

06;12

## Эффекты локализации тока в мощных биполярных переключателях с микрозатворами при неидеальной связи управляемых элементов

© А.В. Горбатьюк,<sup>1,2</sup> И.В. Грехов,<sup>1</sup> Д.В. Гусин<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup> Физико-технический институт им. А.Ф. Иоффе РАН,  
194021 Санкт-Петербург, Россия  
e-mail: agor.pulse@mail.ioffe.ru

<sup>2</sup> Санкт-Петербургский государственный политехнический университет,  
195251 Санкт-Петербург, Россия

(Поступило в Редакцию 16 августа 2011 г.)

Проанализировано влияние неидеальных электрических связей управляемых ячеек биполярных переключателей с микрозатворами на возникновение локализации тока на стадии запираания. Для количественного учета сопротивления распределенных электродов вся приборная структура представлена в виде двух параллельных подсистем управляемых ячеек, соединенных через эффективное сопротивление в цепи затвора. При помощи численного моделирования исследованы различные сценарии процесса выключения при неидеальных связях ячеек на примере интегрального тиристора с внешним полевым управлением в трех схемных режимах запираания в зависимости от величины эффективного сопротивления и соотношения рабочих площадей двух подсистем ячеек тиристорного чипа. Проведено сравнение ограничений по предельному коммутируемому току. Для случая малого масштаба неоднородности последовательных сопротивлений цепи затвора предельный выключаемый ток в каскодном режиме и при запираании с помощью источника отрицательного напряжения остается на порядок более высоким по сравнению с режимом короткого замыкания катодных эмиттеров.

### Введение

В современной силовой электротехнике для частотного преобразования электроэнергии практически во всех диапазонах токов и напряжений стали широко применяться полупроводниковые приборы нового поколения — биполярные переключатели с распределенными микрозатворами (БПМЗ) — класс устройств транзисторного или тиристорного типов, производимых на основе гибридных (биполярных и МОП) интегральных технологий. Наиболее мощными среди них представляются гибридные модули, состоящие из одного или нескольких дискретных коммутирующих тиристорных чипов большой площади, параллельно связанных между собой через силовые и управляющие электроды. Сами чипы, в свою очередь, состоят из большого числа (вплоть до сотен и тысяч) параллельных микроячеек, а синхронное включение и выключение этих ячеек осуществляется через распределенную систему элементов затвора импульсами, формируемыми одним или несколькими МОП-транзисторами в цепи управления.

С точки зрения правильного конструирования и эксплуатации таких модулей актуальной задачей является изучение механизмов ограничения областей их безопасной работы по мощности, коммутируемой при выключении. Именно эта операция представляется наиболее критичной, поскольку она протекает при одновременно больших токах и напряжениях и требует мощных управляющих импульсов.

В настоящее время применяются три различных способа выключения тиристорных по распределенному затвору и соответственно три конструкции и режима

работы затвора. Наиболее просто реализуемым режимом синхронного запираания тиристорных ячеек является перевод всех эмиттерных элементов в режим отсечки инжекции за счет короткого замыкания общих эмиттерных и базовых электродов [1,2] низкоомным МОП-ключом. Другой возможный режим состоит в подаче на базовые контакты всех ячеек отрицательного потенциала от мощного дополнительного источника напряжения, приводящей к резкому прерыванию инжекции всех эмиттеров. Такой режим реализован в специальной модификации запираемого тиристора [3], в которой управляющие МОП-транзисторы помещены в одном модуле вместе с биполярной полупроводниковой структурой (так называемый запираемый тиристор с интегральным затвором — ИЗТ<sup>1</sup>). Наконец, третьим способом прерывания инжекции катодных эмиттеров является так называемый каскодный режим [4,5], осуществляемый путем размыкания МОП-ключа, встроенного в модуль непосредственно между электродом катода и цепью нагрузки, и одновременной коммутации тока нагрузки в шунтирующую цепь затвора.

Конкретный способ реализации режима затвора вносит свои особенности в физическую картину процесса выключения, что может сильно влиять на выходные характеристики переключателя и требует детального изучения. Физическая сущность этой проблемы связана с принципиальной неустойчивостью процесса однородного прерывания тока в переключателях тиристорного типа [6], с развитием выраженных динамических локализаций тока (ДЛТ), а затем и аварийных локализаций

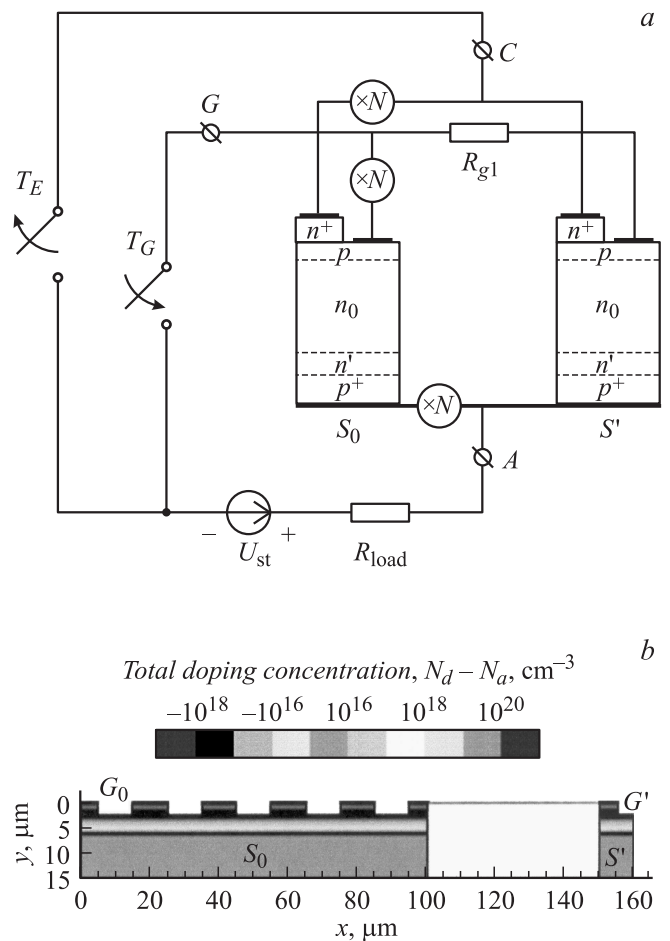
<sup>1</sup> От англ. IGCT — Integrated Gate Commutated Thyristor.

тепла. Как следует из теоретических исследований [7,8] и численного моделирования [9,10] процесса выключения, одним из факторов, инициирующих неустойчивость и ДЛТ, является статистический разброс физических параметров управляемых ячеек, таких как время жизни носителей в базах, коэффициенты инжекции эмиттеров и ряд других. Другая и, возможно, более серьезная причина ДЛТ связана с неэквивалентным топологическим размещением в чипе даже совершенно идентичных элементарных ячеек [9] и принципиальным неравенством сопротивлений электрических соединений (связей) между локальными участками базовых и эмиттерных электродов, с одной стороны, и внешними МОП-транзисторами затвора, с другой. Влияние таких неидеальных связей управляемых микроячеек тиристорного чипа на характеристики процесса выключения было недавно рассмотрено методами численного эксперимента [11] в отношении режимов короткого замыкания эмиттеров и каскадного прерывания тока катода.

Целью настоящей работы является детальное исследование механизмов запираания тиристорного гибридного модуля с неидеальными связями ячеек в каждом из трех описанных выше режимах работы затвора, моделирование процессов ДЛТ, а также выполнение сравнительного анализа вызываемых этими процессами ограничений по коммутируемому току.

## 1. Постановка задачи

Во всех используемых и рассматриваемых нами режимах выключения тиристорных модулей ток нагрузки проходит по цепи, состоящей из сопротивления канала  $R_{DSon}$  открытого МОП-транзисторного ключа, металлической разводки чипа интегрального тиристора и сопротивления растекания  $p$ -базы управляемой ячейки. В частности, при встречно-штыревой конфигурации электродов катода и затвора [2] наиболее высокие последовательные сопротивления в этой цепи получают для самых удаленных от внешнего вывода затвора ячеек (т.е. для малой группы ячеек по отношению ко всей остальной их совокупности). Поэтому мы выделяем в интегральном тиристоре основную подсистему ячеек  $S_0$  (большой площади) и малую подсистему  $S'$  (с площадью, в  $N$  раз меньшей, чем у  $S_0$ ), имеющую последовательное сопротивление  $R_{g1}$  в цепи затвора и общие с основной подсистемой электроды анода и катода (см. рис. 1, *a*). Точное определение фактора  $N$  требует анализа конкретного конструктивного решения интегрального чипа. Будем исходить из того, что условие отсечки инжекции труднее всего обеспечить в наиболее удаленной от базовой шины и внешнего вывода затвора группе ячеек — в предельном случае, всего в нескольких ячейках. Поэтому подсистема  $S'$  занимает малую часть всей рабочей площади (будем полагать  $N \approx 10$  и более).



**Рис. 1.** *a* — эквивалентная схема цепи для моделирования выключения двух подсистем управляемых тиристорных ячеек  $S_0$  и  $S'$ , связанных по цепи затвора через сопротивление  $R_{g1}$ , *b* — геометрия и распределение легирующих примесей в прикатодной части тиристорного чипа, используемые при численном моделировании. В приведенном варианте отношение площадей подсистем  $N = 10$ .

Сопротивление проводящих шин в цепи затвора определяется удельным сопротивлением  $\rho$  используемого металла, поперечными размерами и длинами проводников. Например, сопротивление участка алюминиевого проводника толщиной  $10 \mu\text{m}$ , шириной  $100 \mu\text{m}$  и длиной  $1000 \mu\text{m}$  ( $\sim 10\%$  от размера чипа) составляет  $26.5 \text{ m}\Omega$  при  $\rho_{Al} = 2.65 \cdot 10^{-6} \Omega \cdot \text{cm}$ . Проводящие базовые шины, полученные термическим напылением алюминия, обычно имеют более высокое удельное сопротивление. Величина эффективного сопротивления  $R_{g1}$  в цепи затвора приводится к площади малой подсистемы и учитывает как удаленное расположение ячеек этой подсистемы от базовой шины к выводу затвора  $G$ , так и фактор отношения площадей  $N$ . Соответствующее сопротивление для основной подсистемы  $S_0$  будет считаться пренебрежимо малым.

Обсудим сначала на качественном уровне влияние неодинаковых смещений эмиттерных элементов ячеек,

возникающих из-за различия последовательных сопротивлений в цепях затворов, на динамику инжекции и экстракции носителей в процессе запирания.

При шунтировании эмиттеров по внешней цепи в ячейках подсистемы  $S'$  смещения эмиттеров могут остаться прямыми, превышающими напряжение отсечки инжекции, в то время как в остальных ячейках инжекция уже полностью прервана. Как следствие, происходит перераспределение тока по структуре и его локализация в подсистеме с более высокими последовательными сопротивлениями шунтирующей цепи.

Если используется внешний источник запирающего напряжения, то прикладываемое к эмиттерному переходу обратное смещение не должно достигать напряжения его лавинного пробоя (для сильнолегированных  $n^+ - p$ -переходов — порядка 10 В). Соответственно для подсистемы  $S'$  смещение эмиттеров из-за протекания тока по выключающей цепи может остаться обратным, но меньшим по абсолютной величине. Для полного прерывания инжекции во всем чипе необходимо, чтобы это смещение нигде не оказалось прямым и сравнимым с напряжением отсечки инжекции.

В каскадном режиме катодные цепи всех ячеек разорваны, и инжекция из эмиттеров обычно считается невозможной [5]. Однако данный вывод справедлив только при условии однородного распределения тока по ячейкам. Наличие некоторого числа элементов с повышенными сопротивлениями шунтирующей цепи (по сравнению с остальными ячейками, отнесенными к подсистеме  $S_0$ ) нарушает однородность распределения тока и ведет к увеличению прямого смещения эмиттеров в данных ячейках. Взаимное влияние подсистем  $S_0$  и  $S'$  оказывается зависящим от пространственного масштаба, определяемого отношением площадей  $N$ , и требует в этом случае количественного анализа, который производится ниже.

## 2. Используемые модели и исходные данные

Численное моделирование производилось с помощью программного пакета PISCES-1B [12]. Выполнялось совместное решение двумерных уравнений Пуассона и непрерывности для обоих типов носителей в подсистемах  $S_0$  и  $S'$ , а также уравнений для внешних цепей. Температура полупроводникового кристалла полагалась равной 300 К. Использовался стандартный набор [13] физических моделей, учитывающих:

- заданные двумерные технологические профили концентраций примесей;
- эффекты сильного легирования (зависимости подвижностей от концентраций легирующих примесей по модели [14], сужение ширины запрещенной зоны [15]);
- эффекты при сильных электрических полях (нелинейные зависимости подвижности от поля [14,15], ударная ионизация);

— рекомбинацию Шокли–Рида (с концентрационно-зависимыми временами жизни [14]) и оже-рекомбинацию.

При подготовке исходных данных для моделирования толщина слаболегированной  $n_0$ -базы выбрана равной  $w_0 = 450 \mu\text{m}$ , а концентрация донорной примеси в ней —  $N_0 = 2 \cdot 10^{13} \text{ cm}^{-3}$ . Такие параметры типичны для кремниевого интегрального тиристора, рассчитанного на статическое блокируемое напряжение  $\sim 4.5 \text{ kV}$ .

Технологические параметры всех ячеек тиристорного чипа считались одинаковыми. Поэтому при проведении расчетов подсистема  $S'$  заменялась одной управляемой ячейкой, а  $S_0$  — несколькими идентичными ячейками с учетом заданного соотношения  $N$  между рабочими площадями подсистем. В результате исследуемая система приобретает вид, показанный на рис. 1, *b*. Электроды катодов (расположенные на уровне  $y = 0$ ) и затворов  $G_0$  ( $y = 1.5 \mu\text{m}$ ) ячеек, отнесенных к подсистеме  $S_0$ , соединены параллельно, а общие для ячеек обеих подсистем анодные электроды соединены через внешний вывод анода  $A$  с омическим сопротивлением нагрузки  $R_{\text{load}}$  и источником постоянного напряжения  $U_{\text{st}}$ . С учетом фактической одномерности инжекционно-экстракционных процессов на протяжении большей части вертикальной структуры единичной ячейки (из-за большой ее толщины по сравнению с шагом в поперечном направлении) уменьшение поперечного размера ячейки  $S'$  позволяет моделировать конструкции с достаточно большими отношениями площадей ( $N \approx 100$ ). Масштабирование анодных токов, найденных в численных расчетах, соответствует полной рабочей площади прибора в  $1 \text{ cm}^2$ .

Предварительно моделировались этап включения (осуществляемого путем подачи на затвор импульса тока  $I_G$  положительной полярности) и стационарное состояние с анодным током  $I^{(0)}$ . Затем производился расчет процесса выключения в следующих трех режимах, обеспечивающих коэффициент выключения [6, 10]  $\beta = 1$ :

- 1) в режиме шунтирования эмиттеров использовался только ключ  $T_G$ , а вывод катода  $C$  соединялся непосредственно с землей;
- 2) в режиме запирания с помощью внешнего источника напряжения вывод затвора подключался через ключ  $T_G$  к источнику отрицательного запирающего напряжения  $V_g$ , а вывод катода был заземлен;
- 3) в каскадном режиме открывался ключ  $T_G$  и одновременно запирался ключ  $T_E$ .

Управляющие элементы  $T_G$  и  $T_E$  в цепях затвора и катода (рис. 1, *a*) моделировались ключами с мгновенным переключением и конечным сопротивлением  $R_{\text{DSon}}$  в открытом состоянии. В современных сильноточных МОП-транзисторах с блокируемым напряжением  $\sim 50 \text{ V}$  удельное сопротивление на линейном участке характеристики при токе  $\sim 50 \text{ A}$  составляет единицы  $\text{m}\Omega \cdot \text{cm}^2$  (приводится к полной рабочей площади тиристорного чипа —  $1 \text{ cm}^2$ ). Далее по умолчанию будем считать  $R_{\text{DSon}} = 1 \text{ m}\Omega \cdot \text{cm}^2$ .

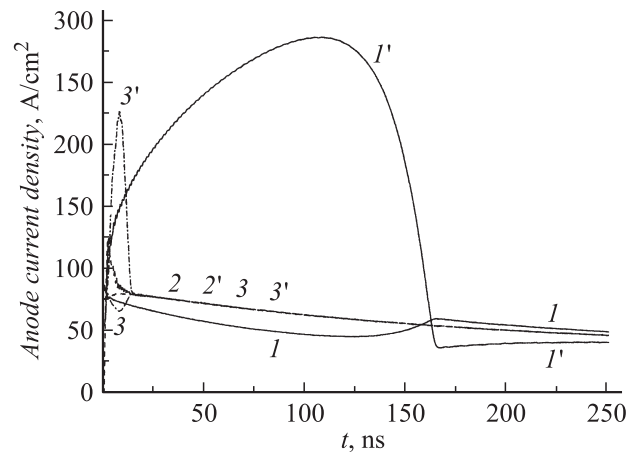
При проведении расчетов напряжение  $U_{st}$  устанавливалось равным 3 кВ. Сопротивление нагрузки выбрано равным  $37.5 \Omega$ , что обеспечивало ток через включенный тиристор  $I^{(0)} = 80 \text{ А}$  (плотность тока  $80 \text{ А/см}^2$ ). При таком токе прямое падение напряжения анод–катод равно  $2.74 \text{ В}$ , что соответствует плотности рассеиваемой мощности  $\sim 220 \text{ Вт/см}^2$  во включенном состоянии (близко к пределу для кремниевых силовых приборов, работающих в частотных преобразовательных схемах). Временной интервал, задаваемый для моделирования полного запирания прибора, равен  $20 \mu\text{s}$  для всех режимов запирания. Интегральная величина переходных тепловых потерь составляла  $\sim 318 \text{ мДж/см}^2$ . Максимальная напряженность электрического поля блокирующего  $p-n_0$ -перехода в процессе выключения —  $1.6 \cdot 10^5 \text{ В/см}$ . Приведенные данные свидетельствуют, что выбранные рабочие ток и напряжение соответствуют области безопасной работы единичной тиристорной управляемой ячейки по условию динамического лавинного пробоя [8], а тепловые потери не превышают допустимых пределов.

### 3. Результаты моделирования

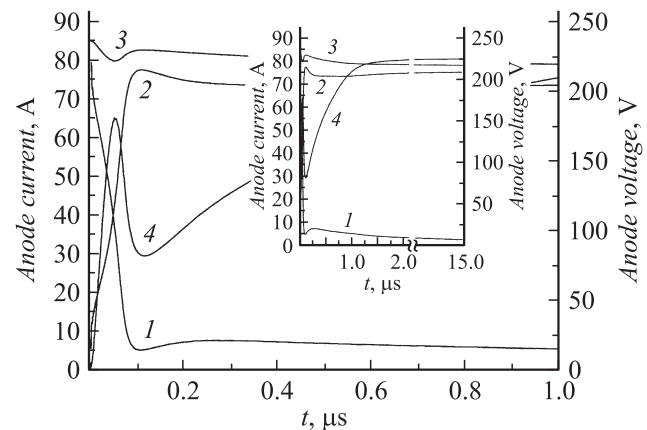
#### 3.1. Режим выключения с шунтированием эмиттеров

Наиболее полная информация о предельных возможностях интегрального тиристора может быть получена при исследовании процесса выключения при таком эффективном сопротивлении проводящих шин  $R_{g1}$ , когда падение напряжения на нем сравнимо с прямым смещением эмиттерного перехода ( $0.75\text{--}1.0 \text{ В}$ ). В наших расчетах было использовано значение  $R_{g1}$ , соответствующее падению  $0.8 \text{ В}$  при выключении начального анодного тока плотностью  $80 \text{ А/см}^2$  и соотношении площадей большой и малой подсистем, равном  $N = 10$ . Данное значение эффективного сопротивления, приведенное к площади малой подсистемы, равно  $R_{g1} = 9.10 \text{ м}\Omega \cdot \text{см}^2$ . Во включенном состоянии смещения  $n^+$ -эмиттеров в обеих подсистемах одинаковы:  $U_{G0} = U_{G1} = U_G^{(0)} = 0.756 \text{ В}$ . Различие в плотностях анодного тока по подсистемам пренебрежимо мало.

При указанном выше сопротивлении  $R_{g1}$  и начальном токе  $80 \text{ А}$  ячейка малой подсистемы  $S'$  остается незапертой непосредственно после шунтирования эмиттера ( $t = 0$ ) в течение времени  $\sim 150 \text{ ns}$ , в результате чего в  $S'$  происходит кратковременное увеличение плотности тока (с  $80$  до  $280 \text{ А/см}^2$ ) по сравнению с включенным состоянием. В то же время в основной подсистеме обеспечивается надежное шунтирование эмиттеров через внешнюю цепь с малым сопротивлением открытого ключа  $T_G$ . Запирание подсистемы  $S_0$  сопровождается ростом напряжения на области объемного заряда коллекторного перехода, соответственно растет и общее для всех ячеек анодное напряжение. После  $170 \text{ ns}$  с момента начала запирания смещение эмиттера в  $S'$  падает ниже напряжения отсечки инжекции, плотность тока также падает,



**Рис. 2.** Плотности анодных токов в подсистемах  $S_0$  и  $S'$ :  $I, I'$  — при запирании шунтированием эмиттеров;  $2, 2'$  — при использовании внешнего источника  $V_g = -11 \text{ В}$ ,  $3, 3'$  — в касковом режиме запирания. Начальный ток  $I^{(0)} = 80 \text{ А}$ .



**Рис. 3.** Запирание в режиме шунтирования эмиттеров ( $I^{(0)} = 85 \text{ А}$ ).  $I$  — анодный ток  $I_0(t)$  в подсистеме  $S_0$ ;  $2$  — анодный ток  $I_1(t)$  в подсистеме  $S'$ ;  $3$  — полный анодный ток  $I_0 + I_1$ ;  $4$  — напряжение анод–катод. На вставке — временные диаграммы тех же величин в интервале  $0\text{--}15 \mu\text{s}$ .

и процесс запирания протекает синхронно с подсистемой  $S_0$ . Кратковременное возрастание плотности тока не приводит к существенному росту интеграла переходных потерь в малой подсистеме (различие плотностей тепловых потерь менее 1%). Временные диаграммы плотностей токов  $J_0$  и  $J_1$  в ячейках подсистем  $S_0$  и  $S'$  для рассмотренного случая показаны на рис. 2 (кривые  $I$  и  $I'$  соответственно).

Выбранный начальный ток  $80 \text{ А}$  является предельным выключаемым током в режиме запирания № 1 для заданного эффективного сопротивления. При больших токах  $I^{(0)}$  запираение подсистемы  $S'$  и, следовательно, достижение блокировки приложенного напряжения  $U_{st}$ , оказываются невозможными. Так, в случае  $I^{(0)} = 85 \text{ А}$  через  $150 \text{ ns}$  после замыкания ключа  $T_G$  происходит (рис. 3) сосредоточение практически всего тока нагрузки

на площади  $\sim 0.1 \text{ cm}^2$ , т.е. локализация его в 10 раз. В то же время в основной подсистеме происходит рекомбинация инжектированной избыточной плазмы, и ток спадает с характерным временем  $\tau_h = 15 \mu\text{s}$  (рис. 3, на вставке). Анодное напряжение после перераспределения тока в подсистему  $S'$  остается на уровне 200 V.

Переход от безаварийного (рис. 2, кривые  $I$  и  $I'$ ) к аварийному сценарию с ДЛТ (рис. 3) характеризуется резкой границей по величине падения напряжения на эффективном сопротивлении  $R_{g1}$ . Так, при выключении тока 80 A ( $J^{(0)}R_{g1} = 0.73 \text{ V}$ ) запираение эмиттера в малой подсистеме происходит с задержкой по времени  $\sim 170 \text{ ns}$ . Но уже при начальном токе 85 A ( $J^{(0)}R_{g1} = 0.77 \text{ V}$ ) эта подсистема не может быть выключена по затвору, что ведет к локализации тока и, следовательно, к росту локального тепловыделения в  $\sim 10$  раз. При выключении меньших начальных токов ( $I^{(0)} < 80 \text{ A}$ ) наблюдается кратковременное повышение плотности тока в малой подсистеме, уменьшающееся по своей величине при снижении начального тока. Таким образом, при падении напряжения на эффективном сопротивлении между двумя подсистемами ячеек, меньшем  $\sim 0.7 \text{ V}$ , обеспечивается успешное выключение тиристора путем шунтирования эмиттера без возникновения выраженной опасной локализации тока.

Снижение предельной величины выключаемого тока  $I_m$ , очевидно, происходит и при увеличении сопротивления канала открытого МОП-транзистора в шунтирующей цепи, поскольку для подсистемы  $S'$  напряжения на сопротивлениях  $R_{\text{DSon}}$  и  $R_{g1}$  суммируются. В том случае, когда и в основной подсистеме потенциал затвора остается выше отсечки инжекции, реализуется режим с коэффициентом выключения  $\beta > 1$  независимо от эффективного сопротивления цепи затвора для малой подсистемы.

Исходя из требуемого значения  $I_m$ , путем проведения серии расчетов может быть получено ограничение на величину эффективного сопротивления  $R_{g1}$  при выборе конструкции чипа, количества и размеров проводящих шин и т.д., а также сопротивления  $R_{\text{DSon}}$  при разработке управляющего транзисторного ключа для цепи затвора.

### 3.2. Режим выключения с внешним источником запирающего напряжения

Приложение к катодному эмиттерному переходу обратного смещения может быть осуществлено при помощи коммутации затворов всех тиристорных ячеек на источник отрицательного напряжения, например, на батарею заряженных конденсаторов. Условие запираения с  $\beta = 1$  реализуется, если ток в цепи затвора будет нарастать достаточно быстро, так чтобы он становился равным току анода еще до начала восстановления блокирующего  $p-n_0$ -перехода. Для выполнения данного требования критически важными являются высокое быстродействие МОП-ключей и малые паразитные ин-

дуктивности в цепях от затворов ячеек к источнику запирающего напряжения.

Влияние последовательных сопротивлений в базовых цепях отразится на характеристиках выключения, только когда в подсистеме  $S'$  не будет достигнуто условие отсечки инжекции. По сравнению с режимом шунтирования эмиттеров в данном случае разность потенциалов между внешними выводами затвора и катода является отрицательной и может составлять несколько вольт. Для конкретного примера конструкции тиристорной ячейки, рассмотренного выше, было найдено предельное обратное смещение катодного эмиттера по условию лавинного пробоя:  $V_g^{\text{av}} = -11 \text{ V}$ . Тем самым условие отсечки инжекции будет выполняться в обеих подсистемах ячеек  $S_0$  и  $S'$  и при значительно больших по сравнению с режимом шунтирования падениях напряжения на сопротивлении  $R_{g1}$ . Приведенные рассуждения показывают наличие большего запаса по величине выключаемого тока при использовании внешнего источника запирающего напряжения. Количественные сравнения соответствующих величин для всех режимов выключения будут даны ниже. Что же касается характеристик выключения при тех же условиях, что и в разд. 3.1 (начальный ток 80 A и напряжение источника питания 3 kV), переходный процесс не сопровождается выраженной локализацией тока (см., кривые  $2, 2'$  на рис. 2). При численном моделировании данного режима запирающее напряжение устанавливалось равным предельной величине  $-11 \text{ V}$ , а эффективное сопротивление  $R_{g1}$  также полагалось равным  $9.10 \text{ m}\Omega \cdot \text{cm}^2$ .

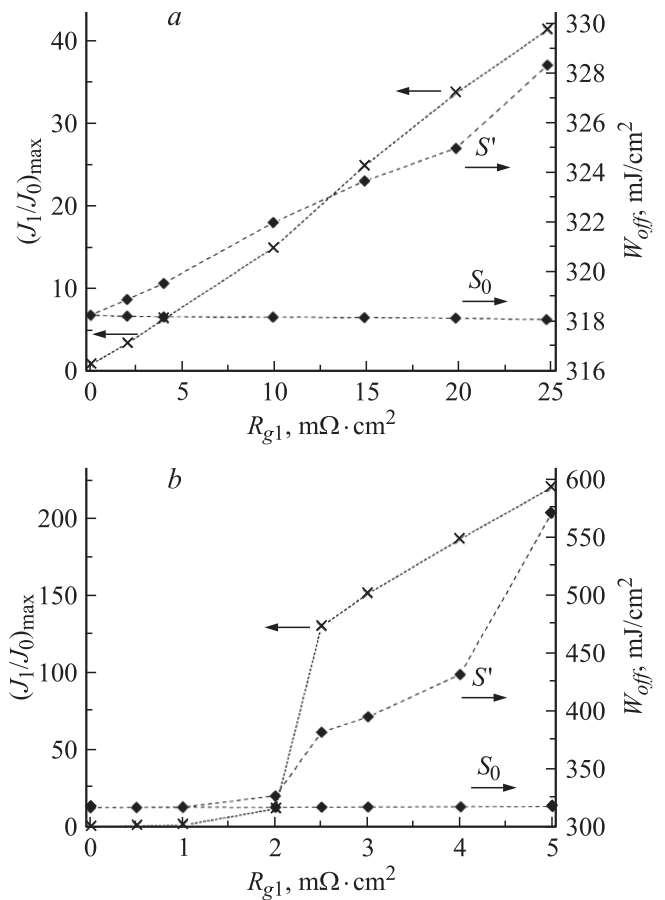
### 3.3. Каскадный режим выключения

Для исследования неидеальных связей ячеек на характеристики выключения в каскадном режиме был предварительно рассмотрен случай нулевого эффективного сопротивления,  $R_{g1} = 0$ . При этом сопротивление внешней цепи затвора от вывода  $G$  до земли является конечным и определяется заданной величиной  $R_{\text{DSon}}$ . Во включенном состоянии в катодных  $n^+$ -слоях всех ячеек накапливается инжектированный заряд дырок, а прямое смещение эмиттеров одинаково и равно  $U_G^{(0)}$ . Непосредственно после замыкания ключа  $T_G$  и размыкания  $T_E$  инжекционные токи полностью прерываются, и катоды ячеек оказываются под одним и тем же отрицательным „плавающим“ потенциалом  $-0.736 \text{ V}$  относительно затвора  $S_0$ . Смещение эмиттеров в ячейках подсистем  $S_0$  и  $S'$  остается положительным, но меньшим первоначального значения  $U_G^{(0)}$  на величину  $\sim kT/q$ . Обратное восстановление протекает синхронно в обеих подсистемах. Рекомбинация в сильнолегированных эмиттерных слоях с малыми временами жизни, а также токи утечки приводят к разряду емкостей, связанных с эмиттерными переходами, и уменьшению их прямого смещения.

Проведенное численное моделирование для случая неидеальной структуры с конечным сопротивлением  $R_{g1}$

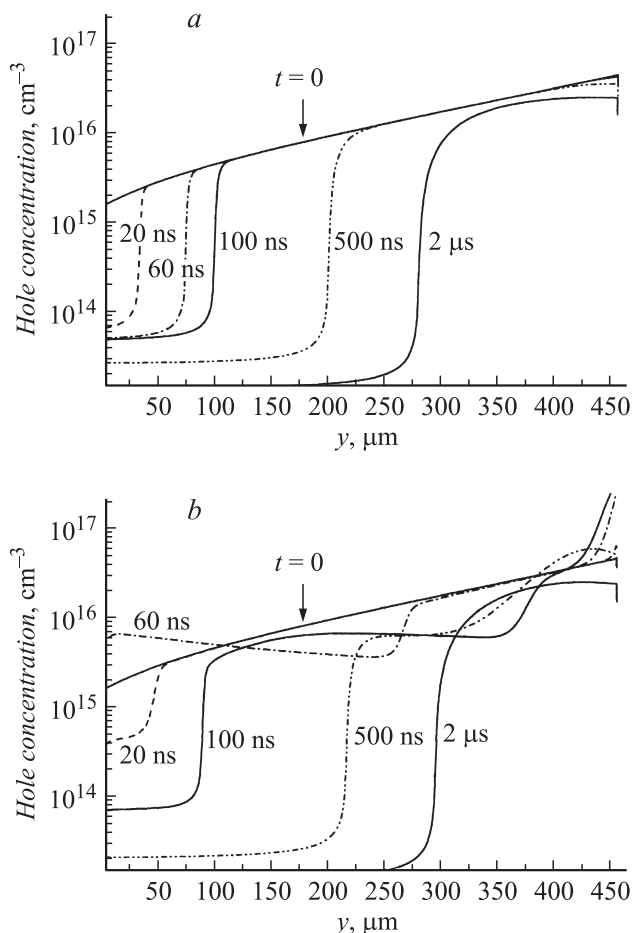
обнаруживает существенные различия в динамике процесса запирания в касковом режиме по сравнению с режимом шунтирования эмиттеров. Смещение эмиттера в ячейке подсистемы  $S'$  создается (рис. 1,  $a$ ) не только потенциалом общего вывода катода относительно затвора  $S_0$  (непосредственно после начала запирания, равным  $-0.736\text{ V}$ ), но и падением напряжения на сопротивлении  $R_{g1}$ . Достаточно небольшого падения в  $\sim 20\text{ mV}$  на этом последовательном сопротивлении, чтобы обеспечить в подсистеме  $S'$  близкое к величине  $U_G^{(0)}$  смещение эмиттера. В этом случае эмиттер останется в инжектирующем состоянии. Поскольку общая катодная цепь разорвана ключом  $T_E$ , полный катодный ток равен нулю, и инжекционный ток ячейки из малой подсистемы может поддерживаться за счет разряда емкости эмиттерного перехода ячейки большой подсистемы, а также за счет тепловой генерации в ее  $n^+$ -слое. В нашем рассмотрении площади подсистем (как и количества ячеек в них) различаются в  $N$  раз, что, в свою очередь, определяет плотность электронного инжекционного тока, проходящего через катод в  $S'$ . При  $N = 10$  подсистема  $S_0$  способна обеспечить лишь кратковременное (в течение  $15\text{ ns}$ ) продолжение инжекции в малой подсистеме, в результате чего плотность тока  $J_1$  возрастает с начальной величины  $80$  до  $225\text{ A/cm}^2$  (кривая  $3'$  на рис. 2), а потенциал катода становится положительным, достигая  $0.730\text{ V}$ . После  $15\text{ ns}$  с начала запирания переходный процесс протекает при запертых эмиттерах и равных плотностях токов  $J_0$  и  $J_1$ . Рассчитанные интегральные величины тепловых потерь за операцию выключения равны  $320.92$  и  $321.20\text{ mJ/cm}^2$  для основной и малой подсистем соответственно (плотность потерь в  $S'$  выше лишь на  $0.09\%$ ). Таким образом, рассматриваемая конструкция тиристорного чипа с эффективным сопротивлением  $9.091\text{ m}\Omega \cdot \text{cm}^2$  и отношением площадей подсистем  $N = 10$  позволяет успешно запирает заданный начальный ток  $80\text{ A}$  в касковом режиме.

С целью определения влияния фактора  $N$  на степень локализации тока и тепловых потерь были дополнительно исследованы случаи  $N = 10^2$  и  $10^3$ . Ток включенного состояния фиксировался ( $I^{(0)} = 80\text{ A}$ ), а эффективные сопротивления варьировались при каждом значении  $N$ . При этом диапазон изменения  $R_{g1}$  выбирался таким образом, чтобы падение напряжения на сопротивлении лежало в интервале  $0-2\text{ V}$  при заданном начальном токе  $I^{(0)}$ . При  $N = 10$  локализация тепловых потерь в подсистеме  $S'$  остается пренебрежимо малой (менее  $1\%$ ) во всем этом диапазоне. Рассчитанные плотности интегральных потерь за операцию выключения для случаев  $N = 10^2$  и  $10^3$  приведены на рис. 4,  $a$  и  $b$  соответственно. С ростом  $N$  влияние неидеальных связей ячеек становится все более выраженным. Так, в случае  $N = 10^3$  и  $R_{g1} = 4\text{ m}\Omega \cdot \text{cm}^2$  (при таком  $N$  через эффективное сопротивление непосредственно после начала запирания протекает ток  $0.08\text{ A}$ , создавая падение напряжения  $0.32\text{ V}$ ) диаграммы плотностей анодных



**Рис. 4.** Степень локализации тока (слева) и плотность тепловых переходных потерь (справа) в основной и малой подсистемах в касковом режиме запирания тока  $I^{(0)} = 80\text{ A}$ . Отношение площадей подсистем  $N = 10^2$  ( $a$ ) и  $N = 10^3$  ( $b$ ).

токов  $J_0$  и  $J_1$  качественно подобны приведенным на рис. 2 (кривые  $3$  и  $3'$ ), но максимальная плотность тока в  $S'$  превышает таковую в  $S_0$  в  $186$  раз. Распределения концентраций дырок по глубине  $n_0$ -базы (рис. 5,  $a, b$ ) показывают, что в базе ячейки основной подсистемы оттеснение остаточной плазмы сопровождается монотонным смещением границы между областью плазмы и областью пространственного заряда, тогда как в базе  $S'$  начинает формироваться новый профиль концентрации вновь инжектированных дырок из-за продолжающейся инжекции электронов со стороны катода (см., например, кривую для  $t = 60\text{ ns}$ ). После прерывания инжекции и в подсистеме  $S'$  оттеснение плазмы протекает монотонно в обеих подсистемах. Удельная величина интегральных потерь равна  $W_{off1} = 432\text{ mJ/cm}^2$  в  $S'$ , тогда как в основной части структуры  $S_0$ ,  $W_{off0} = 318\text{ mJ/cm}^2$ . Рост локального тепловыделения на фоне среднего по площади уровня приводит к повышению температуры данного участка кристалла и возрастанию термогенерационных утечек на каждой фазе блокировки напряжения при частотной работе в схеме преобразователя напряжения. Для предотвращения подобного эффекта необходимо



**Рис. 5.** Распределения концентраций дырок в базах ячеек подсистем  $S_0$  (a) и  $S'$  (b). Профили даны по глубине  $n_0$ -базы ячейки на расстоянии  $5 \mu\text{m}$  от оси  $n^+$ -эмиттера.

ограничивать ток включенного состояния, чтобы снизить падение напряжения на последовательном сопротивлении  $R_{g1}$ . Отметим, что значения  $N = 10^3$  и  $10^2$  менее реалистичны, чем  $N = 10$ , и относятся к особым случаям одной или нескольких наиболее удаленных (краевых) ячеек с большими последовательными сопротивлениями базовых шин. Такие случаи могут соответствовать, например, наличию технологических дефектов металлизации в тиристорном чипе.

#### 4. Обсуждение результатов

Рабочая точка для любого биполярного переключателя класса БПМЗ характеризуется током включенного состояния  $I^{(0)}$  и напряжением источника питания  $U_{st}$ . Данные параметры режима работы должны выбираться с определенной величиной запаса по отношению к различным ограничениям — в частности, области безопасной работы при выключении. В свою очередь, границы данной области определяются несколькими факторами [8]. Приведенные выше результаты для конкретной структуры тиристорного типа (с заданными параметрами  $N$

Предельный выключаемый анодный ток для трех различных режимов запирания интегрального тиристора в условиях токовой перегрузки

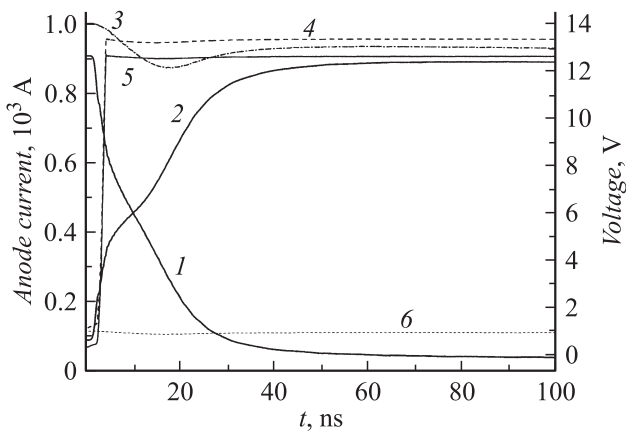
$U_{st}, \text{ kV}$	$I_m, \text{ A}$		
	Режим №		
	1	2	3
3.0	80	1050	950
1.5	80	1160	1040

и  $R_{g1}$ ) показывают, что при  $U_{st} = 3 \text{ kV}$  начальный ток  $I^{(0)} = 80 \text{ A}$  выключается без выхода за пределы области безопасной работы во всех трех режимах запирания. Действительно, во всех случаях переходный процесс не сопровождается необратимой ДЛТ, происходит восстановление блокировки напряжения источника, а относительное различие в плотности переходных тепловых потерь между подсистемами пренебрежимо мало.

Для нахождения предельных ограничений по выключаемому току была проведена серия расчетов переходных процессов в режимах № 1, 2 и 3, и в каждом из них определен максимальный ток (таблица), который может быть выключен без возникновения необратимой локализации тока в малой подсистеме  $S'$ . Эффективное сопротивление связи подсистем по затвору  $R_{g1} = 9.10 \text{ m}\Omega \cdot \text{cm}^2$ , а отношение их площадей  $N = 10$ .

Шунтирование эмиттеров по цепи затвора с ключом  $T_G$  ( $R_{DSon} = 1 \text{ m}\Omega \cdot \text{cm}^2$ ) позволяет запираить ток  $I^{(0)} \leq 80 \text{ A}$ . Приложение запирающего напряжения  $V_g = -11 \text{ V}$  обеспечивает выключение токов до  $1050 \text{ A}$  при напряжении питания  $U_{st} = 3 \text{ kV}$ . Большая плотность тока экстракции дырок в  $n_0$ -базе обуславливает повышение напряженности электрического поля у коллекторного перехода до  $2.0 \cdot 10^5 \text{ V/cm}$ , что инициирует лавинный пробой и связанные с ним особенности характеристик выключения [16] — серию динамических перераспределений тока между подсистемами. Тем не менее через  $3 \mu\text{s}$  после начала запирания такие всплески тока в  $S'$  прекращаются, и дальнейший процесс выключения протекает при одинаковых плотностях тока:  $J_0 \approx J_1$ . Влияние динамического пробыа ослабляется при „недогрузке“ по напряжению ( $U_{st} = 1.5 \text{ kV}$ ) в результате чего величина  $I_m$  повышается до  $1160 \text{ A}$ . Следует отметить, что найденный таким образом предельный выключаемый ток соответствует случаю токовой перегрузки и не может являться номинальным рабочим током открытого состояния интегрального тиристора прежде всего из-за тепловых ограничений.

Для безопасного осуществления каскадного режима выключения существенную роль играет величина обратного смещения эмиттера ячейки подсистемы  $S_0$ . Для случая неидеальной структуры каскадное выключение сопровождается увеличением потенциалов катода и затвора в  $S'$  относительно земли, тогда как потенциал затвора в  $S_0$  остается близким к нулю — так как его



**Рис. 6.** Каскодный режим запираания при токовой перегрузке ( $I^{(0)} = 1 \text{ kA}$ ): 1 — анодный ток в подсистеме  $S_0$ ; 2 — анодный ток в подсистеме  $S'$ ; 3 — полный анодный ток; 4 — потенциал затвора подсистемы  $S'$ ; 5 — потенциал катода; 6 — потенциал затвора подсистемы  $S_0$ .

надежное „заземление“ обеспечивается открытым ключом  $T_G$  с сопротивлением  $R_{on} = 1 \text{ m}\Omega \cdot \text{cm}^2$ . В результате эмиттер в  $S_0$  и смещается в обратном направлении. Если в области с наиболее сильным электрическим полем начнется лавинный пробой  $n^+ - p$ -перехода, то инжекционный электронный ток эмиттера в  $S'$  будет обеспечиваться током пробившегося эмиттера подсистемы  $S_0$ . Основная часть полного тока в этом случае будет протекать по пути от анода к катоду ячейки незапертой подсистемы  $S'$ , далее через катод и затвор  $S_0$  и ключ  $T_G$ . Такой сценарий для структуры с отношением площадей подсистем  $N = 10$  реализуется при токах, сравнимых с предельным выключаемым током режима № 2 (ИЗТ). Рассчитанные временные зависимости анодных токов и напряжений на катоде и затворах ячеек для случая  $I^{(0)} = 1 \text{ kA}$  и  $U_{st} = 3 \text{ kV}$  приведены на рис. 6. Падение напряжения на структуре после локализации тока задается подсистемой  $S'$  и не превышает  $400 \text{ V}$ , далее насыщаясь на уровне  $\sim 330 \text{ V}$ , т.е. достижение блокировки напряжения источника становится невозможным.

Предельные характеристики токовой перегрузки для каскодного режима выключения резко снижаются при переходе к конструкциям с увеличенным отношением площадей подсистем ( $N = 10^2$ ), что согласуется с отмеченной в разд. 3.3 закономерностью. Например, при  $R_{g1} = 9.9 \text{ m}\Omega \cdot \text{cm}^2$  пробой эмиттера в основной подсистеме, обеспечивающий инжекционный ток для эмиттера малой подсистемы и приводящий к невозможности запираания последней, возникает при выключении тока  $I^{(0)} = 250 \text{ A}$ . Работа при сниженном до  $1.5 \text{ kV}$  напряжении питания возможна при токах до  $290 \text{ A}$ .

## Заключение

Сильное влияние последовательных сопротивлений в базовых цепях ячеек на характеристики процесса

выключения обусловлено использованием общих для всех ячеек внешних управляющих ключевых элементов. При шунтировании эмиттеров возможны неодинаковые их смещения в различных ячейках, в результате чего не достигается одновременное прерывание инжекции во всех приборных ячейках тиристорного чипа. Для каскодного режима запираания обнаружена критическая роль отношения площади составляющих прибор подсистем в реализации возможных сценариев переходного процесса. При этом локализация тока возникает при значительно меньшем последовательном сопротивлении (соответствующем падению напряжения  $20\text{--}25 \text{ mV}$  при протекании по цепи затвора полного анодного тока включенного состояния) по сравнению с режимом короткого замыкания эмиттеров. Степень локализации тока и переходных тепловых потерь снижается при уменьшении отношения площадей подсистем  $S'$  и  $S_0$ , моделирующих соответственно наиболее удаленные от проводящих шин ячейки и всю остальную часть приборной структуры. В условиях токовой перегрузки как в каскодной схеме, так и в схеме с внешним источником запирающего напряжения возможно выключение токов, более чем на порядок превышающих предельный выключаемый ток в режиме шунтирования эмиттеров. При этом в каскодном режиме не требуется дополнительный источник напряжения и, кроме того, реализуются насыщающиеся выходные характеристики включенного состояния. Последнее обстоятельство является существенным с точки зрения защиты биполярного переключателя от последствий коротких замыканий в цепи нагрузки.

Работа выполнена при поддержке Федерального агентства по науке и инновациям (госконтракт № 02.526.12.6016) в рамках ФЦП „Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2007–2012 гг.“ и частично — Российского фонда фундаментальных исследований (грант 07-08-00689).

## Список литературы

- [1] Temple V.A.K. // IEEE Trans. Electron. Devices. 1986. Vol. ED-33. N 10. P. 1609–1618.
- [2] Грехов И.В., Костина Л.С., Рожков А.В., Зумта Н.Ф., Матвеев В.И. // ЖТФ. 2008. Т. 78. Вып. 12. С. 78–84.
- [3] Gruening H., Zuckerberger A. // Proc. 31<sup>st</sup> IEEE IAS Annual Meeting IAS'96 (San Diego, USA, 1996) P. 1474–1480.
- [4] Li Y., Huang A.Q., Motto K. // IEEE Trans. Power Electronics. 2000. Vol. 15. N 3. P. 561–574.
- [5] Грехов И.В., Рожков А.В., Костина Л.С., Зумта Н.Ф., Матвеев В.И., Машовец Д.В. // ЖТФ. 2010. Т. 80. Вып. 1. С. 155–158.
- [6] Горбатюк А.В. Динамика и устойчивость быстрых регенеративных процессов в структурах мощных тиристорov. Препринт ФТИ им. А.Ф. Иоффе АН СССР № 962. Л., 1985. 60 с.
- [7] Gorbatyuk A.V., Rodin P.B. // Sol. State Electronics. 1992. Vol. 35. N 9. P. 1359–1364.



- [8] Горбатюк А.В., Грехов И.В., Гусин Д.В. // ФТП. 2010. Т. 44. Вып. 11. С. 1577–1583.
- [9] Liu Y., You B., Huang A.Q. // Sol. State Electronics. 2003. Vol. 47. N 1. P. 1–14.
- [10] Lilja K., Gruening H. // Proc. 21<sup>st</sup> Annual IEEE Power Electron. Specialists Conf. PESC'90 (San Antonio, USA, 1990) P. 398–406.
- [11] Gusin D.V., Gorbatyuk A.V., Grekhov I.V. // Proc. 12<sup>th</sup> International Conf. and Seminar on Micro/Nanotechnologies and Electron Devices EDM'2011. P. 132–136.
- [12] Stanford Technology CAD Home Page. URL: <http://www-tcad.stanford.edu/index.html>
- [13] Pinto M.R., Rafferty C.S., Dutton R.W. PISCES-II: Poisson and Continuity Equation Solver, Stanford Electronics Laboratory Technical Report. Stanford University: 1984. 144 p.
- [14] Caughey D.M., Thomas R.E. // Proc. IEEE. 1967. Vol. 55. P. 2192–2193.
- [15] Slotboom J.W. // Sol. State Electronics. 1977. Vol. 20. P. 279–283.
- [16] Oetjen J., Jungblut R., Kuhlmann U., Arkenau J., Sittig R. // Sol. State Electronics. 2000. Vol. 44. N 1. P. 117–123.