изоляции. Было показано, что при зазоре < 6.5 мм в м.и.л. в области между диаметрами 120 и 390 мм происходят потери тока в вакуумном промежутке, которые проявляются на осциллограммах как снижение коэффициента трансформации и, как правило, сопровождаются появлением азимутально-несимметричных следов пробоя (“распесканный металл” диаметром 50–70 мм) на электродах м.и.л. Возможным местом инициации пробоев являются крепежные винты электродов м.и.л. Увеличение однородности электрического поля в местах крепления электродов путем изменения конструкции, вероятно, позволит уменьшить величину зазора.

Схема с обозначением зазоров м.и.л. показана на рис. 7. При зазоре $D_k < 5$ мм наблюдаются следы пробоя на электродах. При зазоре $D_i = 4.5$ мм следов пробоя не наблюдалось. Одной из проблем при сборке т.н. было обеспечение азимутальной однородности зазора D_b на больших диаметрах (зазор измерялся на диаметре 360 мм). Азимутальная однородность этого зазора в первую очередь определяется параллельностью плоскости среза конволютных стержней плоскости крышки

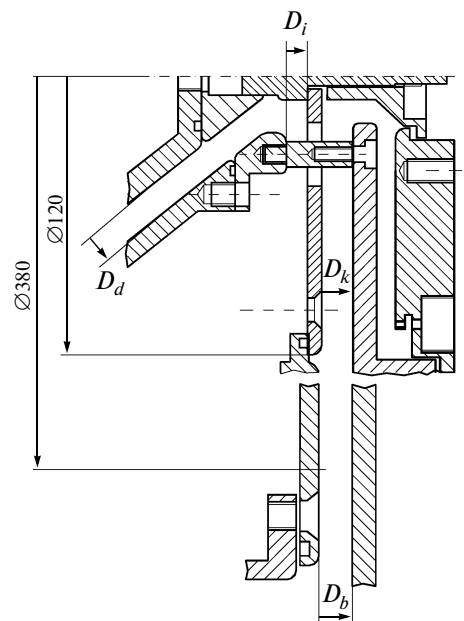


Рис. 7. Схема с обозначением зазоров м.и.л.

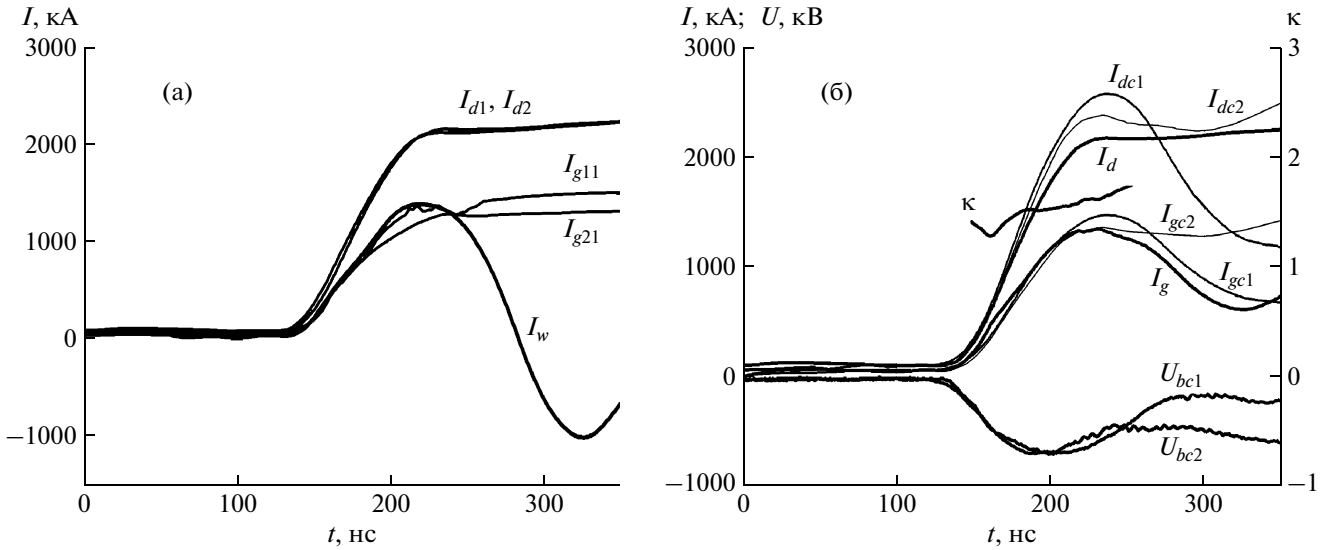


Рис. 8. Экспериментальные осциллограммы токов генератора I_w , I_{g11} , I_{g21} и токов нагрузки I_{d1} и I_{d2} (а), а также импульсы токов генератора I_{gc1} и I_{gc2} и в нагрузке I_{dc1} и I_{dc2} , рассчитанные по формулам (4) и (5) при форме импульса падающей волны U_{bc1} и U_{bc2} соответственно (б). Ток генератора I_g – среднее значение показаний датчиков I_w , I_{g11} и I_{g21} , а ток нагрузки I_d – среднее значение показаний двух магнитных зондов I_{d1} и I_{d2} .

т.т.н. Так как стержни расположены на окружности диаметром всего 33 мм, то при затягивании крепежных винтов М3 малые отклонения от параллельности на этом диаметре приводят к большому отклонению на большом диаметре. Было отмечено, что если зазор $D_b > 6.5$ мм и его азимутальная неоднородность ≤ 1 мм по измерениям в трех точках через 120° на окружности диаметром 360 мм, то в зазоре $D_d = 4$ мм следов пробоя не наблюдается.

После определения минимальных зазоров в т.т.н., при которых не происходит потерь тока, были проведены демонстрационные выстрелы. На рис. 8 показан результат, полученный в одном из таких выстрелов. Амплитуда падающей волны в этом выстреле составляла 700 кВ, что меньше стандартной величины 1 МВ (см. рис. 5).

На рис. 8а приведены экспериментальные осциллограммы тока генератора I_w , I_{g11} , I_{g21} и тока нагрузки I_{d1} и I_{d2} , а на рис. 8б – сравнение экспериментальных и расчетных величин. Здесь же приведены токи генератора I_g и нагрузки I_d , а также экспериментальный коэффициент трансформации $k = I_d/I_g$. Ток генератора I_g , который является входным током трансформатора, определяется как среднее значение показаний датчиков I_w , I_{g11} и I_{g21} , а ток нагрузки I_d – как среднее значение показаний двух магнитных зондов I_{d1} и I_{d2} (12, см. рис. 3б). На рис. 8б также показаны импульсы токов генератора (I_{gc1} и I_{gc2}) и в нагрузке (I_{dc1} и I_{dc2}), рассчитанные по формулам (4) и (5) при форме импульса падающей волны U_{bc1} и U_{bc2} соответственно. Падающая волна U_{bc2} рассчитывалась по

формуле (2) по показаниям датчиков U_a и I_{g11} , а падающая волна U_{bc1} имеет “стандартную” форму (см. рис. 2) и нормирована на амплитуду U_{bc2} . Численные решения уравнений (4) и (5) получены при следующих значениях индуктивностей: $L_0 = 10$ нГн, $L_v = 9.8$ нГн, $L = 28$ нГн, $L_d = 4$ нГн. При таких значениях индуктивность L_* , согласно формуле (3), составляет 34 нГн.

Расчетные и экспериментальные осциллограммы тока генератора хорошо совпадают в интервале времени $\sim 0-80$ нс от момента начала тока (рис. 8б). Несмотря на это, различие расчетных и экспериментальных токов нагрузки весьма заметно ($\approx 20\%$). Это можно объяснить утечками в м.и.л., хотя заметных следов пробоев в ней при осмотре после выстрела обнаружено не было. В момент максимума тока генератора I_g экспериментальный коэффициент трансформации k составил ≈ 1.6 , что меньше полученного при численном моделировании или теоретического значения, согласно формуле (5). Наблюдаемые в интервале времени >80 нс различия форм импульсов токов I_{gc1} и I_{gc2} , возможно, обусловлены началом перекрытия проходного изолятора. Действительно, при $t = 210-220$ нс (рис. 8а, 8б) наблюдается отклонение формы бегущей волны U_{bc2} от “стандартной” формы U_{bc1} и начинается “выполаживание” сигналов I_{g11} , I_{d1} и I_{d2} . Можно предположить, что полное перекрытие изолятора происходит при $t = 240-250$ нс, когда “выполаживается” осциллограмма U_{bc2} .

Проходной изолятор был заменен на новый с улучшенной электрической прочностью. Кроме

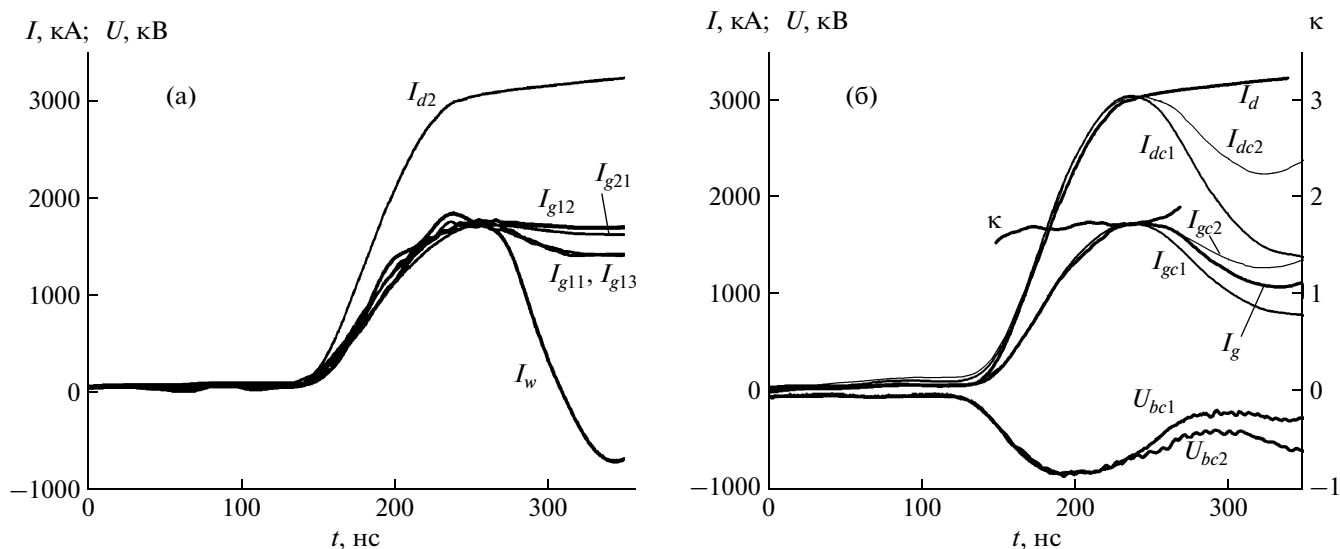


Рис. 9. Экспериментальные осциллограммы токов генератора I_w , I_{g11} , I_{g12} , I_{g13} , I_{g21} и тока нагрузки I_{d2} (а), а также импульсы токов генератора I_{gc1} и I_{gc2} и в нагрузке I_{dc1} и I_{dc2} , рассчитанные по формулам (4) и (5) при форме импульса падающей волны U_{bc1} и U_{bc2} соответственно (б). Ток генератора I_g – среднее значение показаний датчиков I_w , I_{g11} , I_{g12} , I_{g13} , I_{g21} , а ток нагрузки I_d – показания датчика I_{d2} .

того, было снижено давление в вакуумной камере до $4 \cdot 10^{-5}$ Торр. Результат одного из выстрелов после проведения этих мероприятий показан на рис. 9. Амплитуда падающей волны в этом выстреле составила 850 кВ. Обозначения на рис. 9 соответствуют обозначениям на рис. 8. При численных расчетах по уравнениям (4) и (5) использовались те же значения индуктивностей, что и для расчета осциллограмм на рис. 8. Перекрытие изолятора и “выполаживание” осциллограмм тока происходят при $t \approx 230$ – 240 нс. Примерно в это же время наблюдается заметное расхождение форм импульсов U_{bc1} и U_{bc2} . Ток нагрузки при $t = 240$ нс достигает значения $I_d \approx 3$ МА, что выше, чем в экспериментах без т.т.н. [5, 17], и несколько выше предельного для генератора МИГ значения $I_0^{\max} = 2U_0/\rho = 2.67$ МА (при $U_0 = 1.0$ МВ).

Экспериментальный коэффициент трансформации тока к при $t = 240$ нс (см. рис. 9б) составил ≈ 1.75 , что соответствует теоретическому значению 1.75 и свидетельствует о том, что т.т.н. с выбранными зазорами в вакуумных линиях и конволюте работает без утечек тока, которые можно экспериментально определить.

ОБСУЖДЕНИЕ И ВЫВОДЫ

Задача настоящей работы состояла в разработке и апробации трансформатора тока нагрузки для низкоимпедансного генератора МИГ. В отличие от высокоиндуктивных микросекундных конденсаторных батарей [15] и высокоимпедансных наносекундных генераторов [16], для генератора МИГ особенно существенна минимизация пара-

зитной индуктивности L_v . Данная задача была решена путем оптимизации геометрии т.т.н. с включением конусных линий (см. рис. 3б).

При использовании т.т.н. генератор нагружен на большую индуктивность, чем в стандартном режиме без т.т.н. Это означает увеличенную нагрузку на проходной изолятор “вода–вакуум”.

Были проведены работы по изучению минимального размера зазоров в м.и.л. т.т.н., при котором не происходит утечек тока в вакуумных линиях т.т.н. при достигнутом уровне вакуума. В итоге обеспечена работа т.т.н. без утечек тока в вакуумных линиях и конволюции, кроме того, получено хорошее согласие расчетного и экспериментального значений коэффициента трансформации (рис. 9).

В результате удалось, даже при сниженной энергетике генератора, достичь амплитуды тока нагрузки, близкой к предельному для генератора МИГ значению. Увеличение амплитуды падающей волны до стандартного значения 1 МВ увеличивает нагрузку на проходной изолятор. Поэтому проведение экспериментов на таком уровне энергетике потребует дополнительной оптимизации электрической прочности изолятора. В настоящее время изолятор конструктивно выполнен из пяти полиэтиленовых колец с градиентными кольцами из нержавеющей стали. Предварительные расчеты распределения электрического поля показали, что изменением диаметра и толщины колец можно снизить величину электрического поля в наиболее напряженных участках на 25%, что позволит компенсировать увеличение напряжения на изоляторе при использовании т.т.н.

Из формулы (5) следует, что увеличение индуктивности нагрузки снижает коэффициент трансформации. Для того чтобы сравнить возможные режимы работы генератора МИГ на постоянную индуктивную нагрузку с т.н. и без него, были проведены расчеты максимальной величины тока в нагрузке I_d^{\max} при $U_0 = 1.0$ МВ, $\rho = 0.75$ Ом и значениях индуктивностей, приведенных выше (см. описание рис. 8 и 9). В расчетах с т.н. индуктивность $L_0 = 10$ нГн, а без т.н. – 16.5 нГн. Индуктивность нагрузки $L_d^{\text{т.н.}}$ при работе с т.н. рассчитывалась, исходя из чертежа, при различных диаметрах центрального стержня (от 1 до 14 мм) и его длине 11 мм, затем по формуле (3) рассчитывалась индуктивность L_* . В случае стандартной работы генератора расчет полной индуктивности узла нагрузки ($L_0 + L_d^C$) проводили при тех же значениях длины и диаметра центрального стержня. Затем по формулам (1) и (4) рассчитывали амплитуду тока генератора, а по формуле (5) – амплитуду тока I_d при работе с т.н. Результаты расчетов показаны на рис. 10. При расчетах индуктивностей по геометрии выяснилось, что если в стандартной конфигурации считать индуктивностью нагрузки L_d^C область на диаметре меньше 24 мм, то значения индуктивностей L_d^C и $L_d^{\text{т.н.}}$ хорошо совпадают. Таким образом, при анализе результатов расчетов можно использовать единое значение индуктивности нагрузки L_d , величина которой приведена на верхней оси рис. 10.

Результаты расчетов показывают, что в режиме с т.н. повышение тока нагрузки более чем на 30% достигается при индуктивности нагрузки $L_d < 8$ нГн. Одним из типичных режимов работы генератора МИГ является работа на нагрузку в виде сплошного цилиндра диаметром 3 мм и длиной 12 мм. Установка такой нагрузки в используемую в данных экспериментах конструкцию т.н. увеличит индуктивность L_d до значения 7.2 нГн. Согласно расчетам (см. рис. 10), это обеспечит выигрыш в величине тока через нагрузку >30%. Вместе с тем влияние индуктивности нагрузки на амплитуду тока в режиме работы без т.н. существенно меньше, чем на выходной ток в режиме с т.н. Повысить целесообразность использования т.н. для экспериментов с низкоиндуктивными нагрузками можно, обеспечив достоверные измерения тока нагрузки на малом диаметре. Измерительный фланец и электрод (соответственно позиции 11 и 13 на рис. 3б), использованные в данной конструкции, добавляют к индуктивности нагрузки ≈ 2 нГн. Удаление измерительного фланца и электрода позволит обеспечить значение $L_d \approx 5$ нГн и амплитуду тока ≈ 3.5 МА, что дает более чем полторакратное увеличение тока нагрузки по сравнению с режимом работы генератора МИГ без т.н.

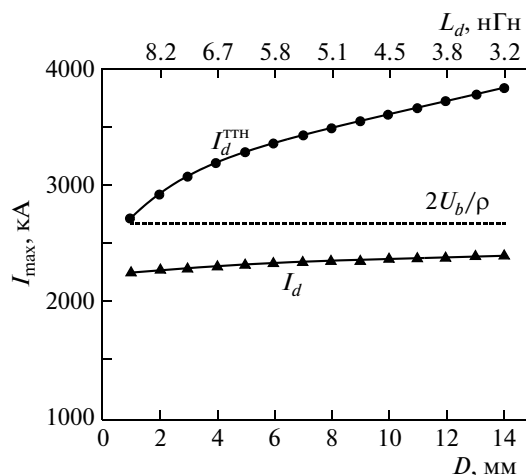


Рис. 10. Сравнение расчетных режимов работы генератора МИГ с т.н. и без него для “стандартной” формы падающей волны генератора МИГ при ее амплитуде 1 МВ.

Таким образом, на сильноточном импульсном генераторе МИГ продемонстрирована работа трансформатора тока нагрузки с коэффициентом увеличения по току 1.75 при амплитуде импульса тока в нагрузке 3 МА. Трансформатор достаточно прост по конструкции и легко демонтируется, что дает возможность использовать генератор МИГ в режимах работы с другими нагрузками. Сравнение расчетных и экспериментальных данных позволяет сделать вывод о целесообразности использования трансформатора при работе на постоянную низкоиндуктивную нагрузку, например, в исследованиях скинового электрического взрыва и нелинейной диффузии мегагауссовых магнитных полей. При этом использование трансформатора позволяет обеспечить полторакратное увеличение тока в нагрузке по сравнению с обычным режимом работы генератора МИГ.

Авторы выражают благодарность за содействие в работе Ю.А. Суковатицину, Е.Н. Волкову, И.М. Дацко. Работа выполнена при частичной поддержке гранта РФФИ № 09-08-99026-р_офи.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Spielman R.B., Long F., Martin T.H. et al // Proc. of 10th IEEE International Pulsed Power Conference. Albuquerque, NM, USA, N.Y.: IEEE, 1995. V. 1. P. 396.
2. Велухов Е.П., Веретенников А.И., Глухих В.А. и др. // Атомная энергия. 1990. Т. 68. Вып. 1. С. 26.
3. Бугаев С.П., Волков А.М., Ким А.А. и др. // Изв. вузов. Физика. 1997. Т. 40. № 12. С. 38.
4. Лучинский А.В., Ратахин Н.А., Федущак В.Ф., Шенелев А.Н. // Изв. вузов. Физика. 1997. Т. 40. № 12. С. 67.
5. Chaikovskiy S.A., Oreshkin V.I., Mesyats G.A. et al. // Physics of Plasma. 2009 V. 16. № 4. P. 042701.
6. Bakshaev Yu.L., Bartov A.V., Blinov P.I. et al. // Plasma Physics Reports. 2007. V. 33. № 4. P. 259.

7. *Gourdain P.-A., Blesener I.C., Greenly J.B. et al.* // Plasma Phys. Control. Fusion. 2010. V. 52. № 5. P. 055015.
8. *Jons B., Deeney C., Coverdale C.A. et al.* // J. Quant. Spectrosc. Radiative Transfer. 2006. V. 99. P. 341.
9. *Грабовский В.Е., Воробьев О.Ю., Дябилин К.С. и др.* // ЖЭТФ. 1996. Т. 109. Вып. 3. С. 827.
10. *Chuvatin A.S., Rudakov L.I., Velikovich A.L. et al.* // IEEE Transactions on Plasma Science. 2005. V. 33. № 2. P. 739.
11. *Chaikovsky S.A., Labetsky A.Yu., Oreshkin V.I. et al.* // Laser and Particle Beams. 2003. V. 21. № 2. P. 255.
12. *Орешкин В.И., Бакит Р.Б., Лабетцкий А.Ю. и др.* // Письма в ЖТФ. 2005. Т. 31. Вып. 13. С. 65.
13. *Вухрев В.В., Королев В.Д.* // Физика плазмы. 2007. Т. 33. № 5. С. 397.
14. *Chuvatin A.S., Rudakov L.I., Weber B.V. et al.* // Rev. Sci. Instr. 2005. V. 76. № 6. P. 063501.
15. *Kokshenev V.A., Kim A.A., Kovalchuk B.M. et al.* // Изв. вузов. Физика. 2006. № 11. С. 248.
16. *Chuvatin A.S., Kantsyrev V.L., Rudakov L.I. et al.* // Phys. Rev. Special topics – accelerators and beams. 2010. V. 13. № 1. P. 010401.
17. *Chaikovsky S.A., Oreshkin V.I., Labetskaya N.A., Datsko I.M.* // Proc. of 16th International Symposium on High Current Electronics. Russia, Tomsk: Publishing house of the IOA SB RAS, 2010. P. 205.