

УДК 621.3

## МЭМС-ПЕРЕКЛЮЧАТЕЛЬ НА ОСНОВЕ КАНТИЛЕВЕРА С УВЕЛИЧЕННЫМ КОНТАКТНЫМ УСИЛИЕМ

© 2023 г. И. А. Белозеров<sup>1</sup>, \*, И. В. Уваров<sup>1</sup>, \*\*

<sup>1</sup>Ярославский филиал Физико-технологического института имени К.А. Валиева Российской академии наук,  
ул. Университетская, 21, Ярославль, 150007 Россия

\*E-mail: igas2580@yandex.ru

\*\*E-mail: i.v.uvarov@bk.ru

Поступила в редакцию 09.09.2023 г.

После доработки 22.09.2023 г.

Принята к публикации 22.09.2023 г.

МЭМС-переключатели представляют значительный интерес для перспективных радиоэлектронных систем, но до сих пор не нашли широкого применения вследствие невысокой надежности микрорезистивных контактов. Переключатель развивает малое контактное усилие, что приводит к высокому и нестабильному контактному сопротивлению. Усилие обычно увеличивается за счет использования электродов сложной формы и большой площади, однако простая и компактная конфигурация более предпочтительна. В настоящей работе представлен ключ на основе кантилевера длиной 50 мкм. Впервые описана методика подбора вертикальных размеров изделия, увеличивающая силу прижима до значений свыше 100 мкН, необходимых для надежной работы контактов. Изготовлены и испытаны тестовые образцы, выполнено сравнение рабочих характеристик с результатами расчетов.

*Ключевые слова:* МЭМС-переключатель, кантилевер, контактное усилие, контактное сопротивление, напряжение срабатывания

DOI: 10.31857/S0544126923600288, EDN: JUGWJB

### 1. ВВЕДЕНИЕ

Переключатели, изготовленные по технологии микроэлектромеханических систем (МЭМС), рассматриваются в качестве перспективных электронных компонентов для радиоэлектронных устройств ВЧ и СВЧ диапазонов [1]. Малые размеры, минимальные вносимые потери, высокая изоляция и низкое энергопотребление делают их привлекательными для использования в сетях связи 5G [2], адаптивных антеннах [3], авиационной и космической технике [4]. В МЭМС-переключателях используются различные принципы работы подвижной части, включая электромагнитный, пьезоэлектрический, термоэлектрический и инерционный, но наиболее широко используемым является электростатический принцип [5]. Классический МЭМС-переключатель представляет собой кантилевер, закрепленный над управляющим и сигнальным электродами [6]. Подача напряжения на управляющий электрод создает электростатическую силу, которая изгибает кантилевер и приводит его в контакт с сигнальным электродом. При отключении напряжения кантилевер возвращается в исходное положение под действием силы упругости. Электростатические МЭМС-переключатели изготавливаются с ис-

пользованием технологий микроэлектроники и могут быть легко интегрированы в кремниевые интегральные схемы. Объединение нескольких ключей на одном чипе позволяет создавать перестраиваемые устройства, такие как фазовращатели [7], фильтры [8], аттенюаторы [9] и усилители [10].

Помимо принципа действия, МЭМС-переключатели классифицируются по типу контакта. Резистивные ключи обеспечивают контакт металл-металл, в то время как емкостные устройства реализуют контакт металл-диэлектрик-металл. Резистивные переключатели более предпочтительны для многих приложений благодаря широкой полосе пропускания от постоянного тока до СВЧ. Однако, несмотря на три десятилетия исследований, они все еще недостаточно надежны [11, 12]. Проблема заключается в малом контактном усилии, развиваемом подвижной частью микронного размера. Сила прижима обычно находится в диапазоне микроныютонов, что на несколько порядков ниже по сравнению с миллиныютонами, развиваемыми стандартными электромеханическими реле [1]. Малое усилие делает контактирующие поверхности чувствительными к загрязнениям и повреждениям, что приводит к

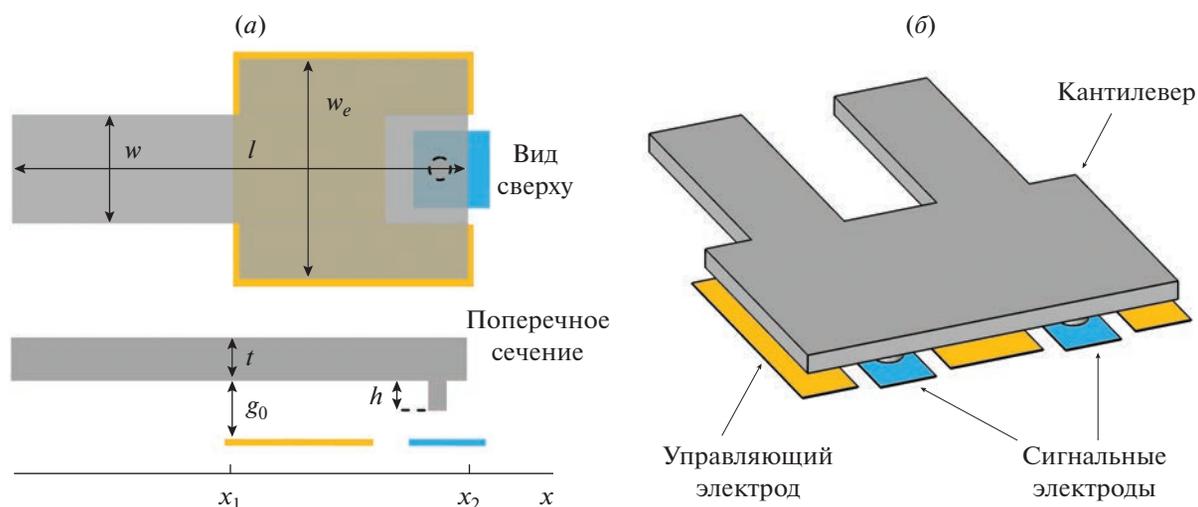


Рис. 1. МЭМС-переключатель на основе кантилевера: (а) вид сверху и поперечное сечение; (б) трехмерный вид сдвоенной конструкции.

нестабильности и быстрому росту контактного сопротивления [13].

Микроконтакты исследовались с помощью инденторов [14], сканирующих зондовых микроскопов [15] и самодельных установок [16]. Контактное сопротивление снижается с увеличением силы, но затем достигает насыщения. Низкое и стабильное значение реализуется, когда контактное усилие превышает 100 мкН. Эта величина считается необходимым порогом для обеспечения надежности переключателя [1]. Однако такая сила труднодостижима в МЭМС-переключателе классической конфигурации. Для решения проблемы кантилевер заменяется круглыми рамками [17], крабовидными конструкциями [18] и удлиненными мембранами [19]. Они развивают большое усилие благодаря увеличенным латеральным размерам в несколько сотен микрон. Но большой размер делает переключатель чувствительным к внутренним механическим напряжениям, поскольку даже малый их градиент значительно изменяет зазор между электродами. Кроме того, снижается скорость переключения, увеличивается паразитная емкость, и ухудшаются радиочастотные характеристики. Сложная форма электродов затрудняет интеграцию в копланарную линию передач.

Переключатель на основе кантилевера имеет ряд преимуществ. Простая конструкция позволяет реализовать как последовательную, так и шунтирующую конфигурацию. Небольшие размеры обеспечивают устойчивость к механическим напряжениям и короткое время переключения [20]. Однако устройства на основе кантилевера обычно развивают малое контактное усилие в несколько десятков микроныютонов [20, 21]. В настоящей работе впервые представлена методика оптими-

зации вертикальных размеров МЭМС-переключателя для увеличения силы прижима контактов. Были выбраны размеры, при которых ключ развивает необходимое контактное усилие. Изготовлены тестовые образцы с промежуточными размерами с целью отладки технологических процессов. Проведены их испытания в холодном режиме, выполнено сравнение рабочих характеристик с расчетными величинами. Выявлены проблемы, характерные для представленного ключа, и предложены методы их преодоления.

## 2. РАСЧЕТ РАБОЧИХ ХАРАКТЕРИСТИК

Переключатель схематично изображен на рис. 1а. Подвижным электродом служил алюминиевый кантилевер длиной  $l = 50$  мкм, шириной  $w = 10$  мкм в месте закрепления и  $w_e = 20$  мкм в области перекрытия с электродом управления. Управляющий электрод огибал коммутируемый с целью увеличения зоны действия электрического поля. Форма электродов была подобрана ранее и обеспечивала наибольшую силу прижима при заданной длине [22]. Кантилевер имел толщину  $t = 2$  мкм и оснащался контактным выступом высотой  $h = 0.5$  мкм. Воздушный зазор  $g_0$  между кантилевером и электродом управления составлял 1.5 мкм. Наряду с одиночным кантилевером, рассматривалась сдвоенная конструкция, показанная на рис. 1б. Сдвоенный кантилевер имел две закрепленные области и два контактных выступа, что делало его положение в замкнутом состоянии более стабильным.

Сила прижима рассчитывалась аналитически с помощью модели, в которой профиль кантилевера в нижнем положении аппроксимировался прямой линией. Справедливость такой аппроксима-

ции объяснялась малой величиной изгиба, поскольку  $g_0 - h \ll l$ . Электростатическая сила, действующая на кантилевер, рассчитывалась согласно выражению [23]:

$$F_{ES} = \frac{\epsilon_0 A V_G^2}{2g^2}, \quad (1)$$

где  $\epsilon_0$  – диэлектрическая постоянная,  $A = 430 \text{ мкм}^2$  – площадь перекрытия управляющего электрода и кантилевера,  $V_G$  – управляющее напряжение (gate voltage),  $g$  – средняя величина зазора между кантилевером и управляющим электродом в замкнутом состоянии.

Возвращающая сила представляла собой силу упругости и определялась выражением:

$$F_R = k(g_0 - h), \quad (2)$$

где  $k$  – коэффициент упругости кантилевера. С учетом положения управляющего электрода относительно закрепленного конца, выражение для коэффициента упругости имело вид [23]:

$$k = 2Ew \left( \frac{t}{l} \right)^3 \frac{1 - x_1/l}{3 - 4(x_1/l)^3 + (x_1/l)^4}, \quad (3)$$

где  $E = 70 \text{ ГПа}$  – модуль Юнга алюминия,  $x_1 = 25 \text{ мкм}$  и  $x_2 = 50 \text{ мкм}$  – координаты левого и правого края электрода, соответственно. Контактное усилие  $F_C$  определялось разницей электростатической и упругой сил:

$$F_C = F_{ES} - F_R. \quad (4)$$

Расчеты, полученные аналитическим методом, сопоставлялись с результатами моделирования методом конечных элементов (МКЭ). Рассматривалось замкнутое состояние переключателя. На свободном конце кантилевера задавалось смещение  $g_0 - h$ . Контактный выступ представлял собой цилиндр высотой  $h$  и радиусом  $1.5 \text{ мкм}$ , расположенный на продольной оси кантилевера. Центр выступа имел координату  $x = 47 \text{ мкм}$ . Нижнее основание цилиндра лежало в плоскости сигнального электрода.

Согласно расчетам, переключатель развивал силу прижима  $F_C = 10 \text{ мкН}$ , что являлось весьма малой величиной. При такой силе контактное сопротивление было велико и изменялось от цикла к циклу [24, 25]. Увеличение  $F_C$  за счет снижения  $F_R$  имело ограниченные возможности и повышало склонность к залипанию. Силу прижима можно было нарастить путем увеличения  $V_G$ , но с ростом напряжения возрастало энергопотребление и увеличивалась вероятность короткого замыкания. Увеличение  $A$  также было неприемлемо, поскольку терялись преимущества миниатюрного изделия. Таким образом, было решено увеличивать силу путем изменения вертикальных размеров  $h$ ,  $g_0$  и  $t$ .

Изменение размеров влияло на напряжение срабатывания  $V_{\text{pull-in}}$  и напряжение коллапса  $V_{\text{collapse}}$ . Напряжение срабатывания, при котором выступ кантилевера приходил в контакт с сигнальным электродом, задавалось выражением [23]:

$$V_{\text{pull-in}} = \sqrt{\frac{8k}{27\epsilon_0 A}} g_0^3. \quad (5)$$

Напряжение коллапса представляло собой напряжение, при котором кантилевер прогибался и касался управляющего электрода. При этом ключ выходил из строя вследствие короткого замыкания. Это напряжение рассчитывалось с помощью МКЭ.

Первым этапом подбиралась высота контактного выступа. Расчеты выполнялись для  $V_G = 90 \text{ В}$ . Сила прижима увеличивалась с уменьшением  $h$ , как показано на рис. 2а. Рост происходил вследствие увеличения электростатической силы, обусловленного сокращением зазора между управляющим электродом и кантилевером в замкнутом положении. Согласно аналитическим расчетам, уменьшение  $h$  с  $0.5$  до  $0.1 \text{ мкм}$  увеличивало  $F_C$  с  $10$  до  $50 \text{ мкН}$ . Моделирование предсказывало более сильный рост с  $10$  до  $89 \text{ мкН}$ , поскольку учитывался прогиб кантилевера. При  $h = 0.1 \text{ мкм}$  напряжение коллапса составляло около  $120 \text{ В}$  и приближалось к рабочей величине. Однако  $V_{\text{collapse}}$  увеличивалось с ростом высоты выступа. При  $h = 0.2 \text{ мкм}$  оно равнялось  $220 \text{ В}$  и значительно превышало  $V_G$ , тем самым обеспечивая безопасную работу переключателя. Таким образом, высота  $0.2 \text{ мкм}$  являлась оптимальной. Ей соответствовала сила прижима  $32 \text{ мкН}$  и возвращающая сила  $25 \text{ мкН}$ .

Высота контактного выступа зафиксирована и равна  $h = 0.2 \text{ мкм}$ . Следующим этапом строилась зависимость контактной и размыкающей силы от толщины кантилевера для разных значений зазора, показанная на рис. 2б. Для надежной работы переключателя должны выполняться соотношения  $F_C > 100 \text{ мкН}$  и  $F_C/F_R < 3$ . Первое условие необходимо для достижения малого контактного сопротивления, второе – для преодоления залипания. Они реализовывались при  $t = 3.6 \text{ мкм}$  и  $g_0 = 0.6 \text{ мкм}$ , отмеченных квадратным маркером на графике. Эти размеры значительно отличались от используемых авторами в изделиях других типов [24, 25], поэтому изготовление переключателя требовало отладки технологических процессов. В качестве пробных значений были выбраны  $t = 3 \text{ мкм}$  и  $g_0 = 1 \text{ мкм}$  (треугольный маркер на графике). При таких размерах контактная и возвращающая сила составляли  $50 \text{ мкН}$ , а напряжение срабатывания равнялось  $64 \text{ В}$ . Эти значения были справедливы как для одиночного, так и для двойного переключателя. Последний развивал  $50 \text{ мкН}$  на один контактный выступ, тогда как об-

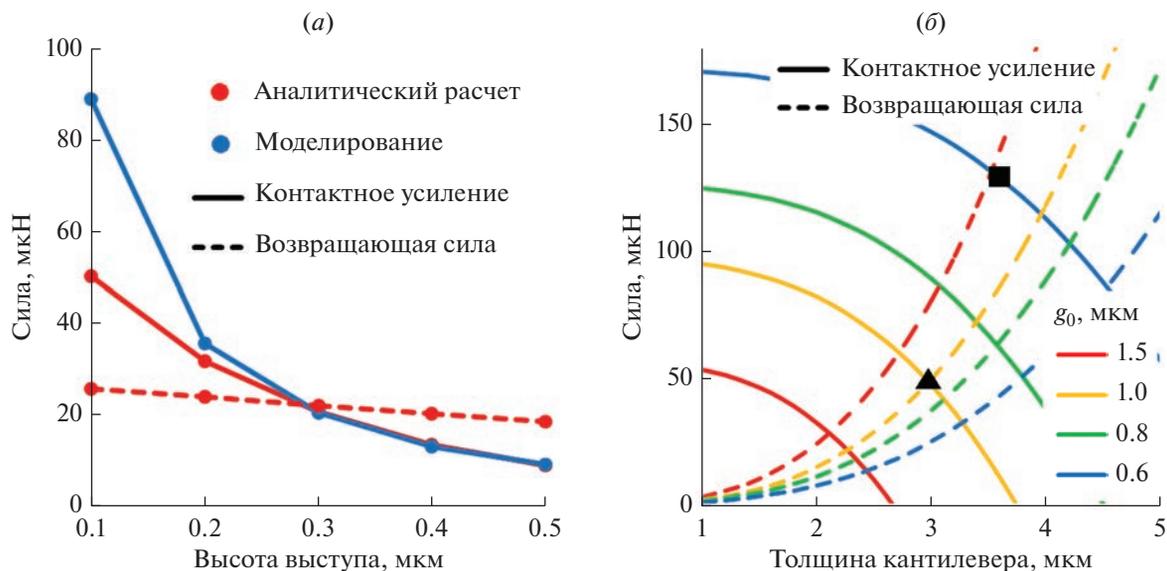


Рис. 2. Зависимость контактной и возвращающей силы от высоты контактного выступа (а) и толщины кантилевера при разных зазорах (б).

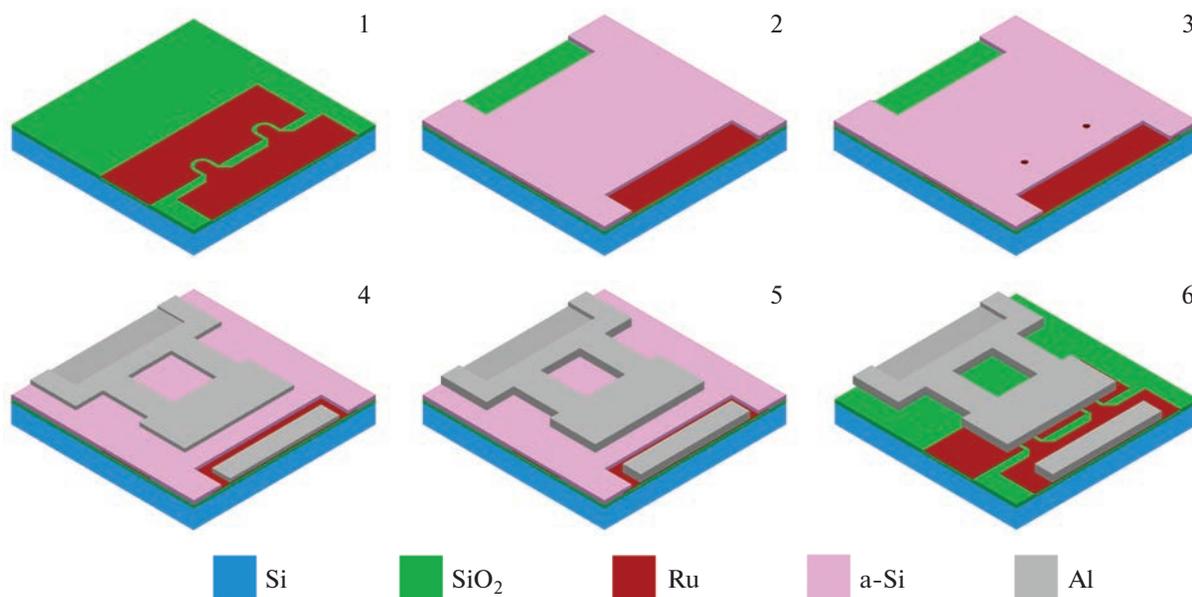


Рис. 3. Этапы изготовления переключателя.

щая сила составляла 100 мкН. Удвоение конструкции не изменяло  $V_{\text{pull-in}}$ , поскольку увеличение упругости кантилевера компенсировалось ростом площади перекрытия электродов.

### 3. МЕТОДИКА ИЗГОТОВЛЕНИЯ И ИСПЫТАНИЯ

Переключатель изготавливался на термически окисленной кремниевой пластине диамет-

ром 100 мм. Технология формирования резистивных ключей была разработана ранее и представлена в работе [26], поэтому здесь приводится лишь краткое ее описание. Основные этапы процедуры изготовления показаны на рис. 3. Первым этапом формировались управляющие и сигнальные электроды из рутения методом магнетронного распыления и взрывной фотолитографии. Далее наносился жертвенный слой аморфного кремния (a-Si) толщиной 1 мкм, в

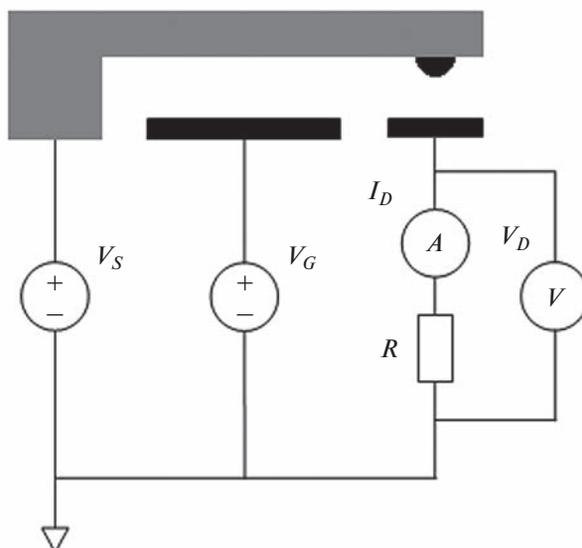


Рис. 4. Схема подключения приборов к образцу.

котором выполнялись отверстия для анкеров и сигнальных линий методом изотропного травления в плазме  $\text{SF}_6$  через маску фоторезиста (этап 2). После этого в жертвенном слое формировались ямки глубиной 0.2 мкм, которые заполнялись слоем Ru толщиной 0.1 мкм (этап 3). Затем наносился алюминий толщиной 1.5 мкм, из которого формировался первый слой кантилевера методом изотропного жидкостного травления (этап 4). Далее нанесение Al повторялось, и формировался второй слой. Двухстадийное изготовление кантилевера суммарной толщиной 3 мкм применялось с целью уменьшения бокового подтрав алюминия под маску фоторезиста. Расчетная величина подтрав составляла 1.5 мкм на сторону. Завершающим этапом являлось удаление a-Si из-под кантилевера методом плазменного травления.

Переключатели тестировались в стандартных лабораторных условиях без корпусирования. Был подготовлен измерительный стенд, включающий в себя микроскоп Mitutoyo FS70 с увеличенным рабочим расстоянием и контрольно-измерительные приборы, управляемые персональным компьютером. Приборы подключались к образцу с помощью зондового устройства согласно схеме, изображенной на рис. 4. Управляющее напряжение  $V_G$  подавалось от многофункционального модуля ввода/вывода National Instruments (NI) PXI-6221 и усиливалось в 20 раз с помощью специально изготовленного усилителя мощности класса АВ. Напряжение имело форму прямоугольных импульсов длительностью 60 мс, следующих друг за другом с интервалом 20 мс. Входное напряжение  $V_S =$

1.5 В подавалось от источника питания постоянного тока Agilent E3647A. Тестирование проводилось в режиме “холодного” переключения, в котором сначала происходил механический контакт, а затем подавался тестовый сигнал. Осциллограмма  $V_G$  и  $V_S$  представлена на рис. 5. Входное напряжение подавалось через 20 мс после подачи управляющего сигнала и отключалось за 20 мс до его выключения.

Выходное напряжение  $V_D$  измерялось модулем NI PCI-6221. Управляющий и выходной сигналы регистрировались осциллографом Keysight DSOX2024A. Коммутируемый ток  $I_D$  определялся нагрузочным резистором  $R = 4.7$  кОм и контактным сопротивлением, которое варьировалось в ходе теста. Поэтому  $I_D$  также варьировался и составлял около 0.3 мА. На каждом цикле коммутации рассчитывалось контактное сопротивление с использованием резистивного делителя. Управление приборами и первичная обработка данных выполнялась в автоматическом режиме с помощью программного обеспечения LabView.

#### 4. РЕЗУЛЬТАТЫ И ОБСУЖДЕНИЕ

Изготовленные переключатели показаны на рис. 6. Все элементы изделия были успешно сформированы, однако боковой подтрав алюминия в среднем составлял 2.5 мкм на сторону и превышал ожидаемую величину на 1 мкм. Причиной превышения являлась неравномерное распределение толщины алюминия по пластине, обусловленное конструкцией установки магнетронного распыления. Фотошаблоны были спро-

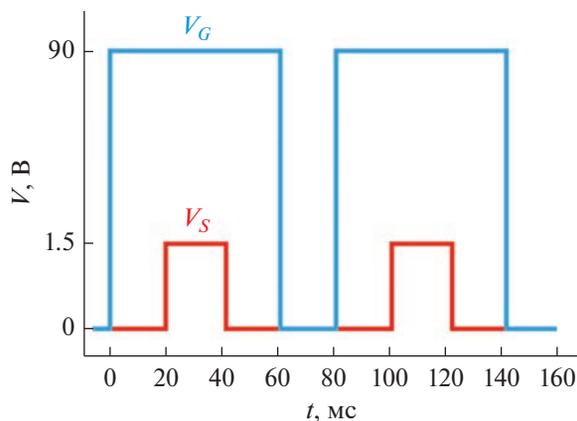


Рис. 5. Управляющее и входное напряжение.

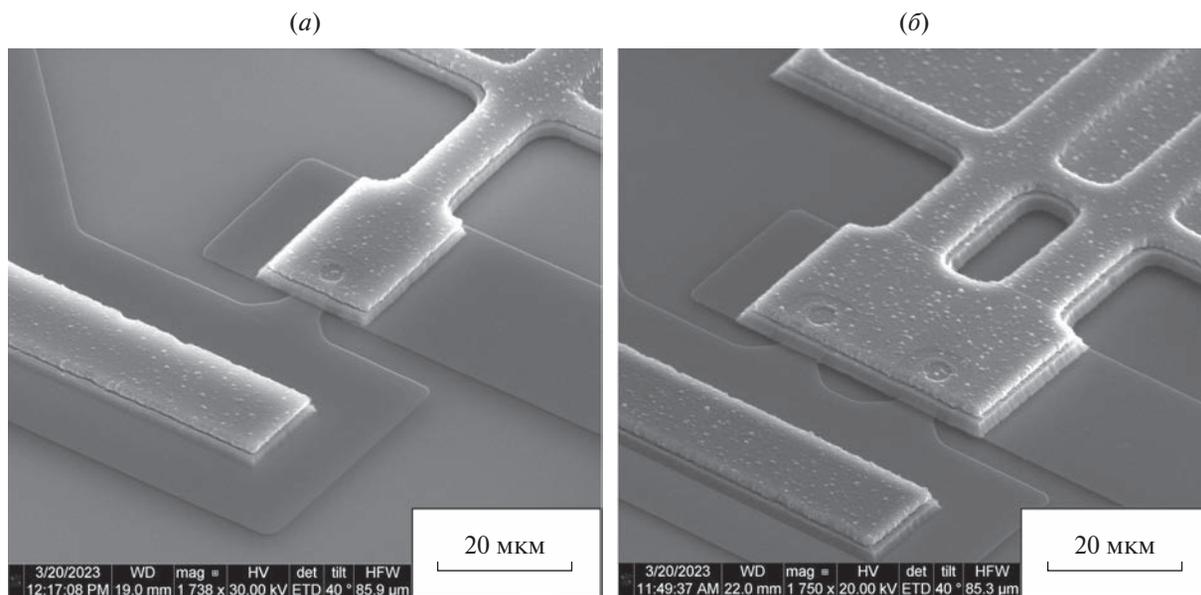


Рис. 6. СЭМ-изображения переключателей с одиночным (а) и двойным кантилевером (б).

ектированы с учетом возможного перетрава, поэтому латеральные размеры кантилевера были соблюдены с приемлемой точностью. Напряжение срабатывания составляло 29 В и было примерно вдвое ниже расчетного значения. Причиной расхождения являлось уменьшение  $g_0$  вследствие наклона кантилевера под действием внутренних механических напряжений. В месте крепления зазор составлял 1.0 мкм и уменьшался до 0.5 мкм по мере приближения к свободному концу. Расчетное значение  $V_{\text{pull-in}}$  при таком зазоре составляло 30 В. Наклон кантилевера приводил к уменьшению размыкающей силы, при этом повышалась вероятность залипания контактов.

С целью снятия напряжений часть образцов была подвергнута термическому отжигу перед

удалением жертвенного слоя. Отжиг проводился в вакууме при температуре 200°C в течение 1 ч. Зазор вблизи свободного конца у отожженных образцов составлял 0.7–0.9 мкм, а напряжение срабатывания в среднем равнялось 43 и 48 В для одиночного и двойного ключей, соответственно. Таким образом, отжиг частично снимал внутренние напряжения в слоях алюминия, приближая  $V_{\text{pull-in}}$  к целевой величине 64 В. Тем не менее, проблема изгиба кантилевера не была полностью решена. Расхождение экспериментальных значений с целевыми показателями было достаточно велико и составляло около 30%.

Напряжение срабатывания уменьшалось с ростом числа циклов коммутации, как показано на рис. 7. После 40 тыс. циклов  $V_{\text{pull-in}}$  неотожженных

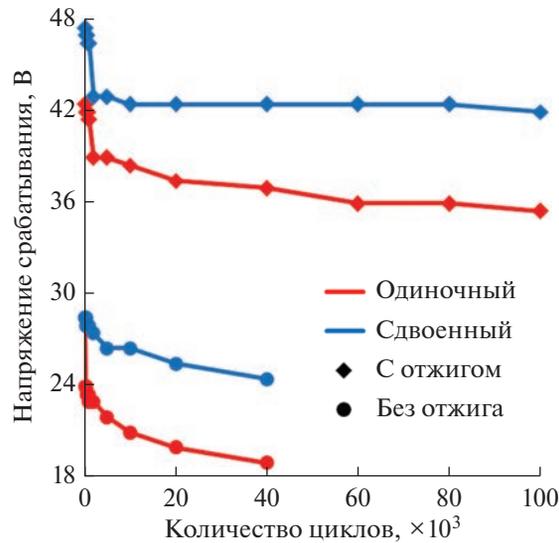


Рис. 7. Зависимость напряжения срабатывания от числа циклов коммутации.

образцов составляло 19 и 25 В для одиночного и сдвоенного кантилеверов, соответственно. Отожженные образцы также демонстрировали уменьшение  $V_{\text{pull-in}}$ . Напряжение снижалось до 36 и 42 В за 100 тысяч циклов, причем наиболее сильный спад происходил в первые 5000 циклов. Спад напряжения объяснялся пластической деформацией кантилевера, приводящей к сокращению воздушного зазора [27]. Согласно результатам моделирования, механические напряжения, возникающие при деформации кантилевера прямой формы, составляли 80 МПа. Эта величина превышала предел текучести алюминия, равный 22 МПа [28]. После определенного числа срабатываний кантилевер приобретал изогнутую форму. Вновь возникающие напряжения были не так велики, как в начале теста, поэтому спад  $V_{\text{pull-in}}$  замедлялся. Напряжения распределялись в кантилевере неравномерно, наибольшая величина была сосредоточена вблизи места закрепления. Изменение формы анкера позволит снизить механическое напряжение и предотвратить изменение рабочих характеристик [27]. Стоит отметить, что ключ с одиночным кантилевером, как правило, имел меньшее  $V_{\text{pull-in}}$  по сравнению со сдвоенным изделием. Это объяснялось скручиванием кантилевера вокруг продольной оси под действием внутренних напряжений.

Зависимость контактного сопротивления  $R_C$  от числа циклов коммутации представлена на рис. 8а. В начале теста  $R_C$  составляло 10–20 Ом и было в несколько раз ниже по сравнению с другими изделиями, изготовленными по схожей технологии [29]. Снижение сопротивления объяснялось увеличенной силой прижима. Тем не менее, за 100 тысяч циклов  $R_C$  возрастало до 700 и 300 Ом

для одиночного и сдвоенного переключателей, соответственно. Сдвоенный ключ обладал меньшим сопротивлением благодаря увеличенной площади контакта. Рост сопротивления объяснялся образованием фрикционных полимеров на поверхности рутения [30]. Другим следствием этого явления было нестабильное поведение  $R_C$  в ходе теста. Данные, представленные на рис. 8а, являлись усредненными по нескольким образцам каждого типа. Примеры зависимостей  $R_C$  от числа циклов для четырех переключателей показаны на рис. 8б. Поведение сопротивления варьировалось от образца к образцу. В целом, наблюдался рост  $R_C$ , однако некоторые ключи демонстрировали низкое сопротивление на протяжении всего теста. В частности, переключатель, отмеченный синим цветом, сохранял  $R_C$  на уровне 10–20 Ом на протяжении 100 тысяч циклов. Этот результат говорил о возможности достижения низкого сопротивления контакта Ru–Ru. Вероятной причиной различия в поведении образцов являлась контактная минимизация поверхностей в стандартных атмосферных условиях. В случае герметичного корпусирования ожидается снижение  $R_C$  до нескольких Ом и его стабилизация.

В ходе испытаний наблюдалось залипание переключателей обоих типов, несмотря на то, что расчетные значения контактной и размыкающей сил были равны, и условие  $F_C/F_R < 3$  должно было выполняться с запасом. Причиной залипания являлось уменьшение  $F_R$  по сравнению с расчетной величиной, о чем свидетельствовало пониженное напряжение срабатывания. Уменьшение возвращающей силы приводило к росту силы прижима, поэтому соотношение сил могло нарушиться. Сдвоенный переключатель был более устойчив к

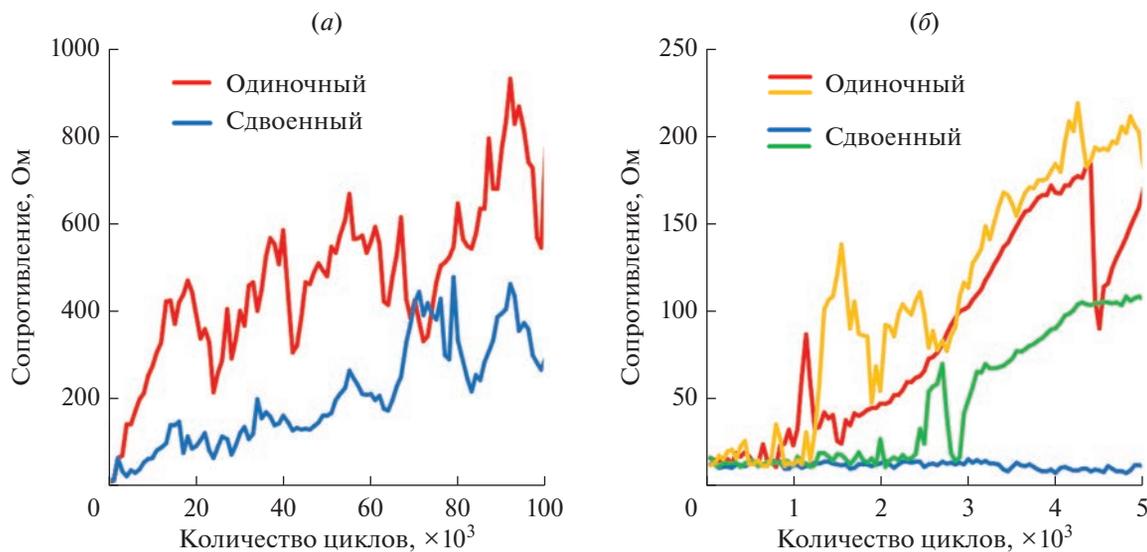


Рис. 8. Зависимость контактного сопротивления от числа циклов коммутации: (а) усредненные данные; (б) данные для четырех образцов.

залипанию по сравнению с одиночной версией. В совокупности с более низким сопротивлением, это обстоятельство делало сдвоенный вариант более предпочтительным.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В работе представлен МЭМС-переключатель электростатического типа на основе алюминиевого кантилевера длиной 50 мкм. Предложена методика оптимизации вертикальных размеров, позволяющая увеличить силу прижима контактов на порядок по сравнению с исходным изделием и достичь величины 100 мкН, необходимой для надежной работы контактов. Рост контактного усилия сопровождается увеличением возвращающей силы для противодействия залипанию. Оптимизация подразумевает сокращение высоты контактного выступа до 0.2 мкм и воздушного зазора до 0.6 мкм, а также увеличение толщины кантилевера до 3.6 мкм. С целью отладки техпроцессов изготовлены образцы с промежуточными размерами, рассчитанные на силу прижима 50 мкН. Кантилеверы подвержены изгибу под действием внутренних механических напряжений, который вдвое уменьшает напряжение срабатывания по сравнению с расчетным значением. Вакуумный термический отжиг образцов частично решает эту проблему. Кроме того,  $V_{\text{pull-in}}$  снижается в ходе работы изделия. За 40 тысяч переключений напряжение уменьшается с 29 В до 19 и 25 В для одиночного и сдвоенного кантилеверов соответственно. Отожженные образцы также демонстрируют снижение  $V_{\text{pull-in}}$ . Вероятной причиной этого эффекта являются относительно высокие механические

напряжения при деформации кантилевера, превышающие предел текучести алюминия. Сдвоенный ключ имеет преимущество перед одиночным изделием. Его рабочее напряжение находится ближе к расчетному значению, он менее подвержен залипанию и имеет меньшее контактное сопротивление. В дальнейшем планируется изготовление и испытание переключателей с силой прижима более 100 мкН.

## ФИНАНСИРОВАНИЕ

Работа выполнена в рамках Государственного задания ФТИАН им. К.А. Валиева РАН Минобрнауки РФ по теме № FFNN-2022-0017 с использованием оборудования Центра коллективного пользования “Диагностика микро- и наноструктур”.

## КОНФЛИКТ ИНТЕРЕСОВ

Авторы заявляют, что у них нет конфликта интересов.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Rebeiz G.M., Patel C.D., Han S.K., Ko C.-H., Ho K.M.J. The search for a reliable MEMS switch // IEEE Microw. Mag. 2013. V. 14. № 1. P. 57–67. <https://doi.org/10.1109/MMM.2012.2226540>
2. Shekhar S., Vinoy K.J., Ananthasuresh G.K. Low-voltage high reliability MEMS switch for millimeter wave 5G applications // J. Micromech Microeng. 2018. V. 28. № 7. P. 075012. <https://doi.org/10.1088/1361-6439/aaba3e>

3. Haider N., Caratelli D., Yarovoy A.G. Recent developments in reconfigurable and multiband antenna technology // *Int. J. Antennas Propag.* 2013. V. 2013. P. 869170.  
<https://doi.org/10.1155/2013/869170>
4. Daneshmand M., Mansour R.R. RF MEMS satellite switch matrices // *IEEE Microw. Mag.* 2011. V. 12. № 5. P. 92–109.  
<https://doi.org/10.1109/MMM.2011.941417>
5. Kurmendra, Kumar R. A review on RF micro-electro-mechanical-systems (MEMS) switch for radio frequency applications // *Microsyst. Technol.* 2021. V. 27. P. 2525–2542.  
<https://doi.org/10.1007/s00542-020-05025-y>
6. Petersen K.E. Dynamic micromechanics on silicon: Techniques and devices // *IEEE Transactions on electron devices.* 1978. V. 25. № 10. P. 1241–1250.  
<https://doi.org/10.1109/T-ED.1978.19259>
7. Dey S., Koul S.K., Poddar A.K., Rohde U.L. Ku to V-band 4-bit MEMS phase shifter bank using high isolation SP4T switches and DMTL structures // *J. Micro-mech. Microeng.* 2017. V. 27. P. 105010.  
<https://doi.org/10.1088/1361-6439/aa8071>
8. Park J.-H., Lee S., Kim J.-M., Kim H.-T., Kwon Y., Kim Y.-K. Reconfigurable millimeter-wave filters using CPW-based periodic structures with novel multiple-contact MEMS switches // *J. Microelectromech. Syst.* 2005. V. 14. P. 456–463.  
<https://doi.org/10.1109/JMEMS.2005.844849>
9. Li M., Zhang Y., Zhao Y., Xue P., Wu Q. Design and fabrication of a 4-bit RF MEMS attenuator with a high attenuation accuracy // *Analog Integr. Circ. Sig. Process.* 2020. V. 102. P. 617–624.  
<https://doi.org/10.1007/s10470-020-01608-x>
10. Heredia J., Ribó M., Pradell L., Wipf S.T., Göritz A., Wietstruck M., Wipf C., Kaynak M. A 125–143-GHz frequency-reconfigurable BiCMOS compact LNA using a single RF-MEMS switch // *IEEE Microw. Compon. Lett.* 2019. V. 29. P. 339–341.  
<https://doi.org/10.1109/LMWC.2019.2906595>
11. Saleem M.M., Nawaz H. A systematic review of reliability issues in RF-MEMS switches // *Micro Nanosyst.* 2019. V. 11. P. 11–33.  
<https://doi.org/10.2174/1876402911666190204113856>
12. Huang Y., Vasan A.S.S., Doraiswami R., Osterman M., Pecht M. MEMS reliability review // *IEEE Trans. Device Mater. Rel.* 2012. V. 12. P. 482–493.  
<https://doi.org/10.1109/TDMR.2012.2191291>
13. Basu A., Adams G.G., McGruer N.E. A review of micro-contact physics, materials, and failure mechanisms in direct-contact RF MEMS switches // *J. Micromech. Microeng.* 2016. V. 26. P. 104004.  
<https://doi.org/10.1088/0960-1317/26/10/104004>
14. Ma Q., Tran Q., Chou T.-K.A., Heck J., Bar H., Kant R., Rao V. RF Metal contact reliability of RF MEMS switches // *Proc. SPIE.* 2007. V. 6463. P. 646305.  
<https://doi.org/10.1117/12.702177>
15. Chen L., Guo Z.J., Joshi N., Eid H., Adams G.G., McGruer N.E. An improved SPM-based contact tester for the study of microcontacts // *J. Micromech. Microeng.* 2012. V. 22. P. 045017.  
<https://doi.org/10.1088/0960-1317/22/4/045017>
16. Coutu R.A., Tomer D. Micro-contacts testing using a micro-force sensor compatible with biological systems // *Int. J. Biosens. Bioelectron.* 2017. V. 3. P. 00052.  
<https://doi.org/10.15406/ijbsbe.2017.03.00052>
17. Blondy P., Pothier A., Stefanini R., Gauvin J., Passerieux D., Vendier O., Courtade F. Development of an all-metal large contact force reliable RF-MEMS relay for space applications // In *Proceedings of the 42nd European Microwave Conference, Amsterdam, Netherlands, 29 October–1 November. 2012.*  
<https://doi.org/10.23919/EuMC.2012.6459332>
18. Patel C.D., Rebeiz G.M. A high-reliability high-linearity high-power RF MEMS metal-contact switch for DC-40-GHz applications // *IEEE Trans. Microw. Theory Techn.* 2012. V. 60. P. 3096–3112.  
<https://doi.org/10.1109/TMTT.2012.2211888>
19. Sedaghat-Pisheh H., Rebeiz G.M. Variable spring constant, high contact force RF MEMS switch // In *Proceedings of the 2010 IEEE MTT-S International Microwave Symposium, Anaheim, CA, USA, 23–28 May 2010.*  
<https://doi.org/10.1109/MWSYM.2010.5517083>
20. Stefanini R., Chatras M., Blondy P., Rebeiz G.M. Miniature MEMS switches for RF applications // *J. Microelectromech. Syst.* 2011. V. 20. P. 1324–1335.  
<https://doi.org/10.1109/JMEMS.2011.2170822>
21. Liu B., Lv Z., He X., Liu M., Hao Y., Li Z. Improving performance of the metal-to-metal contact RF MEMS switch with a Pt-Au microspring contact design // *J. Micromech. Microeng.* 2011. V. 21. P. 065038.  
<https://doi.org/10.1088/0960-1317/21/6/065038>
22. Belozherov I.A., Uvarov I.V. Performance optimization of the cantilever-based MEMS switch // *St. Petersburg State Polytechnical University J. Physics and Mathematics.* 2022. V. 15. № 3.2. P. 140–144.  
<https://doi.org/10.18721/JPM.153.226>
23. Rebeiz G.M. RF MEMS: theory, design, and technology. John Wiley & Sons, 2004.
24. Uvarov I.V., Kupriyanov A.N. Investigation of Characteristics of Electrostatically Actuated MEMS Switch with an Active Contact Breaking Mechanism // *Russ. Microelectron.* 2018. V. 47. № 5. P. 307–316.  
<https://doi.org/10.1134/S1063739718050086>
25. Uvarov I.V., Kupriyanov A.N. Stiction-protected MEMS switch with low actuation voltage // *Microsystem Technologies.* 2019. V. 25. № 8. P. 3243–3251.  
<https://doi.org/10.1007/s00542-018-4188-4>
26. Uvarov I.V., Marukhin N.V., Naumov V.V. Contact resistance and lifecycle of a single- and multiple-contact MEMS switch // *Microsyst. Technol.* 2019. V. 25. P. 4135–4141.  
<https://doi.org/10.1007/s00542-018-4279-2>

27. *Do C., Lishchynska M., Delane K., Fitzgerald P., Goggin R., Hill M.* Model-based analysis of switch degradation effects during lifetime testing // 2012 IEEE 25th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS). 2012. P. 460–463.  
<https://doi.org/10.1109/MEMSYS.2012.6170169>
28. *Бабичев А.П.* Физические величины: справочник // А.П. Бабичев, Н.А. Бабушкина, А.М. Братковский и др., Под ред. Григорьева И.С., Мейлихова Е.З. // М.: Энергоатомиздат. 1991.
29. *Uvarov I.V., Naumov V.V., Kupriyanov A.N., Izumov M.O., Amirov I.I.* A seesaw-type MEMS switch with Pt and Ru contacts // St. Petersburg State Polytechnical University J. Physics and Mathematics. 2022. V. 15. № 3.3. P. 335–339.  
<https://doi.org/10.18721/JPM.153.366>
30. *Czaplewski D.A., Nordquist C.D., Dyck C.W., Patrizi G.A., Kraus G.M., Cowan W.D.* Lifetime limitations of ohmic, contacting RF MEMS switches with Au, Pt and Ir contact materials due to accumulation of ‘friction polymer’ on the contacts // J. Micromech. and Microengin. 2012. V. 22. № 10. P. 105005.  
<https://doi.org/10.1088/0960-1317/22/10/105005>