

РЗН

1

**И Н С Т И Т У Т
ЯДЕРНОЙ ФИЗИКИ СОАН С С С Р**

ПРЕПРИНТ И Я Ф 75 - 1

А.М.Резаков, А.Ф.Серов

Т.В.Вечеславова

ВЕНТИЛЬНЫЙ БЛОК НА ИМПУЛЬСНЫЙ

ТОК 140 кА

Новосибирск

1975

А.М.Резаков, А.Ф.Серов
Т.В.Вечеславова

ВЕНТИЛЬНЫЙ БЛОК НА ИМПУЛЬСНЫЙ ТОК 140 кА

АННОТАЦИЯ

В работе описана диодная сборка, позволяющая коммутировать импульсный ток 140 кА, примененная в схеме питания синхротрона Б-4. Приводится методика расчета теплового режима вентиля при больших токах.

БИБЛИОТЕКА
Института ядерной
Физики СО АН СССР
ИНВ. № _____

Питание маловитковых магнитов импульсными токами в ускорительной технике часто производится через согласующий трансформатор. При этом вторичная обмотка обычно наглухо присоединена к обмотке магнита, а коммутация тока производится в первичной стороне.

Если первичный ток является однополярным, то после его прекращения во вторичной цепи длительное время протекает малый ток обратной (нерабочей) полярности, ухудшающий стабильность поля магнита к следующему импульсу, так как величина его сильно зависит от нестабильной добротности вторичного контура. Для устранения этого явления в системе питания синхротрона Б4 ИЯФ СО АН СССР был применен специально разработанный вентильный блок.

Упрощенная схема питания магнита синхротрона Б-4 приведена на рис.1 [1].

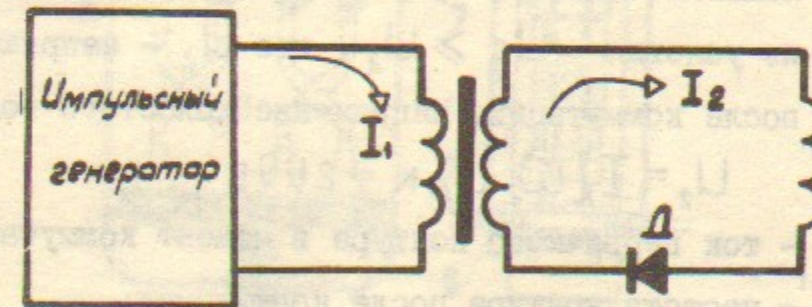


Рис. 1

Для подавления обратного тока во вторичный контур включен вентильный блок Д из 50 диодов типа ВЛ-200-9. Осциллограммы тока первичного и вторичного контуров приведены на рис.2.

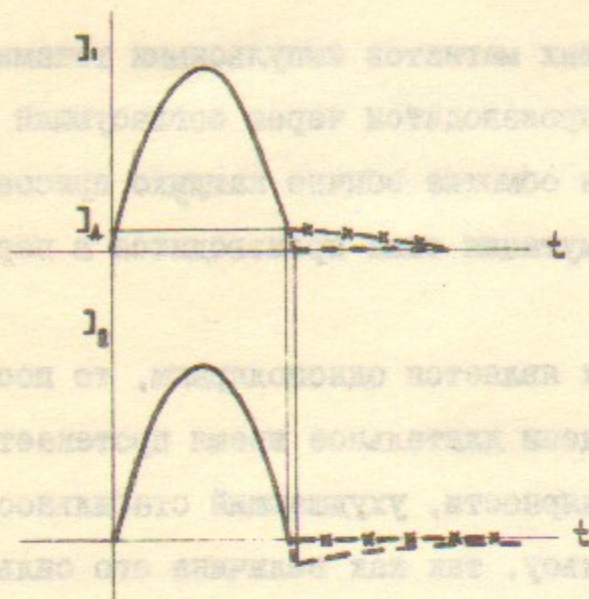


Рис. 2

На этом рисунке пунктиром показано изменение токов, когда во вторичной цепи нет вентиля, а линией с крестиками — при наличии вентиля. Вторичный ток I_2 проходит через нуль в точке А. До этого момента частота ω_1 определяется индуктивностью электромагнита. В точке А вторичный контур разрывается и частота ω_2 определяется индуктивностью намагничивания трансформатора. Класс применяемых диодов выбирается из условия $U_d \geq U_2$, где U_2 — напряжение вторичной обмотки после коммутации. Напряжение холостого хода:

$$U_2 = I_A \omega_2 L_{\mu} K = 200 \text{ В}$$

где $I_A = 55 \text{ А}$ — ток первичного контура в момент коммутации;
 $\omega_2 = 57 \text{ сек}^{-1}$ — частота контура после коммутации;
 $L_{\mu} = 16 \cdot 10^{-3} \text{ Гн}$ — индуктивность намагничивания трансформатора;
 $K = 4$ — коэффициент трансформации.

Так как амплитуда импульса тока в магните составляет $I_m \approx 140 \text{ А}$ при почти синусоидальной форме и длительности $\tau = 8 \text{ мсек}$, то возникает проблема равномерного распределения мощности, рассеиваемой в вентиляльных элементах. Обычно в силовой полупроводниковой технике равномерность достигается с помощью сосредоточенных элементов схемы — активных или индуктивных делителей тока, включаемых последовательно с вентилями, а иногда имеющих взаимную индуктивную связь

[2].

Неравномерность распределения токов между вентилями возникает в силу двух факторов: электромагнитной несимметрии параллельных вентиляльных цепей и различия индивидуальных вольтамперных характеристик вентилялей. В описываемом вентиляльном блоке электромагнитная несимметрия сведена к минимуму путем транспозиции проводников и устранением краевого эффекта, а различия характеристик вентилялей уменьшены подбором их по падению напряжения. Такой метод позволил обойтись без явно выраженных делителей тока и создать малогабаритную конструкцию с единым для всех вентилялей водяным охладителем.

Конструкция вентиляльного блока (рис. 3), имеющего шины обратного тока 1, хорошо согласуется с трехшинным тоководом 2, обеспечивая симметрию полей и токов относительно плоскости yoZ .

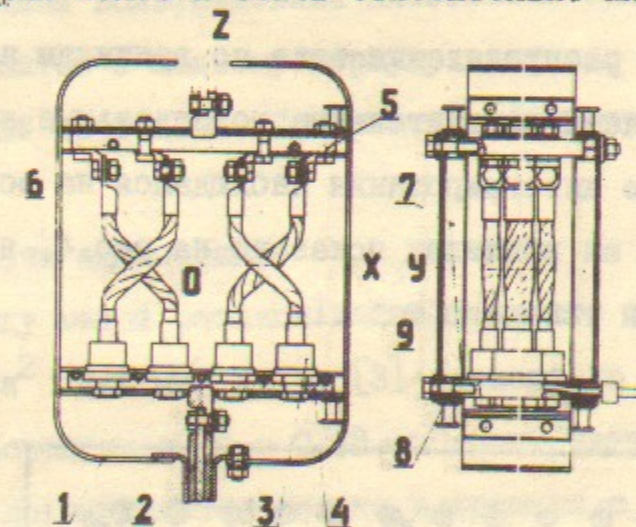


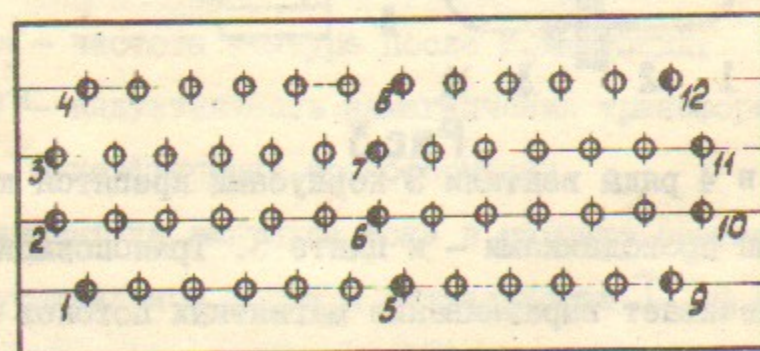
Рис. 3

Расположенные в 4 ряда вентиля 3 корпусами крепятся к медной плите 4, а гибкими проводниками — к плите 5. Транспозиция гибких проводников обеспечивает выравнивание магнитных потоков наружных и внутренних рядов вентилялей. Между рядами вентилялей в плитах 4 и 5 уложена в канавку и впаяна медная трубка 6 охлаждающей воды. В такой плоской конструкции неизбежно возникает краевой эффект — неравномерность распределения тока по оси y . Чтобы его устранить,

магнитный проток по краям замкнут через магнитопровод 7, набранный из пластин электротехнической стали. Наличие магнитопровода высокой проницаемости приводит к исчезновению x -компоненты поля общего магнитного потока, а это делает параллельные ветви, образуемые вентилями, электромагнитно эквивалентными независимо от расположения их по оси y . Конструктивно каждый из двух магнитопроводов 7 вместе с изолирующими вкладышами 8 залит эпоксидным компаундом в корнте 9 из нержавеющей стали и образует боковую стенку блока.

Чтобы свести к минимуму влияние индивидуальных вольтамперных характеристик вентилях, в блок были установлены вентили с разбросом номинальных падений напряжения $\Delta U_{кл}$ в пределах $0,54 \pm 0,57$ В.

Для измерения распределения тока по вентилям на 12 вентилях из 50 были установлены измерительные тороидальные катушки, сигнал с которых после интегрирования наблюдался на осциллографе. Размещение катушек на вентилях показано на рис. 4, а результаты измерений амплитуды тока — в табл. I.



⊙ вентиль
⊙ вентиль с измерительной катушкой

Рис. 4

Табл. I

№ катушки	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Ток J_m , кА	3,2	2,9	3,0	2,9	2,8	2,45	2,5	2,55	2,6	2,8	2,4	3,0

Таким образом, отклонение токов отдельных вентилях от среднего значения составило около 15%.

При использовании вентилях в режиме повторяющихся ударных токов (3-4 кА) максимальная температура кремниевой пластины не должна превышать 150°C , а глубина термоциклирования не должна снижать гарантийный срок. Для оценки этих параметров решалось уравнение теплопроводности при такой геометрии вентильного элемента: кремниевая пластина толщиной 0,3 мм заката между термокомпенсирующими вольфрамовыми пластинами толщиной 1,2 мм; одна из пластин крепится к медному корпусу вентиля, а ко второй присоединяется гибкий проводник. При решении были приняты следующие допущения:

- 1) задача одномерна;
- 2) ввиду малой разницы в коэффициенте температуропроводности a^2 для W и Si [3] элемент по свойствам считался однородным с $a^2 = 0,68 \text{ см}^2/\text{сек}$, взятым для Si ;
- 3) тепло выделяется только в кремнии с плотностью мощности, равномерной по толщине пластины;
- 4) в течение импульса тока мощность постоянна и равна средней за время импульса;
- 5) поверхность вольфрамовой пластины, прилегающая к корпусу вентиля, имеет постоянную температуру, равную нулю;
- 6) через поверхность пластины, примыкающую к гибкому проводнику вентиля, тепловой поток отсутствует;

7) начальная температура всего элемента равна нулю.

В результате получено следующее выражение для температуры кремниевой пластины:

$$U(x,t) = \frac{32\rho l^2}{\pi^3 c p a^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\sin \frac{\pi}{4} (2n-1) \cdot \sin \frac{\pi b}{4l} (2n-1)}{(2n-1)^3} (1 - e^{-a^2 \lambda_n^2 t}) \sin \lambda_n x$$

для $t \leq \tau$

$$U(x,t) = \frac{32\rho l^2}{\pi^3 c p a^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\sin \frac{\pi}{4} (2n-1) \cdot \sin \frac{\pi b}{4l} (2n-1) (e^{a^2 \lambda_n^2 \tau})}{(2n-1)^3} e^{-a^2 \lambda_n^2 t} \sin \lambda_n x$$

для $t > \tau$

где x — координата, отсчитываемая от поверхности пластины, прилегающей к корпусу, см;

t — время с момента начала импульса тока, сек;

ρ — плотность мощности, Вт/см³;

$l = 0,27$ см — толщина вентильного элемента;

$b = 0,03$ см — толщина кремниевой пластины;

$c p = 1,24$ Дж/см³.град — объемная теплоемкость для Si ;

τ — длительность импульса, сек;

$$\lambda_n = \frac{\pi}{2l} (2n-1)$$

Очевидно максимальная температура достигается при $t = \tau$

Средняя по толщине кремния температура в этот момент:

$$U_{Si} = \bar{U} \left(\frac{l-b}{2} < x < \frac{l+b}{2} \right) = \frac{64\rho l^3}{\pi^4 c p a^2 b} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\sin^2 \frac{\pi b}{4l} (2n-1) (1 - e^{-a^2 \lambda_n^2 \tau})}{(2n-1)^4}$$

Средняя мощность за время импульса определялась исходя из аппроксимации вольтамперной характеристики вентиля ломаной линией $U = U_0 + R di$ и синусоидальной формы тока $i = I_m \sin \omega t$, где $\omega = \pi/\tau$. Тогда средняя мощность за импульс

$$P = \frac{1}{\tau} \int_0^{\tau} U i dt = \frac{2}{\pi} U_0 I_m + \frac{I_m^2 R d}{2}$$

По данным [4] для вентиля с $\Delta U_{кв} = 0,55$ В имеем $U_0 = 0,94$ В и $R d = 0,4$ мОм, что дает $P = 3,6$ кВт для импульса с $I_m = 3$ кА, в то время как максимальная мощность $P = 6,42$ кВт.

Подсчет величины U_{Si} для вентильного элемента с расчетным диаметром 20 мм (диаметр меньшей вольфрамовой пластины) дает перегрев структуры $U_{Si} = 43^\circ$. Этот результат хорошо совпадает с данными более тщательного моделирования тепловых процессов в тиристорах при импульсных токах с помощью RC-цепей, приведенными в работе [5] для прямоугольного импульса мощности: для $P = 3,6$ кВт и $\tau = 8$ мсек перегрев около 41° . Однако, уже при импульсе с $\tau = 8$ мсек приближение постоянной мощности является довольно грубым и допустимо для оценочных расчетов.

Рассмотренные выше тепловые режимы при одиночном импульсе тока с $\tau = 8$ мсек будут мало отличаться от режима при повторении импульсов с частотой порядка долей и единиц герц, если обеспечен соответствующий отвод тепла. При этом тепловая инерция корпусов вентиля и охладителя снимает проблему термического циклирования, разрушающего спай вольфрам-медь [4]. Из выражения для $U(x,t)$ можно получить градиент температуры $\frac{\partial U}{\partial x}(0,\tau)$ в месте прилегания элемента к корпусу в момент $t = \tau$, величина которого для рассмотренного режима составляет около 200 град/см. При толщине слоя припоя 0,2 мм максимальный перепад температуры с учетом теплопроводности припоя составляет около 6 градусов, так что поверхность вольфрама, непосредственно прилегающая к припою, имеет весьма малые колебания температуры относительно корпуса. Если же считать корпус сосредоточенной теплоемкостью, то перегрев его от энергии, выделяющейся за импульс, не превышает 0,5 градуса.

Таким образом, глубина импульсного термоциклирования спая не превышает 7° .

Опыт годовой эксплуатации показал высокую надежность вентиляционного блока.

Л и т е р а т у р а

1. М.Ю.Гельцель. Возбуждение магнитного поля в импульсных синхротронах с одновитковой обмоткой электромагнита. Диссертация, г.Томск, 1970г.
2. Н.Х.Ситник, Силовая полупроводниковая техника, "Энергия", 1968.
3. Дж.Кэй, Т.Лэби. Таблица физических и химических постоянных, Физматгиз, 1962.
4. Диоды. Силисторы, Тиристоры. Каталог-справочник 05.03.5I-70. Информалектро, 1970.
5. Чесноков Ю.А., Рабинерсон А.А., Челноков В.Е. Определение температуры перегрева структуры тиристоров в импульсных режимах методом электротепловой аналогии (ЭТА). Сб. Некоторые вопросы производства и применения средств силовой преобразовательной техники в народном хозяйстве, ч.2, М., Информалектро, 1970.

1. М.В. Лавренко. Исследования по истории развития насекомых. М.: Наука, 1970.

2. М.В. Лавренко. Развитие насекомых. М.: Наука, 1970.

3. М.В. Лавренко. Развитие насекомых. М.: Наука, 1970.

4. М.В. Лавренко. Развитие насекомых. М.: Наука, 1970.

5. М.В. Лавренко. Развитие насекомых. М.: Наука, 1970.

Ответственный за выпуск Г.А. СПИРИДОНОВ
Подписано к печати 10.1-1975г. МН 07020
Усл. 0,7 печ.л., тираж 150 экз. Бесплатно
Заказ № 1

Отпечатано на ротационной машине в ИЯФ СО АН СССР