

Tastschalter in Bulk-Mikromechanik

Von der Fakultät Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik der
Universität Stuttgart zur Erlangung der Würde eines Doktors der
Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.) genehmigte Abhandlung

Vorgelegt von

Kai Hiltmann

aus Sindelfingen

Hauptberichter: Prof. Dr. H. Sandmaier

Mitberichter: Prof. Dr. R. Zengerle

Tag der mündlichen Prüfung: 16. Juni 2008

Institut für Zeitmesstechnik, Fein- und Mikrotechnik der Universität Stuttgart

2008

Inhalt

Abkürzungen und Formelzeichen	5
Abstract	8
English Summary	9
Einleitung	19
Ziel der Entwicklung	19
1 Stand der Schaltertechnik	21
1.1 Feinwerktechnische Signalschalter	21
1.1.1 Allgemeines, Mechanik	21
1.1.2 Kontaktphysik	28
1.1.3 Kontaktwerkstoffe	41
1.2 Mikrotechnische Schalter	44
1.2.1 Stand der Entwicklung	44
1.2.2 Kontaktphysik in der Mikrotechnik	47
1.2.3 Kontaktwerkstoffe in der Mikrotechnik	48
2 Grundlagenuntersuchungen	50
2.1 Bestimmung der erforderlichen Schaltweite	50
2.1.1 Zusammenfassung	50
2.1.2 Problembeschreibung	50
2.1.3 Messaufbau	50
2.1.4 Messvorrichtung	51
2.1.5 Art und Behandlung der Bauteile	52
2.1.6 Messprogramm	55
2.1.7 Auswertung	55
2.1.8 Kontakterosion	57
2.1.9 Ergebnisse und Diskussion	63
2.2 Auswahl der Kontaktmetallisierung	65
2.2.1 Zusammenfassung	65
2.2.2 Problematik	65
2.2.3 Sputtern und Strukturierung von Metallschichten	67
2.2.4 Haftschicht und Diffusionssperre	69
2.2.5 Feingold	74
2.2.6 Optimierung der Kontaktmetallisierung	75
2.3 Belastbarkeit von Membranen	79
2.3.1 Zusammenfassung	79
2.3.2 Problematik	79
2.3.3 Theorie	80
2.3.4 Experiment	82
2.3.5 Weibull-Auswertung	83
2.3.6 Ergebnisse	84
2.4 Durchkontaktierungen	87
2.4.1 Zusammenfassung	87
2.4.2 Problematik	87
2.4.3 Stand der Technik	88
2.4.4 Experiment	95
2.5 Laserunterstütztes "kaltes" Waferbonden	108

3	Mikrotechnischer Schalter: Prototyp	111
3.1	Zusammenfassung	111
3.2	Ätzen von Silizium	111
3.3	Layout	112
3.4	Herstellung	114
3.4.1	Prozess	114
3.4.2	Trennprozess	115
3.4.3	Diffusionsprobleme	118
3.5	Messtechnik und Ergebnisse	123
3.5.1	Messaufbauten	123
3.5.2	Testergebnisse	125
3.6	Abschätzung des Kontaktabbrandes	128
3.7	Betätigung des Schalterchips	129
3.7.1	Anforderungen und Wünsche	129
3.7.2	Einfache Realisierungen	129
4	Optimierter mikrotechnischer Schalter	134
4.1	Zusammenfassung	134
4.2	Aufbau	134
4.3	Herstellungsprozess	135
4.3.1	Plane Membran	135
4.3.2	Strukturierte Membran	136
4.4	Layout	137
4.4.1	Membrangröße	137
4.4.2	Layout planarer Schalter	138
4.4.3	Layout Schalter mit Membranrahmen	139
4.5	Gehäusetechnik	139
4.6	Testergebnisse	141
4.7	Diskussion	146
5	Zusammenfassung, Ausblick	148
6	Literatur	149
7	Anhang	160
7.1	Übertemperatur der Kontaktenge	160
7.2	Phasendiagramme ausgewählter Metallsysteme	161
7.3	Feingold, Widerstandsmessung	165
7.4	Glas "TG5"	168
	Lebenslauf	169
	Danksagung	170

Abkürzungen und Formelzeichen

Symbol	Bedeutung	Einheit, Bemerkung
A	Fläche	m ²
a	Maskenöffnung	m siehe Bild 72
a_L	Eintritts-Durchmesser einer Laserbohrung	m siehe Bild 99
α_T	thermischer Dehnungskoeffizient	1/K
Ag	Silber	
Au	Gold	
b	Weibullscher Formparameter	1 siehe Gl. (17)
b_B	Breite des Bossfußes	m siehe Bild 72
b_L	Austritts-Durchmesser einer Laserbohrung	m siehe Bild 99
c	Bossbreite (Maskenmaß)	m siehe Bild 72
C	Kapazität eines Kondensators	F
c_p	Wärmekapazität	J/(kg K)
CMP	chemisch-mechanisches Polieren	
Co	Kobalt	
Cr	Chrom	
Cu	Kupfer	
CVD	Chemical Vapour Deposition (chemische Abscheidung aus der Gasphase)	
d	Abstand, Durchmesser, halbe Membrankantenlänge	m siehe Bild 72
d_i	Innen-Durchmesser	m
d_L	Durchmesser des geschädigten Substratbereichs um eine Laserbohrung	m
D	Belastungsterm	N · m siehe Gl. (6)
e	eulersche Zahl	2,71828...
E	Elastizitäts- (Young'scher) Modul	Pa
ε	mechanische Dehnung	1
ε_0	elektrische Feldkonstante	$8,854 \cdot 10^{-12}$ F/m
ε_M	Dehnung der Mittelebene einer Platte	1 siehe Gl. (8)
F	Kraft	N
F_M	Längskraft, bezogen auf Plattenbreite	N/m siehe Gl. (7)

H	Ausfallwahrscheinlichkeit	1	siehe Gl. (17)
Hg	Quecksilber		
I	elektrischer Strom	A	
I_{min}	Lichtbogengrenzstrom	A	
I_y	Trägheitsmoment um die y-Achse	m ⁴	siehe Gl. (31)
k	Membrankantenlänge (Maskenmaß)	m	siehe Bild 72
k_K	Kontaktöffnungsweite, Schaltweite	m	
l	Länge eines Balkens	m	siehe Gl. (31)
L	normierte Plattengröße	1	siehe Gl. (6)
L_W	Wiedemann-Franz'sche Zahl (Lorenz-Konstante)	$2,4 \cdot 10^{-8} \text{ V}^2/\text{K}^2$	
Mo	Molybdän		
ν	Querkontraktionszahl	1	
N_2	gasförmiger Stickstoff		
Ni	Nickel		
p	Druck	Pa	
Pd	Palladium		
Pt	Platin		
q	Kraft pro Längeneinheit	N/m	siehe Gl. (31)
R	Widerstand	Ω	
R_E	Engewiderstand	Ω	
ρ	Dichte	kg/m ³	
Re	Rhenium		
REM	Raster-Elektronenmikroskop		
Rh	Rhodium		
Ru	Ruthenium		
s	Weg, geometrische Auslenkung	m	
σ	mechanische Spannung	Pa	
σ_B	Biegespannung	Pa	siehe Gl. (10)
σ_{Br}	Festigkeit	Pa	siehe Gl. (13)
σ_K	Kerbspannung	Pa	
σ_M	Membranspannung	Pa	siehe Gl. (12)
σ_N	nominelle Spannung	Pa	

Si	Silizium		
t_E	Ätztiefe	m	siehe Bild 72
t_M	Membrandicke	m	siehe Bild 72
t_W	Wafertdicke	m	siehe Bild 72
t	Zeit	s	
t	verallgemeinerte Zeit, Belastung nach Weibull	1	siehe Gl. (17)
t_0	Mindestbelastung nach Weibull	1	siehe Gl. (17)
t_{10}	charakteristische Belastung, bei der 10 % der Proben versagen	1	siehe Gl. (17)
T	absolute Temperatur	K	
T	charakteristische Belastung nach Weibull	1	siehe Gl. (17)
T_m	Schmelztemperatur	K	
T_b	Siedetemperatur	K	
T_{rek}	Rekristallisationstemperatur	K	
$\Delta T_{\bar{U}}$	Übertemperatur	K	
Ti	Titan		
u	Auslenkungsterm	1	siehe Gl. (6)
U	elektrische Spannung	V	
U_0	Quellenspannung	V	
U_B	Durchschlagspannung	V	
U_K	Spannung über einem Kontakt	V	
U_{min}	Lichtbogengrenzspannung	V	
v	Geschwindigkeit	m/s	
W	Wolfram		
w, x, y, z	kartesische Koordinaten	m	
X	normierte Koordinate	1	siehe Gl. (6)
z_{10}	charakteristische Auslenkung, bei der 10 % der Proben versagen	1	siehe Gl. (17)
z_L	Tiefe einer Laserbohrung	m	siehe Bild 99

Abstract

Diese Arbeit beinhaltet die Entwicklung eines elektrischen Tastschalters in Silizium-Mikromechanik für *Signallasten*, d.h. Spannungen bis 12 V und Ströme bis 10 mA. Dieser Schalter soll herkömmliche feinerwerktechnisch gefertigte Taster zu geringeren Produktionskosten ersetzen. Zur Realisierung eines kostenminimierten mikrotechnischen Elements wurden zunächst Untersuchungen hinsichtlich der minimalen physischen Dimensionen durchgeführt und erforderliche Kontaktöffnungsweite sowie Membranabmessungen bestimmt.

Als geeignetes Schichtsystem für die Kontaktmetallisierung wurde AuCo_{0,5} auf TiW-Haftsicht und SiO₂ als Diffusionssperre gefunden. Die Dicke der Metallisierung sollte wegen Kontaktabbrand und Feinwanderung zur Erzielung ausreichender Lebensdauer und Stabilität des Schaltpunkts um 1 µm betragen.

Ein Prozess zur dichten vertikalen metallischen Durchkontaktierung von Glaswafern wurde entwickelt sowie ein schreibendes Verfahren zum thermisch wenig belastenden Verbinden von metallisierten Glas- und Siliziumscheiben mittels Laserschweißen.

Das Ergebnis der Entwicklung sind zwei Versionen eines Membranschalters in Silizium-Glas-Technik mit einem Kontaktwiderstand um 1 Ω, Lebensdauer im Millionenbereich und Herstellungskosten unter denen eines vergleichbaren konventionellen Schaltelements.

English Summary

Short Abstract

We are reporting here on the development of a micro machined push-button switch for signal loads, i.e. voltages up to 12 V and currents up to 10 mA. This switch is to replace conventional devices in precision mechanics technology at lower production cost.

Realisation of the micro switch at minimized cost required investigating and determining the minimum possible physical dimensions of key structures like the necessary contact opening distance and size of the switch membrane.

As a suitable system for the contact metallisation, we found AuCo_{0.5} on a TiW adhesive layer and SiO₂ as a diffusion barrier against silicon. Due to contact erosion and material transfer, the metallisation thickness should lie at about 1 μm in order to achieve long lifetime together with sufficient stability of the switching point.

We have developed a process for tight electrical feedthroughs through glass wafers with metallic vias and also a writing laser-welding method to bond together metallised glass and silicon wafers at low thermal strain.

The result of the development have been two versions of a membrane switch in glass-silicon technology with a contact resistance about 1 Ω, lifetime in the million range, and production cost below those of a comparable conventional switching device.

Introduction

Push-button or normally-open micro switches for signal loads, i.e. up to 12 V or 10 mA, are widely applied for data entry or for position detection of movable machine parts, for instance. The devices are manufactured as single elements or as arrays; they use to consist of discrete conductors and springs which are kept together by a thermoplastic body. Switches of this kind use a mature technology, are well established on the market, and can be produced world-wide at low cost.

Still, they suffer from two characteristic drawbacks: Bending of metal springs strongly depends on the pretreatment of the employed sheet metal due to differing back-spring behaviour. These technological tolerances together with geometrical and assembly deviations lead to uncertainties of some 100 μm in the switching position which may be too inexact for position detection. Another drawback lies in the reliability of the switching function. A single switch represents only little value and can easily be replaced, nevertheless it is often part of a larger assembly the repair of which can be very costly. Due to this secondary functionality, vehicle manufacturers and others require increased time to failure corresponding to lifetimes of several million cycles. Contaminant particles or layers on the contacts coming from the manufacturing process or outgassing residues from structural polymers can impede this safety.

We have therefore developed a new and different switch in silicon bulk micro machining technology which still features the required function – a normally open contact – but solves the problems mentioned: The device is a membrane switch with a contact chamber tightly sealed against dust, liquids, and – to some extent – vapours. The very high manufacturing accuracy of silicon micro machining permits the switching position to be defined in the micrometer range and results in extremely pure switching contacts that can achieve lifetimes of the order of 10 million.

An optimized and simplified manufacturing process has yielded production cost below those of a conventional switching element.

Along with the development of the switch, we have examined the contact physics for micrometer-ranged distances, developed a suitable contact metallisation – AuCo_{0.5} on TiW adhesive layer was chosen –, examined the stability of silicon membranes for minimal device dimensions, and developed tight electrical feedthroughs into the closed switching cavity. Finally, a new method to bond silicon on glass plates by laser welding has been developed.

State of the Art¹

The outer dimensions and characteristic values of miniature switches are standardized in DIN 41635 and 41636; besides these, numerous kinds of non-standard push-button switches can be found on the market. In spite of the vast variance in device types, there is a basic functionality which a new micro machined variant must fulfill as well:

Electrical:

- Carrying the current
- Carrying the voltage
- Opening and closing the circuit
- Electrical connection to ambient

Mechanical:

- Holding the contact
- Moving the contact
- Snap action
- Closing the switching chamber
- Mechanical connection to ambient

Thermal:

- Limitation of dissipated power
- Conduction of dissipated power

Reed contacts rely on a well-established technology; the problem they have in common with micro machined switch is first of all the low contact force. It is solved in the following ways:

- High precision of manufacture and precise alignment of contacts
- Chemically reducing contact atmosphere which suppresses the formation of insulating oxide layers
- High cleanliness at manufacture, avoiding particles and deposition of films on the contacts
- Special contact metallisation which does not tend towards welding or oxidizing

Under these conditions, reed contacts switch voltages from 10 to 10 kV, currents up to 3 A, and power up to 100 VA.

Contact materials – from conventional switch technology, pure gold or an alloy with little nickel or cobalt is recommended. Schimkat [29] and Hosaka [175 and 176] have examined several metallisation schemes regarding the required forces to make and break contact. According to their results, gold demands the least forces on make and yields the lowest resistance; however, cold welding easily occurs and leads to increased force to break the contact.

Micro machined switches – First switches were presented as early as 1972 by Frobenius [64]; since that time, continuous work has been done, mainly on RF relays, little on passive switches [65 – 169]. Where DC contacts were used, the main problems reported were the following:

- Intrinsic stresses in the deposited metals → a drawback especially of electroplated structures
- Contact sticking in case of gold contacts → pure gold has been replaced by gold alloys or covered with harder metal as rhodium
- Large scatter of actuation forces required to deflect a membrane or a beam to a given position
- Technical realisation of snap action, i.e. switching hysteresis
- Erosion of the contact metallisation

Basic Investigations: Required Contact Travel²

A key dimension of a switch is the contact travel needed to open and close the device. We measured this distance moving a planar micro machined contact in normal direction against a clamped counter contact. Since the contact distance at which closure would occur was unknown, the apparatus was constructed as a solid steel setup which would sustain high electrostatic forces: Solid bending springs as a parallel

¹see chapter 1

²see chapter 2.1

guidance carried a block with the movable contact; it was deflected by a piezo stack actuator with position control and a resolution of 50 nm.

The zero distance was determined at low voltage of 1 mV. After voltage was connected to the contacts via a series resistor defining the desired maximum current, the movable contact was pushed towards its counterpart until the circuit was closed. The direction of movement was then reversed until the circuit opened and so forth, constantly recording travel, voltage, and current.

For $U = 12\text{ V}$ and $I = 10 \dots 50\text{ mA}$, the distance at which closure occurs was measured as less than $1\text{ }\mu\text{m}$ and below $2\text{ }\mu\text{m}$ on opening.

The required contact spacing clearly increases with higher voltages in accordance with Slade's theory of a breakthrough mechanism based on field emission, fig. [18](#).

Contact Metallisation³

Switches for signal loads are not able to penetrate thin contamination layers by fritting and strongly rely on clean contact surfaces. The usual contact metallisation is therefore pure gold or a gold-rich alloy. Drawbacks of gold are its low hardness, resulting in mechanical creep, and its tendency to cold welding or contact sticking.

Alternatives are higher alloys with greater hardness, silver, or platinum group metals.

We have therefore tried three different metallisations: AuCo0.5, Pd, and Rh. Silver and its alloys could not be tested due to technological limitations. The best results were achieved with AuCo0.5: The material could both be deposited in high quality by local electroplating or sputtering and yielded low and stable contact resistance. The deposition process for Pd and Rh proved to be less reliable and contact resistances were higher in proportion to the respective resistivities.

Since noble metals do not adhere well to oxide surfaces, a suitable underlying adhesion layer had also to be found. After a literature study we chose Ti30W70 as the adhesion layer which has been successfully employed.

Membrane Strength⁴

The switch membrane is the only deflectable element, carrying the movable contact. It has to deflect at least by the contact travel required to securely make and break the circuit, i.e. $2\text{ }\mu\text{m}$ plus excess charge, summing up to $3 \dots 5\text{ }\mu\text{m}$.

Silicon is a strong and nearly ideally elastic, though brittle, material. It is produced at highest purity and in well-defined crystal orientation and its elastic parameters are well known. The load-deflection behaviour of a silicon structure can therefore be calculated in a straight-forward way.

Nevertheless, the maximum load a structure can take is limited by fracture originating from local notches. These in turn may be "macroscopic" concave edges in the device geometry or may be microscopic indents introduced by the manufacturing process, unknown in detail to the designer. The maximum structure load will therefore depend on the chosen technology.

The device developed here must be designed with the very least possible structural dimensions for cost reasons, which is why these minimum values had to be found experimentally for the chosen method of manufacturing.

³see chapter 1.1.3 and 2.2

⁴see chapter 2.3

We have etched a series of 300 square silicon membranes of various sizes with and without central bosses and subjected them to air pressure acting either on the etched surface or on the flat opposite side.

Deviations in the achieved thickness of the etched membranes lead to considerable scatter in the measured elongations on break – as would be expected from the strong influence of the membrane thickness – and the data were processed by Weibull analysis. In contrast to the analytical calculation valid for small deflections, membranes as small as $600 \times 600 \mu\text{m}^2$ already produced a nearly linear function between obtainable elongation and membrane size.

Comparison between experiment and a finite element calculation confirmed the guiding value of 300 MPa of maximal bearable nominal tension in silicon.

Electric Feed-Throughs⁵

The switch to be developed was required to feature a tightly sealed switching cavity to prevent gases, vapours, and dust from entering and building up insulating films on the contact surfaces.

A scan of literature yielded several principles of feed-throughs both in the plane of a wafer and in perpendicular direction. For different technical or economical reasons, however, they could not be employed in this project.

We have therefore tried various kinds of planar and vertical feed-throughs. The planar approaches all failed since the deposition of geometrically defined conductor paths would always leave residual gaps on the micron or sub-micron scale; on the other hand, depositing a continuous layer on an etched surface and a subsequent polishing step could not cope with the difference in hardness of the hard substrate and the soft metal filling.

Vertical feedthroughs had to meet the challenges of boring the substrate glass in a sufficiently dense pattern, filling these bores, and still permitting the process of anodic bonding as the most suitable method of joining the wafers, besides economic aspects.

We have evaluated several variants of laser boring. The main obstacle in all cases was the low absorption of the laser radiation, even with a CO_2 laser. This would lead to heating of the glass material below the surface, thermal expansion, and cracking of the surrounding material. The best results were obtained with a glass "TG5" made by [Ilmenau](#) Technical University which had been optimized for Nd:YAG machining. In this glass, we have successfully produced bores $\varnothing 70 \mu\text{m}$ with a few hundred microns distance.

For filling, only cleanroom-compatible materials could be taken into account. After unsatisfying experiments with sputtering, we electroplated pure copper. The start metallisation was an underlying wafer coated with a thin gold film without adhesion promoter; after filling, the substrate plate was ground even.

Anodic bonding is a joining process in which the two surfaces are brought into close contact by means of a strong electric field. This can be disturbed if electrical shortcuts exist. Still, as long as no filled vias are in contact with the silicon partner wafer, anodic bonding is generally possible and has successfully been performed. The tempering process though, which is required to strengthen the bond, caused considerable stress in the copper plugs, and at first lead to cracks in the substrate. We have been able to solve this problem by a pre-tempering step at a lower temperature of $180 \text{ }^\circ\text{C}$ after filling, during which this stress is relieved by Herring-Nabarro creep and sufficiently reduced.

⁵see chapter 2.4

Laser-Assisted “Cold” Wafer Bonding⁶

Micro machined thin-film contacts consisting of different materials with low thickness generally constitute thermodynamically unstable systems with the particular layers tending to immingle in each other. At elevated temperatures, system lifetimes can therefore be drastically reduced. This is why we have sought to develop a way to bond a silicon and a glass wafer without having to heat the contact system.

The basic approach to this end was metallising both wafers and welding the metal films by laser. An earlier trial using Au on Cr films had failed since welding requires high temperatures and chromium is not sufficiently stable as an adhesion layer; it therefore detached from the surface on heating and the gold would form small droplets which would not adhere to the oxidised silicon or glass surface.

With the TiW+Au system employed here, though, strong bonds ($50 \text{ MPa} \pm 20 \text{ MPa}$) were readily achieved. As an alternative, pure aluminum on glass and on silicon were tested as well as TiW+Au on the glass versus pure gold on silicon. In these two cases, gold resp. aluminum alloying with silicon was observed with slightly lower bond strength: $33 \text{ MPa} \pm 17 \text{ MPa}$ (Al) and $45 \text{ MPa} \pm 15 \text{ MPa}$ (Au).

Nevertheless, the developed switch process does not make use of this procedure since (i) laser bonding is not a standard process available at commercial fabrication lines; (ii) for small device dimensions, a large number of welding lines is required and increases cost, and (iii) the system TiW+Au on oxidised silicon proved to be stable enough to survive a standard anodic bonding process without noticeable damage.

Micro Machined Switch: Prototype⁷

Layout

The switch consists of a glass substrate with a pair of planar electrodes (fig. 119) which is bridged by a metallised silicon membrane. The electrodes are dimensioned as large as possible and are separated by a planar gap of $100 \mu\text{m}$. They are accessed by four wires permitting exact measurement of the true contact resistance. In order to weaken the silicon-glass bond as little as possible, wiring is conducted diagonally to the chip corners and ends there in $280 \mu\text{m}$ large square pads for wire bonding.

The glass substrate is bonded to a silicon plate carrying the $20 \mu\text{m}$ thick membranes, recessed by $10 \mu\text{m}$, and located in the centre of each device. It is enclosed by a $150 \mu\text{m}$ wide, non-recessed, frame for bonding. Since the original wafer thickness is $525 \mu\text{m}$, the wafer must be thinned down to $30 \mu\text{m}$. The complete wafer surface is uniformly thinned because local etching of each single membrane would result in chamfers surrounding the individual membranes and consuming a considerable amount of wafer area.

The electrical connection pads must be accessible after the process. On both sides of the dicing lines, the silicon plate is therefore recessed as deeply as the membrane, i.e. $10 \mu\text{m}$. This area does not bond to the substrate and is supposed break off due to its low stability by the forces acting during dicing.

Process

It is generally recommended to treat each wafer separately in standard processes and to bond the components together at the end. In this case however, the silicon wafer must be as thin as $30 \mu\text{m}$ which cannot be handled with the equipment available. Both components are thus processed on one surface, see fig. 122. The glass plate is (a) locally recessed by $1 \mu\text{m}$, (b) metallised ($1 \mu\text{m}$), and (c) the metallisation is locally increased, if desired. The silicon plate is (d) shallowly etched to the depth of the switching

⁶see chapter 2.5

⁷see chapter 3

cavity (10 μm) and oxidised⁸, (e) the bridge contact is deposited, and (f) both components are bonded together. At the end (g), the couple is thinned down in KOH.

This process has two severe weak spots which considerably reduced yield:

- (i) The silicon wafer must be thinned down exactly and uniformly. If KOH breaks through at any pinhole, it will be quickly drawn into the interface by capillary forces, get into contact with the noble metal film, and destroy the structure.
- (ii) For consecutive wire bonding, the bonding pads at the corners must be accessible and may not be covered by silicon. The assumption that this would be effected by the dicing procedure did not prove true.

Further problems were encountered with delamination of the metal film on dicing. We have explained this by combined effects of residual film stress and water dynamic pressure near the dicing blade. The problem could be overcome by reducing the thickness of the TiW layer to 30 nm and increasing the distance between metallisation and cutting edges to 65 μm .

Test

During process, the wafers had been tested optically and electrically on a wafer prober. After dicing, devices were mounted on test boards in groups of four and characterised on a specifically composed test stand, figs. 143 and 144. It included an adjustable test fixture and a Hottinger Baldwin force sensor which was mounted on a cross table with a piezo-actuated axis; it mechanically loaded the switching membrane up to 3 N via a stylus tip.

The device was connected to a multimeter; contact resistance, tip travel, and force were recorded.

After first characterisation, specimens were aged at an electrical load of 10 resp. 12 V and 10 mA in a pneumatic apparatus, figs. 145 and 146.

$R(F)$ characteristics were acquired after different aging steps to gain information on the attainable contact lifetimes. New devices switched below 1 N, higher forces resulted in a slight decrease in resistance since the physical contact area between membrane and substrate would increase.

The true contact resistance without conductor loss amounted to 30–45 m Ω at 1.5 N and would asymptotically approach 20 m Ω . Aging lead to a slow increase in contact resistance at a given load until the contact would either not close or open at this load, as is known from conventional contact literature. Since higher loading forces increase the physical contact area, increased forces bring fresh surfaces into contact and can further extend contact lifetime. At 1.5 N however, first failures occurred at about 8000 cycles and the characteristic electromechanical lifetime lay in the order of 10^6 cycles, figs. 148 – 151.

Contact Erosion

We have calculated the contact erosion in a simple estimation (section 3.6), assuming that the energy stored in the capacitance of the deflected membrane vs. the substrate electrodes be completely used to heat, melt, and vaporise a small volume of gold. To this end, we calculated the two-dimensional deflection curve of a beam clamped on both ends. The capacitance was modelled as a series of differential capacitors consisting of a short beam segment vs. the substrate electrode. The energy of the membrane switch was determined to be $3.65 \cdot 10^{-10}$ J which would vaporise 0.01 μm^3 of contact gold per switching cycle.

The value yielded by this simple calculation was confirmed by measuring the eroded volume on a device that failed after 220.000 cycles.

⁸if no oxide is deposited, Si-Au interdiffusion will occur in spite of the intermediate TiW layer.

Snap Action

Snap action of a contact is desirable to keep short the time during which current flows over a path of high resistance, causing power dissipation and contact degradation. In addition, without snapping behaviour, small oscillations in the actuating force may cause unwanted switching cycles.

In an earlier unpublished work, we had plastically deformed silicon membranes at temperatures above 600 °C, fig. [158](#), hoping to produce bistable elements. Still, the result could not be used practically: In silicon with low dislocation density, the difference between upper and lower yield stress is so high that plastic deformation only occurs at the points of highest stress concentration whereas the rest stays elastic. After cooling, the device contains extreme stress gradients which will make it break already at small load. An alternative might be a deformation-controlled forming process which was not practicable for us.

It does not seem possible, either, to achieve a snapping function by etching; it must therefore be performed externally, if necessary.

Still, it should be kept in mind that closing and opening a circuit are nonlinear phenomena due to the onset of conduction and break of the conducting bridge and may produce an effect comparable to a snapping action.

Optimized Micro Machined Switch⁹

Layout

The optimized switch version basically follows the approach presented above but seeks to minimize chip area (and thus production cost) and further simplifies the manufacturing process for higher yield.

According to the determined minimum contact travel, the deflection was limited to 5 µm and the membrane size to 530x530 µm². The second couple of connection lines was abandoned, and the distance between metallisation and cutting edge could be reduced to 36 µm, so the layout presents itself as reproduced in fig. [165](#).

As the process was planned, the intended manufacturer showed not to be able to produce the presented wafer couple with plane membranes. In order to use his fabrication line, the construction and the process had to be modified so that both components were manufactured separately and bonded together at the end. This implied that the silicon wafer had to be of sufficient stiffness for handling and could not be thinned uniformly. A second variant was therefore devised with separate membranes; its device dimensions are slightly larger due to the area consumption of the {111} chamfers, fig. [166](#).

Photorealistic drawings of both variants are reproduced in figs. [159](#) and [160](#).

Process

The manufacturing process of the plane switch is outlined in fig. [161](#). It is basically similar to the prototype process but includes three changes that are worth mentioning: (i) The planar electric feedthrough of the prototype had never been reliable and been far from hermetic. For the benefit of a reliable process, we abandoned the aim of a hermetic feedthrough on the process level; instead, the metallisation line on the substrate was fed through a channel in the silicon wafer etched to sufficient depth; after wire bonding, the bond would be secured with an epoxy glob top which would also seal the channel against liquids and dusts and, to some extent, against entering gases.

(ii) Accessibility of the bond pads: The bond pad metal must be protected from the etching bath, but must be open at the end of the process. In a two-step etching procedure (see step 4, *first etch on back side and recessing the bond pad window*, and 5, *finishing etch*, in fig. [161](#)), all of the silicon material above the bond pad was removed except for a thin silicon nitride membrane deposited on the silicon surface earlier. This nitride diaphragm is under high intrinsic stress so that it will withstand the etching medium but will

⁹see chapter 4

safely disintegrate on dicing.

(iii) Membrane deflection was further reduced to 2 μm (etch depth 3 μm minus metal thickness 1 μm) to reduce material stress

In short, the process is as follows:

- Etching front surface (bonding face) 3 μm
- Depositing oxide and nitride
- Front: structure oxide and nitride (insulation layer and bond pad window)
- Front: Metallisation
- Anodic bonding
- Stripping oxide and nitride
- Thinning silicon to 70 μm
- Depositing PECVD nitride and opening pad window
- Recessing pad window by 20 μm
- Further thinning 50 μm until pad windows open

The structured membrane is processed according to the scheme in fig. [162](#) from 300 μm thick wafers with a contact distance of 5 μm . One difficulty in machining a wafer with strong relief is that photolithography with spun-on resist is not possible on uneven surfaces. As in the plane variant, the bond face is machined first, then the rear surface in a two-step etch (fig. [163](#)), and finally metallisation of the bond face is done in a shadow-mask process:

- Etching bonding face 5 μm
- Depositing oxide and nitride
- Rear: opening nitride and, locally, oxide, etching 20 μm
- Stripping oxide
- Rear: Second etch (270 μm)
- Stripping nitride, leaving opened oxide
- Bond face: Sputtering contact metal through shadow mask

Test

Specimens were characterized as described above, i.e. a first measurement $R(F)$ was followed by electro-mechanical aging and repeated resistance measurements. Aging was done on an improved test setup which permitted test rates of up to 1 kHz, fig. [171](#). In order to exclude interaction between successive cycles like increased heating, cycling was restricted to a rate of 50 Hz.

The plane switch was actuated with either a steel ball \varnothing 1 mm or a rubber tip of the same diameter. Due to the more homogeneous membrane loading, the latter used to yield lower switching loads (60 mN vs. 120 mN in case of the steel ball). On-resistance in both cases was 700 m Ω including wiring losses.

The effect of aging is reproduced in fig. [172](#). A certain shift of the switching load is observed; however, instead of a shift towards higher loads, switching loads decrease upon aging.

We have examined this effect in more detail making use of the piezo-driven axis of the cross table and actuating the device not under controlled force but with controlled membrane deflection. Force and resistance as functions of deflection are reproduced in fig. [173](#).

In this measurement, mechanical and electrical contact coincide at the beginning. After aging, they drift apart with electrical contact occurring at lesser membrane deflection. An obvious explanation for this observation is the building up of local asperities on the contacts, which will conduct current upon physical contact but which are not detected in the force measurement. This is confirmed also by optical examination, fig. [174](#).

A difficulty in judging the effects of aging lay in the local nature of contact erosion, confined to the restricted area of physical contact. If the actuation point was slightly varied, uneroded areas would touch and switching behaviour would be that of a new contact. This fact is good for the user who does not actuate the device repeatedly at the very same position; we have sought however to reproduce the same position of actuation as the harshest test condition.

The lifetime was found to decrease slowly in the million range with the number of surviving samples still being high after 10^7 cycles, fig. [175](#).

The structured membrane switch featured similar test results with both closing load and resistance being higher than the plane variant (210 mN and 1.9 Ω). We attribute this behaviour to the higher contact distance which requires higher deflection load and leads to smaller area of physical contact.

Housing and Actuation

The micro machined membrane switch is a complete switch which can basically open or close a signal circuit without the need for further equipment. Still, its small dimensions or the need for larger switch travel, overtravel etc. may require respective means. Actually, the outer appearance of the device, which modifies its function in a way suitable for the user, is a key factor for a successful application.

We have analysed the functional demands and proposed a few solutions (section 3.7). Finally, we have devised a housing scheme that takes into account the differences in functionality between this switch and conventional ones:

The main functionality of housings of conventional switches is

- sealing the switching chamber
- positioning numerous discrete functional elements

In contrast to this, a package for a micro machined switch must, first of all,

- position the very device
- constitute an interface for external actuation movements / forces and electrical connection

The main objectives of the development were therefore

- maximal simplicity
- minimal number of parts
- simple assembly
- abdication of sealing a chamber since this is incorporated in the switch itself
- direct transmission of external actuation travel to the membrane
- realization of overtravel
- limitation to common assembly technologies

This resulted in a packaging scheme as depicted in figs. [169](#) and [170](#) in which a stiff nonlinear bending spring transmits an outer actuation travel to the membrane; after contact, it will yield, thereby performing the required overtravel and protecting the device at the same time.

Conclusions

We have developed micro technical membrane switches that are free from drawbacks of conventional devices, namely, large hysteresis and poorly defined switching position. The presented switches feature edge lengths of $1.2 \times 1.4 \text{ mm}^2$ and switch electrical loads of 12 V and 10 mA with lifetimes in the million range. The contact travel lies in the micrometer range with the switching position drifting less than $2 \text{ }\mu\text{m}$ over the lifetime. Lifetime can be considerable extended if the point of actuation of the membrane can move laterally by some tens of micrometers.

An important part of the project was related to the selection of a suitable contact metallisation which features both low contact resistance and high durability against contact degradation. Together with AMI Doduco GmbH, we have chosen AuCo_{0.5} hard gold alloyed with cobalt and produced a sputter target. This has yielded good results on a Ti30W70 adhesion layer.

The switches were actuated with various types of pins. The layout principle chosen here with two planar substrate contacts and a deflectable bridge on floating potential requires good centring of the actuating pin along with a certain diameter of the contact area. This is facilitated by use of soft pins whereas hard ones will yield more stable switching positions.

Tight electrical feedthroughs were made by laser boring glass plates made of Ilmenau Technical University's glass type TG5 and consecutive copper electroplating and grinding.

A new bonding method was developed which was based on laser welding of adjacent metallised surfaces. Laser welding of the mentioned metallisation scheme resulted in a bond strength $50 \text{ MPa} \pm 20 \text{ MPa}$.

Einleitung

Tastschalter für Signallasten besitzen ein weites Einsatzgebiet in der einfachen und zuverlässigen Detektion von Positionen und Bewegungen; sie werden z.B. als Einzeltaste oder als Tastenfeld – z.T. unter grafisch bedruckter Folie – zur Dateneingabe genutzt, aber auch als Endlagenschalter, der eine bestimmte Position eines Maschinenteils erkennt. Signalschalter dieser Art sind am Markt etabliert und preisgünstig herstellbar, ihre Technologie ist inzwischen ausgereift und wird weltweit beherrscht. Sie weisen dennoch zwei *charakteristische Nachteile* auf: Zum Einen ist der Biegeprozess von Metallfedern wegen unterschiedlichen Rückfederungsverhaltens abhängig von der Vorgeschichte (Walzrichtung, Härte, Eigenspannungen etc.) des als Ausgangsmaterial verwendeten Feinblechs. Diese technologischen *Toleranzen* zusammen mit Montageabweichungen führen zu einer Unsicherheit in der Schaltposition von etwa 100 µm, was für Positionserkennungen zu grob sein kann. Ein zweiter Nachteil besteht in der *Zuverlässigkeit* der Schaltfunktion. Zwar stellt der einzelne Schalter nur einen geringen Wert dar, der bei Ausfall leicht zu ersetzen ist, doch ist er meist verantwortlich für die Funktion einer größeren Baugruppe, deren Reparatur – z.B. durch Demontage eines ganzen Armaturenbretts – sehr kostenintensiv wird. Wegen dieser Sekundärfunktion wird v.a. in der Kfz-Industrie eine erhöhte Ausfallsicherheit entsprechend einer Lebensdauer von mehreren Millionen Schaltzyklen gefordert. Schmutzpartikel oder -filme auf den Kontakten, die aus Staub in der Fertigung oder aus den verwendeten Kunststoffen stammen, verhindern oft diese Schaltsicherheit.

Aus diesen Gründen wurde hier ein technologisch von Grund auf verschiedener Schalter in Silizium-Massiv-Mikromechanik entwickelt, der bei ähnlicher Funktion (ein passiver Schließer) die genannten Nachteile vermeidet: Aufgrund der technologiebedingt hohen Fertigungsgenauigkeit der Silizium-Mikromechanik kann die Lage des Schaltpunkts auf wenige Mikrometer genau festgelegt werden, und die Fertigung unter Reinraumbedingungen ermöglicht hoch reine Schaltkontakte, mit denen Lebensdauern bis in die Größenordnung von 10 Millionen Schaltzyklen erreicht werden.

Ziel der Entwicklung

Ein passiver und gegen Staub und Flüssigkeit – möglichst auch gegen Dämpfe und Gase – dichter mikro-mechanischer Schalter ist zu realisieren, der durch eine externe Kraft betätigt wird.

Im Einzelnen soll er die folgenden **Anforderungen** erfüllen:

- Kosten des ungehäuseten Chips unter 0,25 €
- Lage des Schaltpunkts (Membranauslenkung beim Schalten) über die Lebensdauer konstant auf $\pm 2 \mu\text{m}$.
- Montage erfolgt in senkrechter Richtung durch Aufkleben auf einen Träger. Elektrische Anschlüsse durch Leitkleben, Löten, Drahtbonden oder Klemmen.
- Die Schaltmembran wird durch einen an das Layout des Chips angepassten Betätiger (Stößel oder Stahlmembran) ausgelenkt.
- Kontaktschließen soll bei einer Kraft im Bereich 0,05 bis 1,5 N erfolgen.
- Variation dieses Kraft-Schwellwerts über die Lebensdauer und unterschiedliche Bauteile $< 0,5 \text{ N}$
- Elektrische Belastung 12 V, 10 mA, ohmisch.
- Elektrischer Kontaktwiderstand im geschlossenen Zustand: $< 2 \Omega$
- Elektrischer Kontaktwiderstand im offenen Zustand: $> 10^8 \Omega$ bei 12 V
- Lebensdauer $> 10^6$ Zyklen. Ausfallkriterium ist $R_{\text{geschlossen}} > 20 \Omega$ oder $R_{\text{offen}} < 2 \text{ M}\Omega$
- Thermische Beständigkeit -40 bis +150 °C

Mechanische Beständigkeit:

- Bei gleichmäßiger Unterstützung soll eine Last von 20 N, die über eine zentrisch angeordnete Stahlkugel von $\varnothing 4 \text{ mm}$ auf die Membran einwirkt, ertragen werden.
- Bei Unterstützung an gegenüberliegenden Ecken soll eine Last von 5 N, die über eine zentrisch angeordnete Stahlkugel von $\varnothing 4 \text{ mm}$ auf die Membran einwirkt, ertragen werden.

Nicht spezifiziert sind weitere Kriterien wie

- Einzuhaltende Vorschriften und Normen
- Stoßfestigkeit
- Zu verwendende Materialien
- Kontaktsystem
- Chemische Beständigkeit
- Isolationsfestigkeit
- Herstellungsprozess
- Prüfbedingungen
- Außenmaße

1 Stand der Schaltertechnik

1.1 Feinwerktechnische Signalschalter

1.1.1 Allgemeines, Mechanik

1.1.1.1 Allgemeines

Schaltkontakte für den hier zu betrachtenden Lastbereich von $U = 5$ bis 12 V und $I \leq 10\text{ mA}$ finden verbreitete Anwendung in der Steuerungstechnik, u.a. als Schnappschalter wie sie in DIN 41 635 *f* genormt sind. Ihr Anwendungsgebiet liegt überall dort, wo mechanische in elektrische Signale zu wandeln sind, d.h. als Signaltaster, als Positionsschalter o.ä.. Je nach Verwendung variieren die Anforderungen ein wenig. So ist es beispielsweise für Positionsdetektoren notwendig, eine hohe Genauigkeit und Reproduzierbarkeit des Schaltpunktes zu gewährleisten, was bei manuell zu betätigenden Tasten eher von untergeordneter Bedeutung ist. Grundsätzlich ist es auch erwünscht, den Schaltvorgang schlagartig erfolgen zu lassen, um undefinierte Zustände zwischen "offen" ($R \rightarrow \infty$) und "geschlossen" ($R \approx 0$) – welche generell auch mit erhöhtem Kontaktwiderstand und dadurch höherer Verlustleistung und Kontaktverschleiß verbunden sind – zu vermeiden. Gemeinsame Merkmale dieser Schalter für den Signalbereich, die auch für die Entwicklung mikrotechnischer Schalter von Bedeutung sind, betreffen die Ausführung des eigentlichen Kontaktstücks – meist ein Kontaktniet oder ein Aufschweißstück, den konstruktiven Aufbau mit Aufteilung der Systemfunktion auf Teilfunktionen und schließlich die Realisierung wichtiger Funktionen wie z.B. des Schnappeffektes und des Überhubs.

Eine Übersicht über den Stand der Technik bis zum Jahr 1992 geben [1 und 2]. Seit dem wurde vor Allem auf dem Gebiet der Steuerungstechnik von Schaltanlagen weitergearbeitet, die hier benötigten Grundlagen gelten weiter.

1.1.1.2 Schnappschalter nach DIN 41635 und 41636

Die Normen legen Basisabmessungen für Schnappschalter nach VDE 0630 und nach VDE 0660 (Niederspannungstechnik) fest. Für Schalter der Nachrichtentechnik ist eine Norm vorgesehen, die aber noch nicht erschienen ist. Von den fünf in DIN 41635 genannten Bauformen ist die kleinste, Form D mit $100\text{ }\mu\text{m}$ Nachlaufweg, am ehesten zum Vergleich geeignet, **Bild 1**. Die Bezeichnungen "Schaltpunkt", "Nachlauf" etc. sollen ebenfalls in einer Norm – DIN 41639 – festgelegt werden, welche noch nicht vorliegt. Hier werden sie verwendet wie bei Schalterherstellern üblich, **Bild 2**.

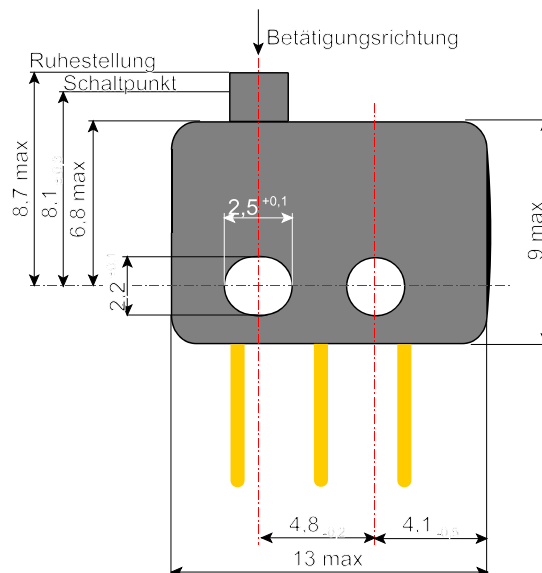


Bild 1: Schnappschalter nach DIN 41635, Bauform D636

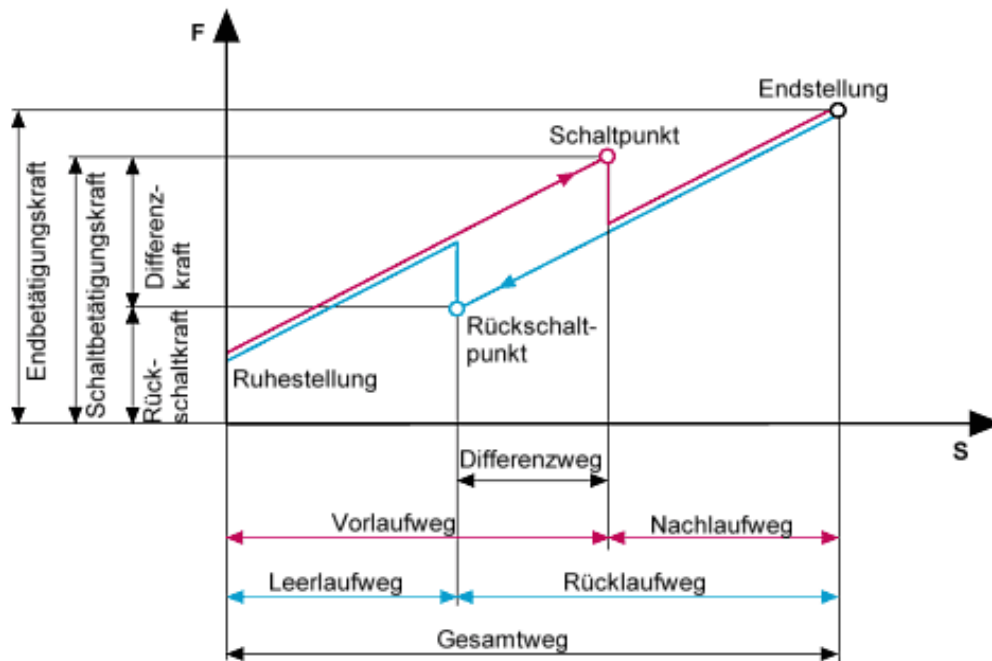


Bild 2: Begriffe am Schnappschalter [3]

1.1.1.3 Tasten

Es gibt neben diesen Schnappschaltern eine Vielfalt von nicht genormten Tasten, d.h. schließenden Schaltern unterschiedlichster Bauart. Einige von diesen arbeiten mit Sensoren zur Erkennung der Betätigung, z.B. kapazitiven oder induktiven Näherungssensoren oder auch piezoelektrischen Elementen, und einem nachfolgenden Schaltkreis, welcher elektronisch den zu schaltenden Stromkreis öffnet oder schließt. Die Bezeichnung der Typen mechanischer Tasten variiert je nach Hersteller; gebräuchlich ist die Einteilung nach Gerätetasten, Miniatur-, Kurz- und Langhubtasten, sowie Folientastaturen und Silikonschaltmatten.

Kurz- und Langhubtasten dienen in der Regel zur Dateneingabe; die Betätigungswege betragen im ersten Fall etwa 2,5, im zweiten 4 mm. Die zu schaltenden Lasten liegen zwischen 2 und 42 V und 0,01 bis 100 mA [4], [Bild 3](#).

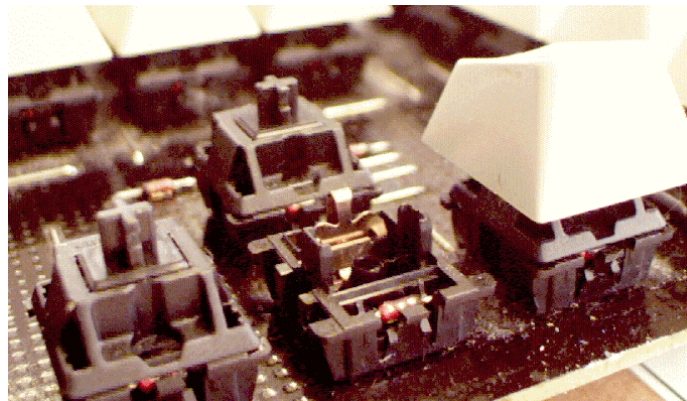


Bild 3: Langhubtaste Cherry MX mit (im Bild nicht sichtbar) kreuzförmig angeordneten vergoldeten Kontakten und 4 mm Schaltweg als Standardtaste für Computertastaturen. Die Kontaktbewegung verläuft senkrecht zur Tastenbewegung (tangentielle Betätigung).

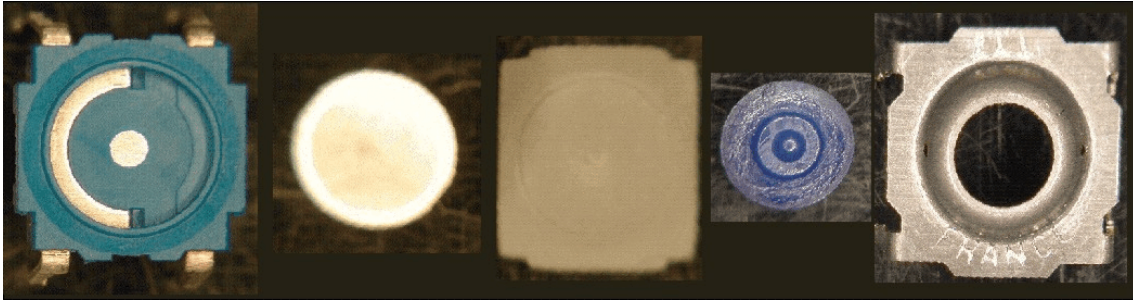


Bild 4: Miniaturtaste ITT Cannon KSA, Einzelteile in Montager Reihenfolge: Umspritztes Stanzgitter, Schnappscheibe, Dichtung, Betätiger und Deckel mit seitlichen Biegelaschen.

Miniaturtasten mit Schaltwegen unter 1 mm werden typischerweise auf Gerätebedienplatten einzeln oder unter einer grafisch bedruckten Folie angeordnet, [Bild 4](#).

Silikontasten und -Schaltmatten

Für kostengünstige Dateneingabegeräte mit beengten Platzverhältnissen werden Tasten aus Silikon-gummi mit anvulkanisierter Tablette aus leitfähigem Kunststoff verwendet, [Tabelle 1](#), [Bild 5](#) und [Bild 6](#). Diese Tasten enthalten keine losen Teile und erfordern keinen Montageaufwand außer dem Fügen von Leiterplatte, Tastenmatte und Abdeckung. Ein Schnappeffekt als taktile Rückmeldung ist in die gegossene Form integriert. Der erreichbare Kontaktwiderstand liegt unter 100 Ω , die Lebensdauer von Silikontasten erreicht je nach Auslegung bis zu 10^6 Zyklen [\[5\]](#). Unter ungünstigen Betriebs- oder Lagerbedingungen kann die Kontakttablette allerdings bereits deutlich früher altern und zu hohem Übergangswiderstand führen.

Tabelle 1: Silikontasten, Bautypen [\[6\]](#)

Tasten-Typ	A – flacher Typ	B – gewölbter Typ	C – doppelt gewölbter Typ	D – konischer Typ
Kurvenverlauf Kraft / Hub				
Verhältnis von Kraft und Weg	Kraft 0,3 ... 2,0 N Weg 0,3 ... 7mm	Kraft, N 0,3 ... 0,8 0,8 ... 1,6 1,6 ... 2,5	Weg, mm 1,0 ... 1,6 1,6 ... 2,6 2,6 ... 3,5	Kraft 0,3 ... 2,0 N Weg 0,3 ... 7mm
Ermittlung des Außenmaßes bei vorgegebenem Maß des Tastenkopfes	 $A > B + 1 \text{ mm}$	 $A > B + 2 \text{ mm}$	$A > B + 2 \text{ mm}$	 $A > B \pm 2 \text{ mm}$

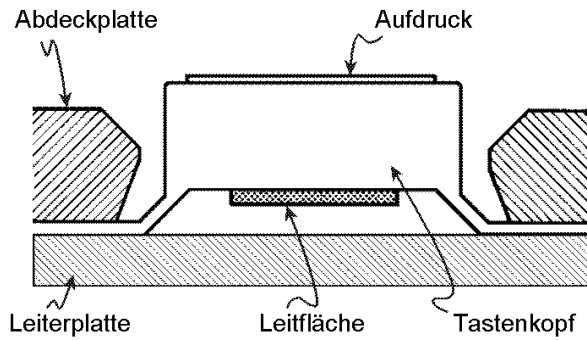


Bild 5: Silikonaste bzw. -Schaltmatte: Die Matte wird unter einer Abdeckplatte angeordnet, die Öffnungen für die einzelnen Tasten enthält. Die Leitfläche aus leitfähigem Kunststoff schließt ein Elektrodenpaar auf der darunter liegenden Leiterplatte kurz [5].

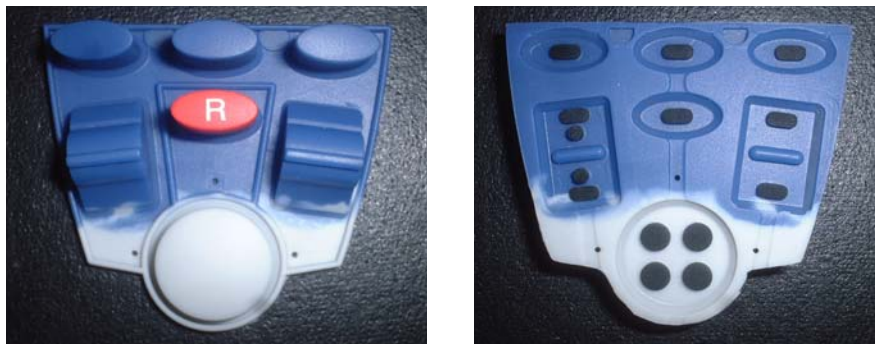


Bild 6: Silikon-Tastenblock mit Tastern und Wippschaltern. Silikonguss in verschiedenen Farben (Indat).

Folientasten werden in Form von Tastenfeldern mit großer Freiheit des Designs eingesetzt. In ihrem Grundaufbau bestehen sie aus einer flexiblen Folienleiterplatte mit Schalt- oder Brückenkontakt, die über eine gelochte Folie von einem Substrat mit Gegenkontakten getrennt ist. Substrat, Trenn- und Schaltfolie werden zum Fügen übereinander gelegt und verklebt oder durch ein dichtes Gehäuse geschützt. Die Metallisierung der Schaltfolie erfolgt durch Siebdruck einer Leitpaste, das Substrat wird ebenso oder mit üblichen Leiterplattentechniken metallisiert. Je nach Anforderungen, in denen z.B. metallische Kontakte oder eine taktile Rückmeldung (Schnappen) verlangt werden, können die Schaltfolie zusätzlich geprägt

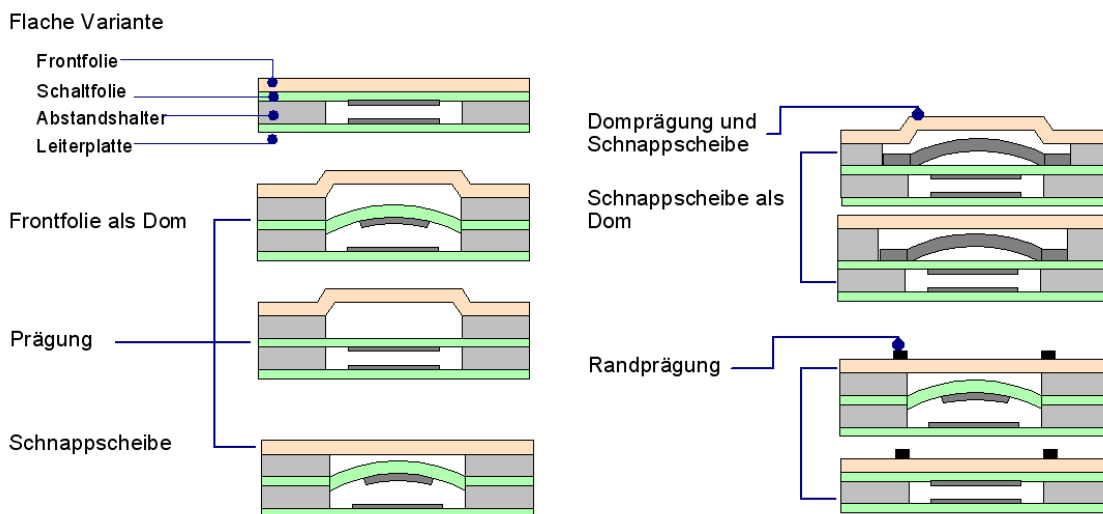


Bild 7: Typen von Folientasten, Knitter Switch [7]

oder metallische Schnappscheiben eingelegt werden, [Bild 7](#) und [Bild 8](#).



Bild 8: Folientastatur, Beispiel (Kundisch Electronic [8])

Ein Nachteil von Folientasten ist bisher u.a. mangelhafte Dichtheit gegen das Eindringen von Feuchtigkeit bzw. das Entweichen von eingeschlossener Luft bei erhöhter Umgebungstemperatur [9].

[Tabelle 2](#) stellt in einer Übersicht wesentliche Eigenschaften und typische Preise verschiedener Schaltertypen zusammen:

Tabelle 2: Vergleich von Tastentypen, Preis bezogen auf 1000 Stück.

Tastentyp	Hub, mm	Spannung, V	Strom, mA	Widerstand, Ω	Lebensdauer Zyklen	Preis, ¢	Referenz
Kurz-/Langhub	1,6 ... 4	12 ... 28	10 ... 100	25 ... 200	10^6 ... 10^7	10 ... 90	[3,10,11,12]
Miniatur	1,6 ... 3	12 ... 250	2.000... 10.000	50 ... 200	10^4 ... 10^5	70...200	[3,10,12]
Silikonschalter	0,2 ... 5	12	30	100	10^6	15	[5,6]

1.1.1.4 Mechanik der Tasten

In DIN 41 636 finden sich zu fordernde Kennwerte für Schnappschalter, die in ähnlicher Form auch für Tasten gelten. Sie lassen sich etwa wie folgt zusammenfassen:

elektrisch

- (E1) Strom führen
- (E2) Strom ein- und ausschalten
- (E3) Spannung tragen
- (E4) elektrischer Anschluss nach außen

Mechanisch

- (M1) Kontakt bewegen
- (M2) Schnappfunktion
- (M3) Komponenten halten
- (M4) Schaltraum abschließen
- (M5) mechanischer Anschluss nach außen

Thermisch

- (T1) Verlustleistung begrenzen
- (T2) Verlustleistung abführen

In [Bild 9](#) und [Bild 10](#) sind diese Teilfunktionen für typische Schnappschalter gruppiert. Dies ist insofern von Bedeutung für diese Arbeit, als diese Funktionsgruppierung inzwischen weitgehend standardisiert und etabliert ist, aber für einen neuen Aufbau mit mikrotechnischer Komponente verändert werden sollte.

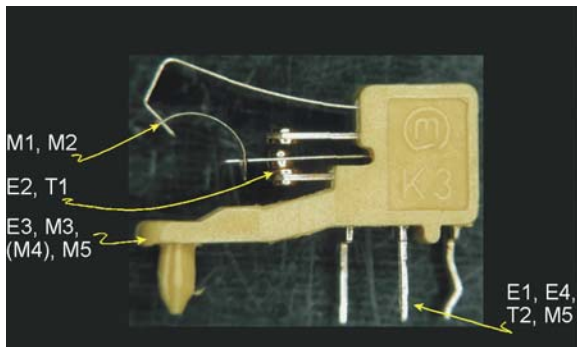


Bild 9: Funktionsgruppen am Schnappschalter Marquardt 1010.

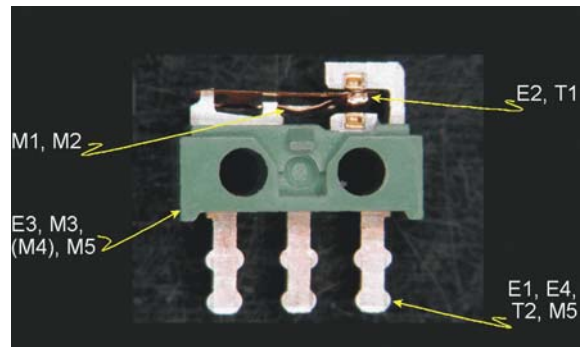


Bild 10: Funktionsgruppen am Schalter Cherry DH (Kappe abgenommen)

Momentan bestehen Schalter aus umspritzten Stanzteilen, die gleichzeitig die Teilfunktionen "Strom leiten" und "elektrischer Anschluss nach außen" erfüllen, ebenso Wärme abführen und ggf. auch mechanischen Halt gewährleisten. Die Kunststoffmatrix zusammen mit ggf. Deckel und Verguss etc. übernimmt die elektrische Isolation, die Fixierung der Teilkomponenten und des ganzen Systems und die Gehäuse des Schalters. Die Kontaktstücke bewirken die eigentliche Schaltfunktion mit geringem Übergangswiderstand, während die gewünschte schnappende Kontaktbewegung und der Nachlauf über eine besondere Federanordnung erreicht werden.

1.1.1.5 Schnappmechanismus

Die Aufgabe dieser Komponente ist die Umsetzung der kontinuierlichen Betätigungsbewegung in eine schlagartige Belastung. Dies kann über verschiedene Anordnungen erfolgen, von denen zwei im folgenden **Bild 11** wiedergegeben sind.

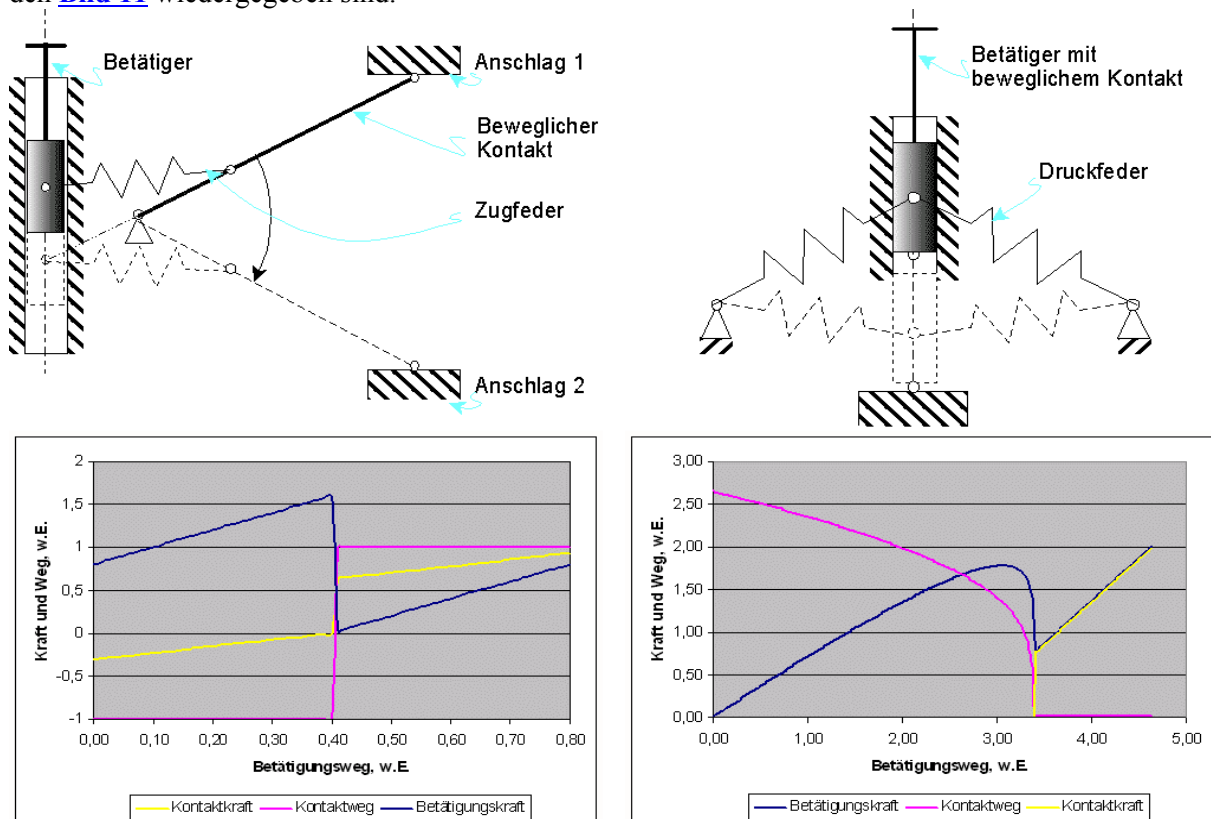


Bild 11: Schnappmechanismen – links linearer Kraft-Weg-Verlauf mit zwei Endlagen [14], der meist für Schnappschalter bevorzugt wird, rechts ein nichtlinearer Mechanismus, wie er u.a. in Schnappscheiben und Silikontasten umgesetzt wird.

1.1.1.6 Reedkontakte

Ein wichtiger Sondertyp feinwerktechnischer Kontakte sind Reedkontakte. Sie weisen von der Baugröße und den Herstellungsverfahren her viele Ähnlichkeiten mit mikrotechnischen Kontakten auf und sollen daher kurz vorgestellt werden.

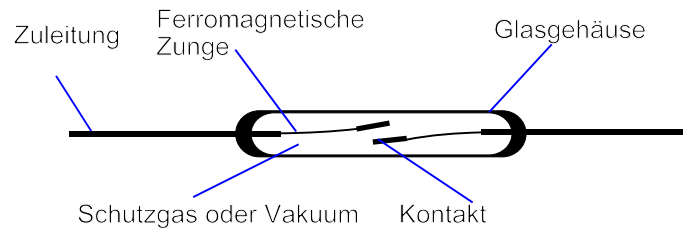


Bild 12: Reedkontakt: Zwei weichmagnetische Federn befinden sich in einem Schutzgas-gefüllten Glasröhrchen [15].

Reedkontakte werden u.a. in [14] und [15 – 19] ausführlich beschrieben. Sie bestehen in ihrer einfachsten Form aus zwei langgestreckten Biegefedern aus ferromagnetischem Material, die hermetisch unter Schutzgas in ein Glasröhrchen eingeschmolzen sind, **Bild 12** und **Bild 13**. Die Federn sind gleichzeitig elektrische Kontakte. In einem externen Magnetfeld verläuft ein Teil des magnetischen Flusses durch die Federstäbe und bewirkt im Trennspalt zwischen den Stabenden eine Kraft, welche den Spalt zusammenzieht und den Stromkreis schließt.

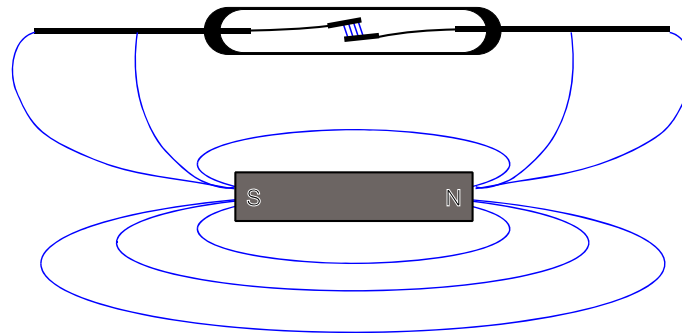


Bild 13: In einem externen Magnetfeld verläuft ein von der Einbausituation abhängiger Teil des magnetischen Flusses durch den Kontakt und schließt die Kontakte [15].

Werden Reedkontakte verkleinert, so nimmt geometriebedingt der magnetische Fluss durch die Federn ab; damit sinkt auch die Kontaktkraft – ein Problem, welches sie mit mikrotechnischen Kontakten teilen. Abhilfe wird in der Reedtechnik in folgenden Maßnahmen gesucht:

- hohe Fertigungsgenauigkeit und damit geringe geometrische Streuung
- Befüllung des Röhrchens mit chemisch reduzierendem Schutzgas, das die Bildung schlecht leitender Oxidschichten auf den Kontakten unterdrückt
- hohe Sauberkeit bei der Fertigung, Vermeidung von Partikeln und Fremdstoffen auf den Kontakten
- spezielle Kontaktmetallisierung, die bei guter Leitfähigkeit nicht zum Verschweißen oder Oxidieren neigt

Reedkontakte werden im Moment mit Röhrchen $\varnothing 1,8$ und Länge ca. 10 mm bis zu $\varnothing 5,5$ und Länge 50 mm angeboten. Geschaltet werden Spannungen unter 10 V bis 10 kV, Ströme 0 bis 3 A und Leistungen bis zu 100 VA [15].

1.1.2 Kontaktphysik

1.1.2.1 Ruhende Kontakte

Berühren sich zwei metallische Leiter, so stellt sich eine Berührungsfläche ein, deren Form und Größe nach den Gesetzen der Festigkeitslehre zunächst von der Leitergeometrie und der herrschenden Andruckkraft abhängt. Mikroskopisch jedoch ist keine reale Oberfläche wirklich glatt, sondern die Berührung findet in Wahrheit zwischen metallischen Oberflächenunebenheiten statt. Der Strom fließt somit nicht über die gesamte makroskopische Kontaktfläche, sondern wird auf die mikroskopischen Kontaktbereiche eingeeengt; dies bewirkt – tatsächlich innerhalb der beiden Leiter, nicht auf der Kontaktoberfläche – eine Widerstandserhöhung, den Engewiderstand R_E . Aufgrund der Zunahme der Mikro-Kontaktbereiche sinkt dieser Widerstand bei zunehmender Kontaktkraft F_K nach

$$R_E \sim F_K^{-n} \quad (1)$$

Für den Exponenten n werden von Holm [20] $1/3$ im rein elastischen und $1/2$ im plastischen Fall genannt. Zum Engewiderstand kommt in Realität der Einfluss von Fremdschichten, die den rein metallischen Kontakt in weiten Bereichen bedecken, und ergibt mit ihm zusammen den Kontaktwiderstand¹⁰ [21].

Die Verlustleistung durch den Widerstand zwischen den Kontakten führt zu joulescher Erwärmung der Kontaktfläche. Da sowohl Wärme- als auch Stromleitung ähnlichen Potentialgesetzen gehorchen, kann für kleine Übertemperaturen aus dem Spannungsabfall U_K über einem Kontakt auf die Übertemperatur T_V der Kontaktfläche geschlossen werden [22] (s.a. Anhang S. 160):

$$T_K^2 = \frac{U_K^2}{4L_W} + T_0^2 \quad (2)$$

mit der Wiedemann-Franz'schen Zahl $L_W = 2,4 \cdot 10^{-8} \text{ V}^2/\text{K}^2$ und der Grundtemperatur T_0 des Kontaktstücks.

Bei bestimmten Temperaturen treten Phasenübergänge (Schmelzen, Sieden) im Kontaktmaterial auf, die den Kontaktwiderstand verändern und makroskopisch als charakteristische Punkte im $R(I)$ -Diagramm auffallen, **Bild 14**. Unterhalb der Schmelztemperatur zählt hierzu auch die so genannte Entfestigungstemperatur mit zugehöriger Spannung U_f , ab der durch Rekristallisation Gitterfehler ausheilen, die Festigkeit abnimmt und unter ausreichender Last plastisches Fließen auftritt (Linie **B-D** in **Bild 14**).

¹⁰Dies ist der rein physikalische Kontaktwiderstand. Je nach Messanordnung können in Realität noch weitere Widerstände, z.B. Leitungswiderstände in dünnen Schichten, zu höheren Messwerten führen.

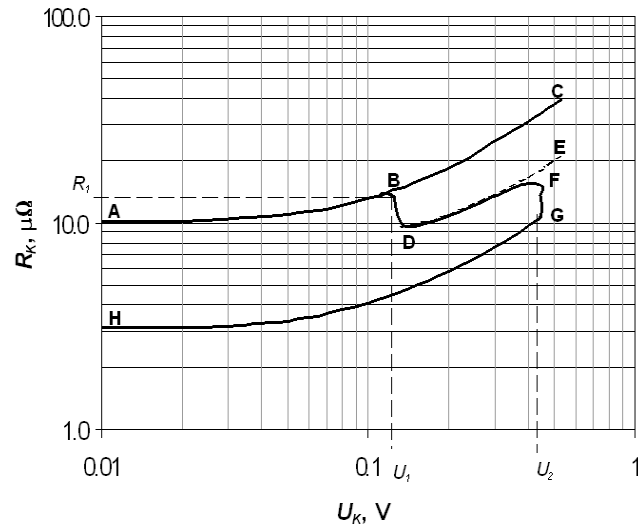


Bild 14: Verlauf des Kontaktwiderstands R_K über der Spannung U_K [23]: bei zunehmendem Strom wird an Punkt **B** die Rekristallisationstemperatur mit zugehöriger Spannung U_1 erreicht, die Kontaktfläche nimmt zu und der Widerstand fällt auf Punkt **D**. Weitere Stromerhöhung führt schließlich zum Aufschmelzen bei **F**, die Berührungsfläche nimmt weiter zu und R_K fällt auf Punkt **G**. Bei Verringerung des Stroms fällt R_K entsprechend der thermischen Widerstandsabnahme.

Entsprechend den Rekristallisations-, Schmelz- und Siedetemperaturen lassen sich somit für unterschiedliche Metalle (auf die Kontakttemperatur $T_K = 25\text{ °C}$ bezogene) Spannungswerte definieren, die im folgenden [Bild 15](#) den zugehörigen Temperaturen gegenübergestellt sind.

In der Praxis treten, außer im Hochvakuum, nie reine Metalloberflächen auf, sondern diese sind mindestens mit einer Schicht Gasmoleküle – O_2 oder OH^- – bedeckt. Derartige Monolagen werden auf Grund ihrer geringen Dicke von ca. 0,5 nm [26] von den Leitungselektronen durchtunnelt und erhöhen den Kontaktwiderstand um einen geringen Betrag, bis sie unter der jouleschen Erwärmung ggf. wegdiffundiert sind. Von größerer Bedeutung sind isolierende Fremdschichten auf der Kontaktoberfläche. Dies können Korrosionsprodukte (Oxide, Sulfide, ...) des Kontaktmaterials selbst sein. Im Falle dünner Kontaktschichten wie in der Mikrotechnik, aber auch bei oberflächenveredelten konventionellen Kontakten, betrifft dies aber auch die Korrosionsprodukte durchdiffundierter tiefer liegender Materialien. Gerade für Goldbeschichtungen sind als Haftschiicht auf oxidischen Substraten oder als Diffusionssperre gegen darunter liegende Metalle unedle reine oder legierte Metalle gebräuchlich. Wie die weiteren beteiligten Materialien neigen auch sie – ggf. bei erhöhter Temperatur und über längere Zeiträume hinweg – zur Diffusion, wenn nicht durch die Kristallite der Goldschicht selbst, so doch durch deren Korngrenzen hindurch.

Während Gold nur flüchtige Oxide bildet [27], die bei Kontaktenerwärmung zerfallen, stellen die stabilen Oxide von Nickel, Chrom, Titan oder Silizium ernsthafte Beeinträchtigungen des Kontaktverhaltens dar.

Fremdschichten können im Weiteren durch eingedrungene Dämpfe oder durch Flüssigkeiten entstehen, die Oberflächen entlang diffundieren, an der Kontaktoberfläche kondensieren und – v.a. bei Platinmetallen – katalytisch oder thermisch zersetzt werden. Quellen hierfür sind beispielsweise Ausgasungsprodukte aus Kunststoffgehäusen oder Klebern (v.a. Cyanacrylate) oder von als Vergussmasse verwendeten Silikonen. Auf Goldschichten, die in ihrem Labor verwendet wurden, fanden Mehregany und seine Mitarbeiter [28] beispielsweise generell eine etwa 4 nm dicke Lage aus Kohlenwasserstoffen, deren Durchdringung ohne unterstützende elektrische Spannung eine Kraft von mehr als 20 μN erforderte.

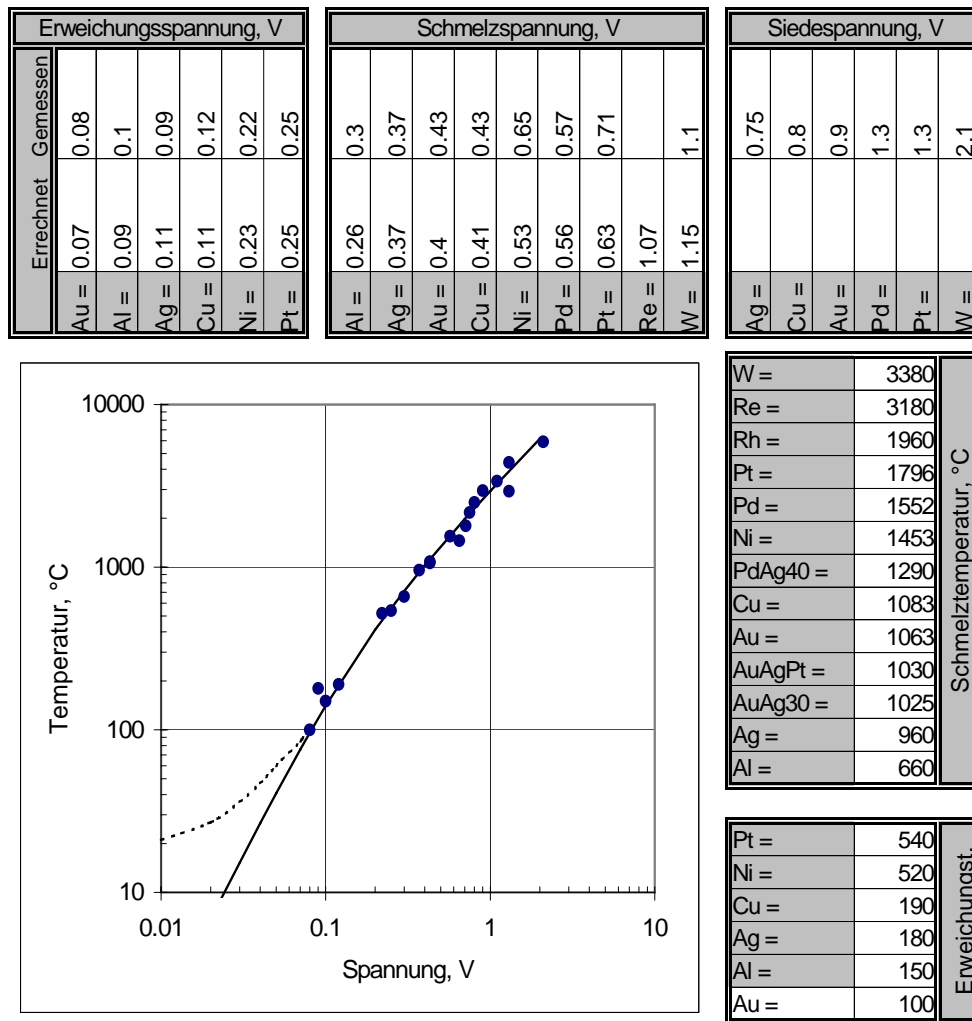


Bild 15: Erweichungs-, Schmelz- und Siedetemperaturen für einige Metalle ([24], nach [25]). Durchgezogene Linie nach Gl. (2), gestrichelt: Fortsetzung bei niederen Temperaturen nach [25].

Schließlich treten auch andere Arten von Verunreinigungen auf, wie Luft- oder flüssigkeitsgebundene Stäube, z.B. aus dem Wafer-Trennprozess, oder ungenügend entfernte Rückstände aus vorausgegangenen Bearbeitungsschritten (Fotolack, Ätzlösung).

Die Auswirkung derartiger Fremdschichten ist dreifach:

- Durch ihren erhöhten Widerstand führen sie zu einer höheren Verlustleistung unter Last. Der Widerstand des Kontaktes kann einfach oberhalb seines spezifizierten Wertes liegen oder über mehrere Schaltzyklen hinweg unreproduzierbar schwanken, sogar bis die Geschlossen-Stellung des Kontaktes nicht mehr erkannt wird.
- Die entstehende Verlustleistung wird in Wärme umgesetzt, die den Kontaktverschleiß beschleunigt. Hierbei können auch Kettenreaktionen in Gang gesetzt werden, die binnen Kurzem zum Ausfall des gesamten Kontaktes führen, z.B. indem ein einzelner Fremdkörper lokal die Temperatur ansteigen lässt und damit die Diffusion unedler Basisschichten an die Kontaktoberfläche fördert. Deren Oxidation vergrößert den schlecht leitenden Oberflächenbereich und erhöht die Temperatur weiter, bis schließlich der ganze benötigte Kontaktbereich oxidbedeckt ist.
- Die Elektronen-Austrittsarbeit aus nichtmetallischen Oberflächen ist häufig geringer als aus rein metallischen. Im Feld zwischen geöffneten Kontakten, welches sich ohnehin an exponierten Fremdkörpern konzentriert, steigt damit der Dunkelstrom, was die Wahrscheinlichkeit von Durchschlägen in engen Kontaktspalten erhöht und den Einschaltspunkt um einige Mikrometer verschieben kann.

Unter manchen Umständen können Fremdschichten durch den Schaltvorgang selbst beseitigt werden: So werden bei ausreichender Kontaktspannung Schichten durchtunnelt oder durchschlagen und durch die dann auftretende Stromwärme ggf. verdampft oder in Entladungen abgesputtert; der Konstrukteur wird nach Möglichkeit zudem eine reibende Relativbewegung vorsehen, die Fremdschichten mechanisch entfernt oder wenigstens aufreißt. Vor allem in der Mikrotechnik stehen jedoch die erforderlichen Spannungen und Kontaktkräfte oft nicht zur Verfügung, und reibende Bewegungen lassen sich oft nicht verwirklichen (gute Lösungen z.B. mit einer spiralförmigen und sich bei Belastung leicht drehenden Sekundärfeder werden hier von Schimkat [29] vorgestellt). Die Vermeidung derartiger Fremdschichten bzw. die Anwendung geeigneter Reinigungsverfahren muss daher speziell in diesem Gebiet stets im Vordergrund stehen.

1.1.2.2 Gasentladungen

Auch zwischen den Elektroden eines geöffneten Schalters kann ein Strom fließen, wenn hier bewegliche Ladungsträger vorhanden sind. Eine solche Entladung längs einer Oberfläche wird als Gleit-, eine im Gasraum oder im Vakuum als Gasentladung bezeichnet. Übersichtsliteratur hierzu findet sich u.a. in [30 bis 37].

Das folgende Diagramm **Bild 16** klassifiziert unterschiedliche Typen von Gasentladungen als $U(I)$ -Charakteristik der Kontakte über einem Kontaktabstand (Schlagweite) von einigen Dezimetern:

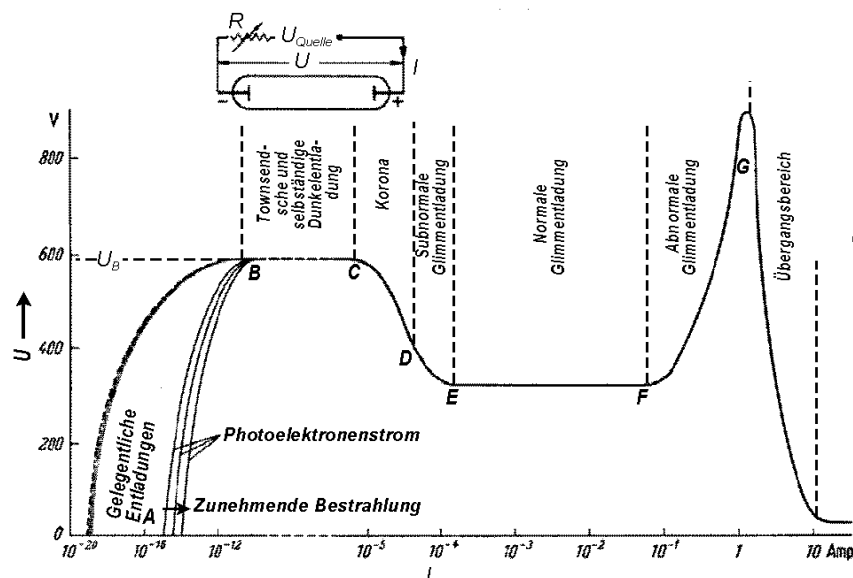


Bild 16: $U(I)$ -Charakteristik bei einer Schlagweite im Dezimeterbereich mit Typen von Entladungen [37] (Mit freundlicher Genehmigung von Springer Science+Business Media).

Wird die Elektrodenspannung langsam von Null aus erhöht, so driften zunächst Ladungsträger, die durch äußere Einflüsse entstanden sind, bei geringen Spannungen zu den Elektroden. Der Strom hängt hier nicht von der Spannung ab, sondern von der Rate der Ladungstrennung. Die zur Anode fallenden Elektronen ionisieren mit einer gewissen Wahrscheinlichkeit, die primär von der aufgenommenen Bewegungsenergie zwischen zwei Stößen abhängt, Gasmoleküle und erzeugen so sekundäre Ladungsträger (Townsend-Mechanismus). Diese Ladungsträger-Vervielfachung ist zunächst gering und bleibt auf einzelne Ereignisse der Vermehrung extern erzeugter Träger beschränkt. Dies ist der Bereich gelegentlicher dunkler Entladungen bei minimalem Strom zwischen Punkten **A** und **B** im Diagramm.

Ab einer bestimmten Spannung U_B wird die von einem Teilchen zwischen zwei Stößen aufgenommene Energie so groß, dass die Ionisierungsausbeute über den Kontaktabstand hinweg und die Auslösung von Elektronen durch Ionenaufprall auf der Kathode zu kontinuierlicher Entstehung neuer Ladungsträger führt und die Entladung sich selbst aufrecht erhält. Diese Spannung U_B ist daher eine Funktion der Ionisierungsenergie des Gases, der Austrittsarbeit aus der Kathode und der Anzahl und der Teilchen zwischen den Elektroden sowie der mittleren freien Weglänge. Für ein gegebenes Gas kann sie als

Funktion des Produkts von Schlagweite und Gasdruck angegeben werden, der sog. Paschen-Kurve, [Bild 17](#) [38]. Diese Kurve weist ein deutliches Minimum von $U_B \approx 330$ V bei $p \cdot d \approx 0,7$ m \cdot Pa oder $7 \mu\text{m} \cdot 10^5$ Pa auf. Bei kleineren Produkten pd steigt die erforderliche Spannung steil an, da die Kollisionshäufigkeit in der Schlagstrecke sinkt, bei größeren nimmt sie nahezu linear zu, bis sie sich bei großen Werten von pd auffächert.

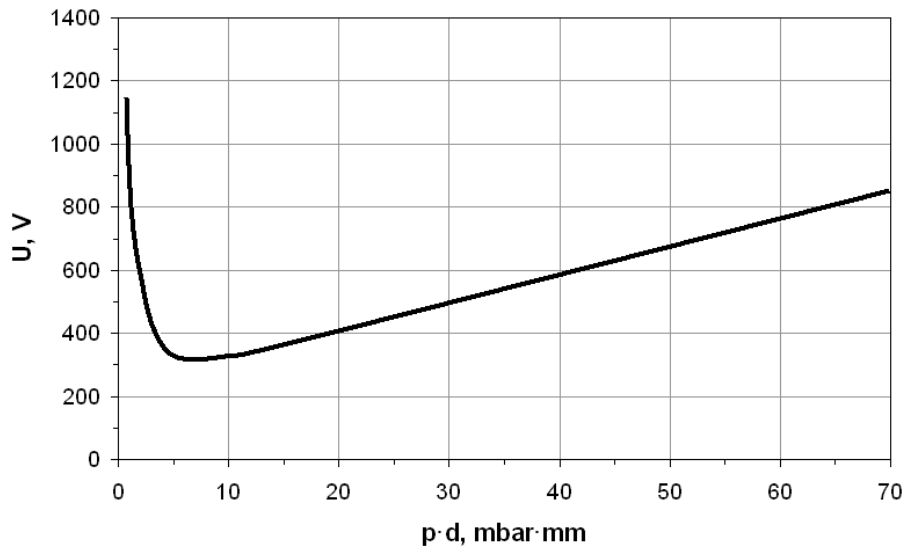


Bild 17: Paschenkurve für die Durchschlagsspannung in Luft, nach [39].

Für Kontakte mit Abständen kleiner als einige freie Weglängen von Elektronen bei dem Druck und der Temperatur des Anwendungsfalls – ca. $4 \mu\text{m}$ bei Luft unter Normalbedingungen [40] – tritt die Erzeugung von Ladungsträgern nach dem Townsendmechanismus in den Hintergrund gegenüber der dann vorherrschenden Feldemission, und die Durchschlagsspannung steigt bis zum Einsetzen der Glimmentladung linear mit der Schlagweite, [Bild 18](#).

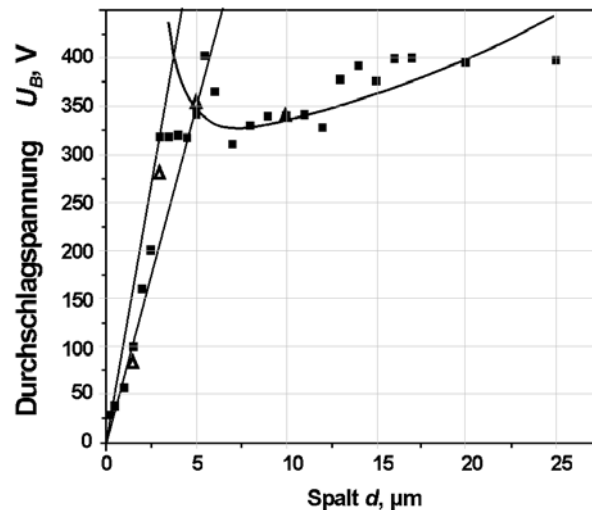


Bild 18: Durchschlagsspannung im Mikrometerbereich – unterhalb von etwa $4 \mu\text{m}$ Schlagweite Durchschlag durch Feldemission (eingezeichnet sind $U/d = 65$ und 110 V/ μm); nach einem Übergangsbereich ab ca. $6 \mu\text{m}$ Einsetzen des Townsendmechanismus [40].

Während frühere Autoren für diesen Bereich makroskopische Feldstärken $U/d \approx 100$ V/ μm nennen, ergab eine Analyse bisheriger Messdaten durch Slade und Taylor [40] nach Berücksichtigung von lokaler Feldkonzentration durch Strukturkanten und Oberflächenrauigkeit mikroskopische Spitzenfelder der Größenordnung 10^4 V/ μm , die auch bei größeren Schlagweiten im Vakuum zum Durchschlag führen. Die hierdurch verursachte Feldemission heizt den Emissionspunkt bis zum Siedepunkt oder darüber auf, bis eine Entladung im entstehenden Metalldampf zündet, ein Lichtbogen, [Bild 19](#). Geht dieser, wie hier

beschrieben, von der Kathode aus, spricht man vom (kurzen, d.h. säulenlosen) Kathodenbogen.

Stadium 1: Vor dem Durchschlag

Stadium 2: Durchschlag und Bogenzündung

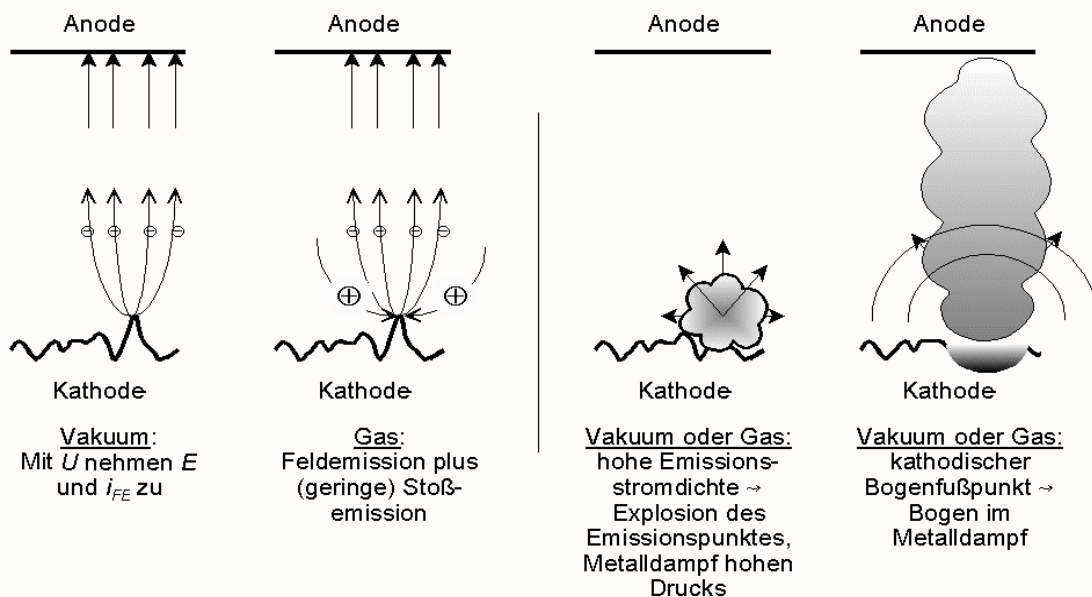


Bild 19: In gasgefüllten Kontaktspalten unterhalb des Paschenminimums treten Feldemission und zusätzlich Stoßemission auf, die einen kurzen kathodischen Bogen zünden können, nach [40]. Bei geringerer Kontaktspannung oder Feldkonzentration an der Anode kann der Bogen auch von dort ausgehen (Anodenmechanismus) oder, unterhalb der Bogenmindestspannung, ganz ausbleiben.

Andererseits wird durch den feldemittierten Strom auch die Anode aufgeheizt, an der zusätzlich die aufgenommene kinetische Energie der Elektronen frei wird. Bei Feldkonzentration an der Anode oder geringeren Spannungen – typischerweise unter 50 V – können die Elektroden sich bis auf so kleine Abstände nähern, dass die noch geringe Auffächerung des emittierten Strahles die Anode auf höhere Temperatur aufheizt als die Kathode, und die Materialverdampfung von jener ausgeht [32, 41, 42].

Generell muss jedoch berücksichtigt werden, dass die Entladung im Mikro-Durchschlagsbereich in besonderem Maße nicht nur durch Mikrospitzen, sondern auch durch adsorbierte Ionen, Gase und Fremdschichten bestimmt wird. Diese können als besondere Quelle von Ladungsträgern in Erscheinung treten oder z.B. durch Absenkung der Austrittsarbeit von Elektronen aus der Kathode die Entladung erleichtern.

Steigt der Strom in [Bild 16](#) weiter an, so treten thermische Effekte in den Vordergrund, die den Entladungsprozess dominieren – die Entladung wird zum Lichtbogen. Als Lichtbogen wird eine ganze Klasse unterschiedlicher Vorgänge bezeichnet, für die folgende gemeinsame Kennzeichen gelten [32]:

- Auslösung von Elektronen an der Kathode durch Thermoemission und hohe Feldstärke statt durch Stoßionisation
- thermische Ionisation des Bogenplasmas statt individueller Stoßionisation nach dem Townsendmechanismus

Um die hohe erforderliche Temperatur aufrecht zu erhalten, ist ein gewisser Bogenmindeststrom I_{min} erforderlich, der für Goldkontakte bei etwa 300 mA liegt, [Bild 20](#). Der Kathodenfall und damit die Bogenmindestspannung U_{min} liegt bei Metallen allgemein im Bereich von 10 bis 15 V.

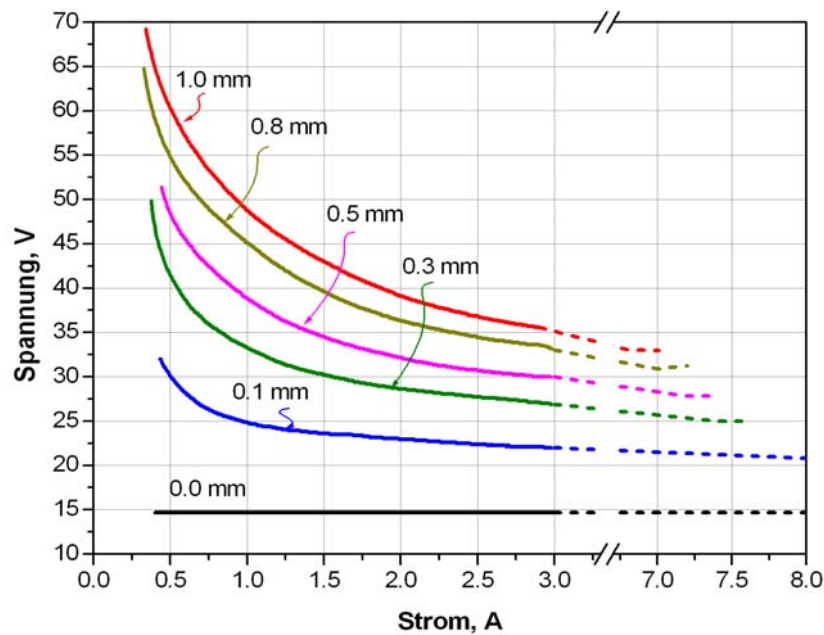


Bild 20: Bogenmindeststrom und -spannung für Goldkontakte bei unterschiedlicher Bogenlänge, nach [30].

1.1.2.3 Schließen eines Stromkreises

Nähern sich zwei Kontakte, an denen eine elektrische Spannung liegt, in Luft einander an, so steigt die Feldstärke zwischen ihnen. Je nach Höhe des Potentialunterschieds lassen sich nun entsprechend der Physik der Gasentladungen verschiedene Mechanismen bis zum Herstellen der metallischen Stromleitung unterscheiden:

- Spannungen U_B oberhalb des Paschenminimums von ca. 330 V: Im Gültigkeitsbereich der Paschenkurve, d.h. zwischen $d \approx 6 \mu\text{m}$ und $p \cdot d \approx 500 \text{ mm} \cdot \text{hPa}$, führt ihre Überschreitung zu einer Glimmentladung und, bei ausreichendem Strom, in der Folge zu einem Lichtbogen. Bei geringeren Abständen verstärkt sich der Anteil der Feldemission, der unterhalb von $d \approx 4 \mu\text{m}$ in den Vordergrund tritt [40]. Gegebenenfalls treten bei Abständen unter dem Minimumwert von $d \approx 6 \mu\text{m}$ Umwegentladungen auf.
- $10 \dots 20 \text{ V} \leq U \leq U_B$: Durchschlag nach dem Townsendmechanismus ist nicht möglich, da die Elektronen nicht genügend Energie für die Ionisierung aufnehmen können. Bei Annäherung der Kontakte auf Mikrometerabstand tritt starke Feldkonzentration an Oberflächenunebenheiten auf, die die nominelle Feldstärke U/d um das bis zu 250-Fache verstärkt. Die entstehenden Feldemissionsströme heizen Punkte auf Kathode oder Anode bis zum Siedepunkt auf, und im Metaldampf kann ein kurzer säulenloser Bogen zünden.
- Spannungen unterhalb der Lichtbogenmindestspannung der Elektrodenmaterialien können auch im Metaldampf keinen Bogen mehr zünden. Atalla [41, 42] schlug 1955 deswegen das folgende Szenario vor:
 - Feldemissionsströme heizen Mikrospitzen der Kathode (und/oder ihnen gegenüberliegende Anodenpunkte) bis auf die Erweichungstemperatur des Materials auf,
 - elektrostatische Kräfte wirken auf die Oberflächenpunkte ein, an denen sich das Feld konzentriert – und die durch Feldemissionsströme bereits erhitzt werden – und verformen diese,
 - hierdurch werden Mikrospitzen und der beschriebene Vorgang verstärkt, bis
 - die Oberfläche aufschmilzt und ein Tropfen flüssigen Kontaktmetalls den Spalt überbrückt und metallische Leitung herstellt.

Augis [25] konnte 1975 dagegen in der Kontaktspannung Niveaus nachweisen, die der Siede- und der Schmelztemperatur des Kontaktmaterials (der Anode für $U_B = 10 \text{ V}$) entsprachen. Seinen Befunden entsprechend führt ausreichend hohe – d.h. $U > 0,9 \text{ V}$ bei Gold – Potentialdifferenz durch Dunkelströme zuerst zum Sieden, dann zum Überbrücken des Spaltes und schließlich zum Erstarren der Schmelzbrücke.

Die zugehörige zeitliche Dauer der flüssigen Brücke lag in der Größenordnung von 100 ns, der überbrückte Spalt im Bereich von 100 nm, [Bild 21](#):

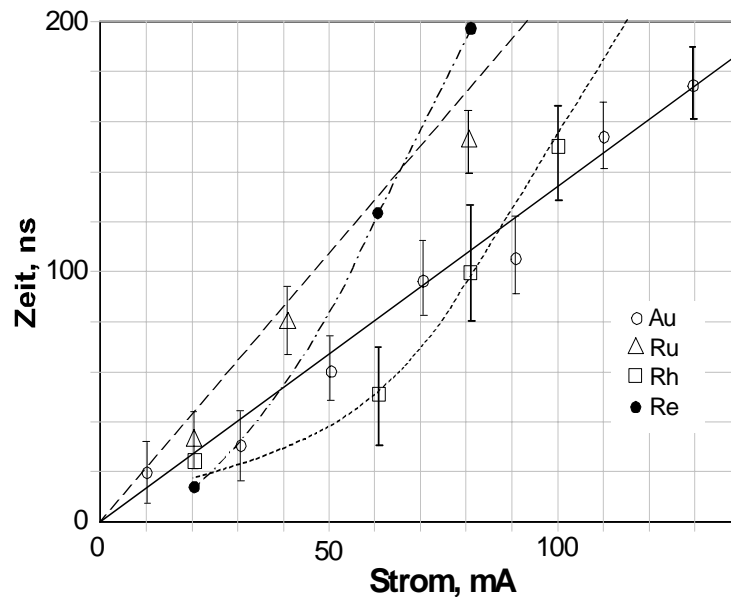


Bild 21: Dauer der flüssigen Überbrückung des Kontaktspaltes, nach [25]. Die Nichtlinearität der Kurven für Rh und Re wird auf Verunreinigung der auf Reedkontakte aufgesputterten Dünnschichten zurückgeführt.

1.1.2.4 Öffnen eines Stromkreises

Nimmt die Kraft zwischen den Kontaktstücken ab, so sinkt die Zahl der metallischen Berührungspunkte, bis schließlich nur noch ein oder zwei Paare für den Stromtransport zur Verfügung stehen. Durch die dort hohe Stromdichte erwärmen diese sich bis zum Schmelzpunkt und bilden Metalltropfen, die sich mit dem weiter werdenden Kontaktspalt zu Schmelzbrücken auseinander ziehen und zunächst den Spalt überbrücken. Die Oberflächenspannung der Schmelze verringert dann den Querschnitt der Brücke weiter, und bei verringerter Wärmeabfuhr erreicht die Brückenmitte bald den Siedepunkt und zerplatzt. An der Stelle der Brücke befindet sich nun eine Wolke von Metaldampf, in der bei ausreichender Kontaktspannung (auch ggf. durch die Induktivität des Schaltkreises verursacht) ein Lichtbogen zündet.

1.1.2.5 Alterungsmechanismen

Ist ein Kontakt eine gewisse Zeit im Einsatz, so verändern sich seine Eigenschaften. In erster Linie betrifft dies den Kontaktwiderstand im geschlossenen Zustand, es treten aber auch Ausfälle beim Öffnen des Stromkreises auf. Die Vorgänge, die zur Kontaktveränderung führen, lassen sich wie folgt gruppieren:

- Veränderung des Kontaktwiderstands
 - Auf- oder Abbau von Fremdschichten
 - Transport von Kontaktmaterial
 - Alterung des Kontaktmaterials

- Verringerung des Isolationswiderstands
 - Verschweißen
 - Verhaken
 - Veränderung des Widerstands der Isolationsstrecke

Fremdschichten

Während des Betriebs der Kontakte können, wie oben schon z.T. dargestellt, schlecht leitende Fremdschichten entstehen, die den Kontaktwiderstand erhöhen. Sie bauen sich meist durch die beim Schalten lokal hohen Oberflächentemperaturen durch Zerfall der Ausgangssubstanzen oder durch chemische Veränderung der Kontaktoberfläche auf, können aber auch z.B. durch Sputterwirkung der Glimmentladung abgetragen werden. In diesem Fall sinkt der Kontaktwiderstand nach einer Einlaufphase (Konditionierung) etwas ab. Das folgende [Bild 22](#) stellt die typische fremdschichtbedingte Alterung von unterschiedlichen Kontakten dar. Wolfram oxidiert unter dem Schaltfunken, Silberlegierungen tendieren zur Sulfidbildung und Platinlegierungen zu katalytisch erzeugten organischen Fremdschichten.

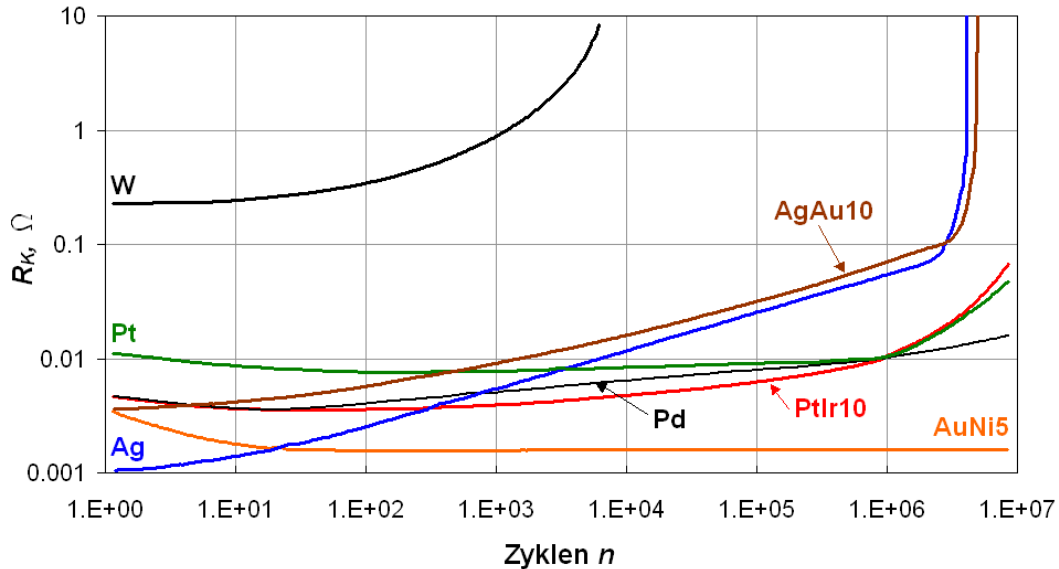


Bild 22: Alterungsneigung von Kontakten aus unterschiedlichen Metallen. **W:** Widerstandszunahme durch Oxidation; **Ag-Legierungen:** Sulfidbildung; **Pd** und **Pt:** Polymerdünnschichten; **AuNi:** konstanter Widerstand nach Konditionierung (nach [43], Schaltbedingungen sind 48 V, 80 mA, induktiv).

Materialwanderung

Durch die Schaltvorgänge verschwindet mit der Zeit Material von den Kontakten, ein Effekt, den Holm als Materialwanderung – im hier untersuchten Lastbereich als Feinwanderung – bezeichnet: Durch den kurzen Bogen beim Ausschalten wird Material aufgeschmolzen und kurzzeitig verdampft. Der dabei entstehende Druckstoß verspritzt flüssiges Kontaktmaterial in die Umgebung. Wegen der zunächst geringen Kontaktabstände bilden sich Anodenbögen und ist in erster Linie die Anode betroffen, das abgetragene Material lagert sich um den schaltenden Anodenpunkt herum und auf der Kathode ab, [Bild 23](#). An feinwerktechnischen Kontakten wird z.T. ausgeprägte Bildung von Kratern auf der Anode und von Spitzen auf der Kathode beobachtet [44].

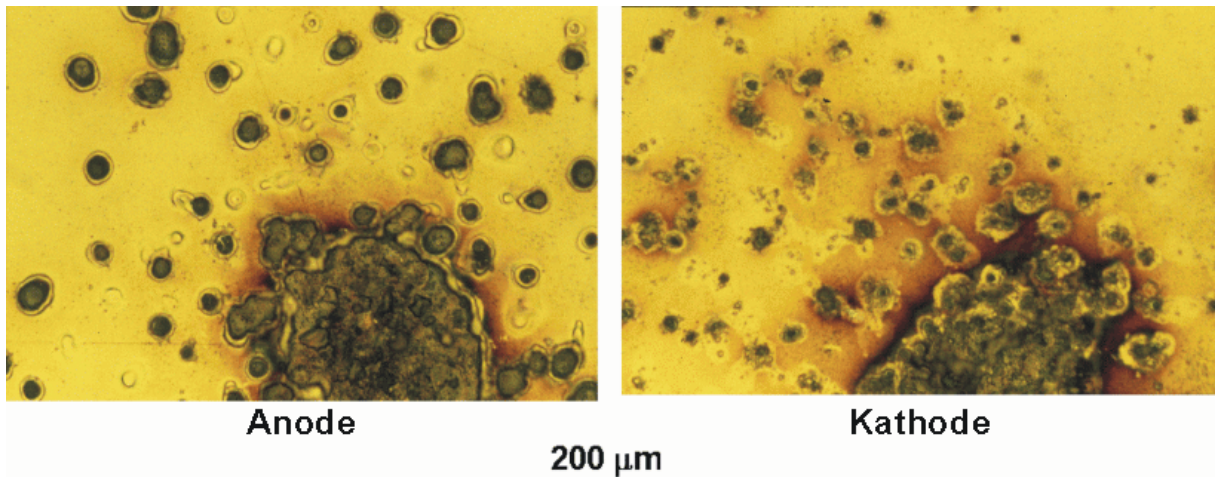


Bild 23: Erodierte Kontaktpunkte auf Anode und Kathode nach Belastung mit 300 V, 10 mA. Die Metallisierung ist 100 nm Gold über 30 nm Chrom auf Glassubstrat. Die Verfärbung des Goldes rührt wahrscheinlich von durchdiffundiertem und oxidiertem Chrom her. Diese Oberflächenschicht ist um die Kathodenkrater herum abgesputtert.

Wie aus [Bild 24](#) zu erkennen ist, das der Autor bei Schaltversuchen mit Spannungen von 300 V erhalten hat, lagert sich das verspritzte Material zum Teil in Form kugelförmiger Mikrotröpfchen ab, was auf extrem schnelle thermische Vorgänge schließen lässt. Der entstehende Tröpfchenhaufen hat eine sehr offene Struktur und wegen der kleinen Berührungsflächen zwischen den Tröpfchen, eventuell auch wegen Oxiden¹¹ an den Berührungsstellen, nur geringe Leitfähigkeit. Im optischen Mikroskop erscheint er schwarz, die Röntgenmikroanalyse konnte jedoch nicht in jedem Fall Kohlenstoff nachweisen. Der Autor vermutet deswegen, dass durch die poröse Oberfläche ein Goldschwarz entstanden ist. Wright und Tai [45] haben ähnliche Abbranderscheinungen beobachtet und mit Auger-Elektronen-Spektroskopie erhöhten Kohlenstoffgehalt nachgewiesen.

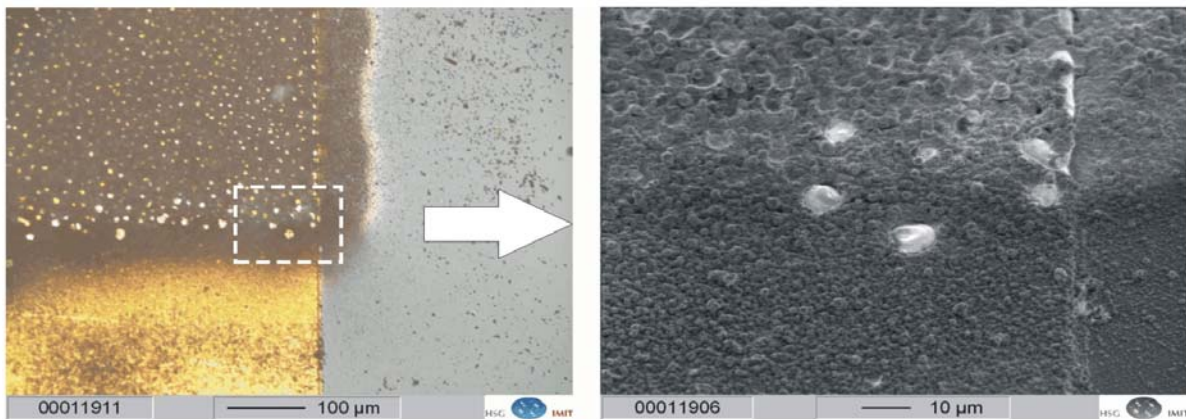


Bild 24: Anodische Brandstelle bei 300 V Kontaktspannung, 10 mA. Anodisches Kontaktmaterial hat sich in einem lockeren Verbund von Mikrotröpfchen abgelagert, der im lichtoptischen Bild (links) schwarz erscheint. Rechts: REM-Aufnahme. Deutlich zu erkennen sind die anodischen Bogenfußpunkte zwischen dem aufgeworfenen Material.

Auch beim Einschalten entsteht, wie oben beschrieben, eine Schmelzbrücke. Entgegen früheren Annahmen soll aber der Anteil von Schmelzbrücken beim Materialtransfer gegenüber dem von Lichtbögen gering sein [46]. Augis [25] hat versucht, die Spuren von im Oszillogramm erkannten Einschalt-Schmelzbrücken auf der Kontaktoberfläche wiederzufinden, konnte aber keine nachweisen. Er vermutet, dass diese bei der mechanischen Berührung der Kontakte verwischt werden.

¹¹zu vermuten ist hier neben CrO_2 aus dem Chrom der Haftsicht auch in Gold gelöstes Silizium, das an der Tropfenoberfläche zu SiO_2 oxidiert.

In früheren unveröffentlichten Versuchen bei Kontaktspannungen über der Lichtbogenmindestspannung benutzte der Autor unterschiedlich dicke Kontaktmetallisierungen. Waren diese zu dünn, so führte ein einziger Ein- oder Ausschaltfunke bereits zu einem Krater von der Tiefe der Schichtdicke. In Verbindung mit der verminderten Wärmeleitfähigkeit der dünnen Metallschicht konnte auf diese Weise ein Elektrodenpunkt komplett abgetragen werden. Das in der Umgebung des Punktes abgelagerte Material bildete dort Mikrospitzen und erhöhte auf Grund der Veränderung der Oberflächengeometrie die Wahrscheinlichkeit, dass der nächste Schaltvorgang in unmittelbarer Nachbarschaft stattfand. Auf diese Weise konnte sich im Extremfall über wenige Schaltzyklen hinweg eine linienförmige Erosionsspur bilden, die Bereiche des Kontaktes inselförmig umgab, elektrisch isolierte und den Kontakt damit frühzeitig ausfallen ließ, [Bild 25](#).

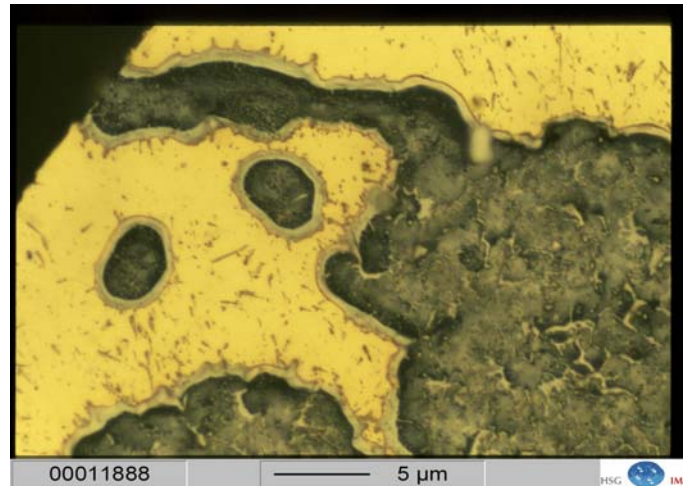


Bild 25: Linien- und flächenförmige Erosion eines kathodischen Kontaktes mit nur 100 nm dicker Metallisierung auf SiO₂ nach Belastung mit 300 V, 10 mA. Nicht selbst erodierte Bereiche werden durch die erodierte Fläche isoliert und fallen aus. M=1000:1.

Um derartige Erscheinungen zu vermeiden, muss die Metallisierungsdicke mindestens so groß wie die Kratertiefe sein, prinzipiell aber möglichst groß, um hohe elektrische und thermische Leitfähigkeit sowie eine gewisse thermische Masse zu realisieren.

Germer [47] schätzt das Kratervolumen V_{Krater} für Spannungen zwischen 15 und 100 V zu $4 \cdot 10^{-4} \text{ mm}^3/\text{J}$ Entladungsenergie ab.

Beim Einschalten kann in einer einfachen Schätzung das Kontaktsystem selbst als Kondensator und Energielieferant angesehen werden. Ein Schalter aus zwei planaren Substrat- und einem Brückenkontakt gelte als Reihenschaltung zweier Kondensatoren mit Plattenfläche $A_{\text{Kondensator}} = 0,5 \text{ mm}^2$. Wird der Kontaktabstand beim Einschalten zu $d = 0,5 \text{ µm}$ angenommen, so sind die Kapazität

$$C = \frac{1}{2} \frac{\epsilon A}{d} = \frac{8,85 \cdot 10^{-12} \text{ Fm} \cdot 0,5 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2}{2 \cdot 0,5 \cdot 10^{-6} \text{ m}} \approx 5 \cdot 10^{-12} \text{ F} \quad (3)$$

und die bei $U=100 \text{ V}$ gespeicherte Energie $W = 1/2 CU^2 = 2,5 \cdot 10^{-8} \text{ J}$. Als Kratervolumen wären damit $V = 0,01 \text{ µm}^3$ und als Tiefe für einen halbkugelförmigen Krater $t \approx 150 \text{ nm}$ zu erwarten. Berücksichtigt man die verminderte Wärmeleitfähigkeit dünner Schichten, so sollte die Metallschicht etwa 1 µm stark sein.

In der Technik konventioneller Schalter für Ströme im Ampèrebereich, in dem durchaus stehende Lichtbögen entstehen können, wird die Brenndauer des Lichtbogens – und damit die kontaktzerstörende Energiemenge $U_{\text{Bogen}} \cdot I_{\text{Bogen}} \cdot \text{Brenndauer}$ – durch seine Länge bestimmt, vgl. [Bild 20](#). Der Konstrukteur ist deswegen bestrebt, den Kontaktweg möglichst schnell zurück zu legen und wählt einen schnappenden Kontaktantrieb. Unter der Lichtbogengrenzkurve dagegen ist die Dauer der flüssigen Einschaltbrücke (s.o), bzw. die Schaltkreisinduktivität, die die Kontaktspannung über die Lichtbogenmindestspannung treibt, der bestimmende Parameter. Er sorgt auch dafür, dass eine gewisse Hysterese im Schaltverhalten auftritt und der Schalter nicht zwischen dem offenen und geschlossenen Zustand hin und her schwingt.

Die mit dem beweglichen Kontakt verbundene Masse zusammen mit der mechanischen Elastizität des Systems kann zu mechanischem Schwingen der Kontakte und Wiederöffnen nach der ersten Berührung führen, dem (Einschalt-) Kontaktprellen. Da jede Einzelberührung den Stromkreis schließt, steigt bei prellenden Kontakten die wahre Schaltspielzahl gegenüber der nominellen stark an und damit der Kontaktabbrand. Durch konstruktive Maßnahmen muss dieser Effekt vermieden werden. Außer dieser mechanischen Erscheinung kann es auch geschehen, dass bei sehr langsamen Kontaktbewegungen bestehende Schmelzbrücken platzen und durch verspritztes Material oder aufgrund der hohen Dichte des Metaldampfes neue Bögen im Spalt zünden, also ein elektrisches Ein- oder Ausschaltprellen auftritt, das allerdings meist Spannungen von ausreichender Höhe voraussetzt und ebenso schädlich ist. [Bild 26](#) und [Bild 27](#) zeigen entsprechende Oszillogramme, die der Autor an sehr langsam geöffneten Kontakten bei 80 V aufgenommen hat.

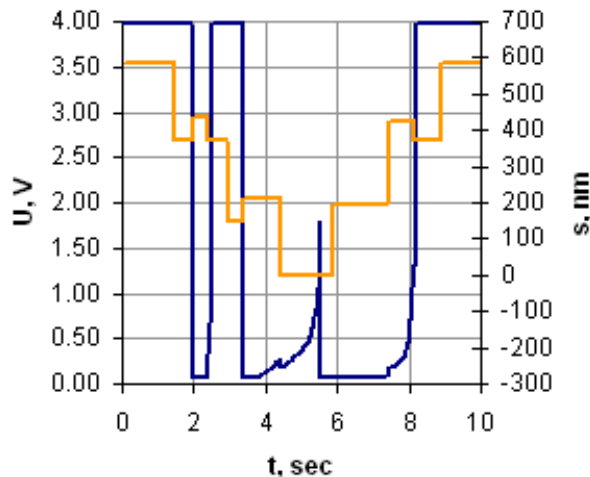


Bild 26: Wiederschließen – obere Linie: **Abstand** des beweglichen Kontakts (Signal der Piezo-Regelung), Linien von oben nach unten: **Spannung** am Kontakt.

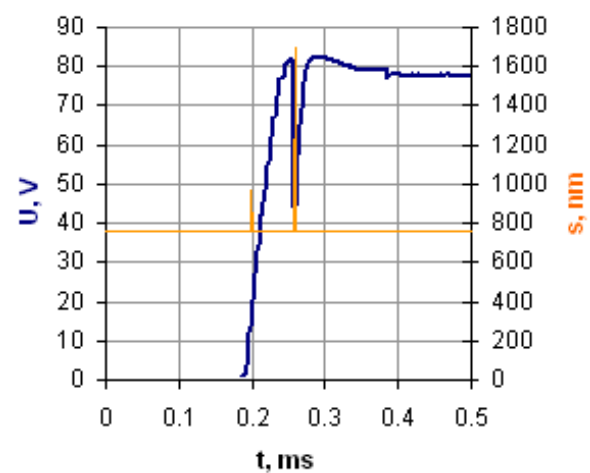


Bild 27: Kurzzeitiges Wiederschließen (nicht ganz aufgelöst) ca. 0,06 ms nach der Kontaktöffnung. Der kontinuierliche Spannungsanstieg mit Überschwinger ist durch die Spannungsquelle bedingt.

In [Bild 26](#) gibt die orange Linie den Abstand des beweglichen Kontakts an, der in Schritten von 1,5 s Dauer bewegt wird. Der Kontakt schließt mit ca. 300 ms Verzögerung zum Zeitpunkt 2 s, vermutlich an einem erhabenen Oberflächenpunkt. Das Schließen drückt den Kontakt zeitweilig um 50 nm zurück, bis der Schalter nach Abbreiten der Unebenheit zunächst wieder öffnet. Nach weiterer Vorbewegung des Kontakts um ca. 200 nm schließt der Schalter wieder verzögert zum Zeitpunkt 3,3 s; auf Grund der Erwärmung des Kontaktpunktes steigt die Spannung, bis auf 1,8 V an, worauf Schmelzen eintritt und der Schalter endgültig schließt. Zur leichteren Nachvollziehbarkeit des Spannungsverlaufs ist die eigentlich auf 100 V ansteigende Kurve bei $U = 4 \text{ V}$ durchgezogen worden.

[Bild 27](#) gibt einen Wiederschließungsvorgang an einem kontinuierlich geöffneten Kontakt wieder: Ohne messbare Kontaktbewegung öffnet der Schalter – vermutlich durch Abbreiten eines mikroskopischen Berührungspunktes – und schließt spontan wieder nach 60 μs und Spannungsanstieg auf 80 V.

Verhaken

In feinwerktechnischen Schaltern kann die Materialwanderung dazu führen, dass sich anodenseitig Krater und ihnen gegenüberliegende und geometrisch recht genau angepasste kathodische Spitzen bilden. Diese Spitzen können sich in den zugehörigen Negativformen verhaken und zu Öffnungsfehlern führen. In mikrotechnischen Kontakten ist die Metallschichtdicke der Kontakte in der Regel zu gering für derartige Erscheinungen. Materialumlagerung auf der Anode und -auftrag auf der Kathode kann aber so weit gehen, dass der nur wenige Mikrometer breite Kontaktspalt überbrückt wird und der Kontakt ebenfalls nicht mehr öffnet.

Verschweißen

Durch das Entstehen einer Schmelzbrücke entsteht beim Einschalten im Normalfall eine Schweißverbindung zwischen beiden Kontakten, die häufig, da sie durch ihre Festigkeit auch beim Öffnen den letzten Berührungspunkt darstellt, auch wieder als Schmelzbrücke geöffnet wird und damit nicht dauerhaft ist. Je nach Schaltkreisparametern – z.B. in kapazitiven Kreisen, in denen der Einschaltstrom deutlich höher ist als der Ausschaltstrom, oder bei starker Erwärmung der Kontakte aufgrund von Fremdschichten – kann sie aber auch bestehen bleiben und einen Kontaktausfall verursachen. Die Schweißneigung ist werkstoffabhängig. Kohlekontakte verschweißen nicht, und auch geeignete Werkstoffpaarungen mit unterschiedlichem Kristallgitter sind eher resistent. Gold dagegen, das aufgrund seiner edlen Oberfläche leicht metallischen Kontakt bildet und auch sonst zum Kaltverschweißen neigt, bildet leicht Schweißstellen aus. Dieses “Kontaktkleben” erfordert höhere Trennkräfte. Es kann durch Verwendung legierten “Hartgoldes” mit höherer mechanischer Härte vermindert werden.

Materialalterung

Gesputtete oder galvanisch abgeschiedene Metallschichten stehen prozessbedingt unter mechanischer Eigenspannung und weisen eine hohe Dichte von Gitterfehlern auf, enthalten z.T. auch mit abgeschiedene nichtmetallische Komponenten. Durch eine Wärmebehandlung, die auch lokal beim Schalten erfolgen kann (vgl. oben “Erweichungs-“, bzw “Rekristallisationsspannung”) können diese ausheilen und direkt die Leitfähigkeit oder indirekt über höhere Duktilität die wirksame Kontaktfläche erhöhen. Der Kontaktwiderstand nimmt somit über einige Schaltzyklen hinweg etwas ab, s.a. [Bild 22](#) auf S. 36. Unter den Begriff der Materialalterung kann aber auch das Verhalten eines Schichtsystems gefasst werden, das sich mit der Zeit – thermisch beschleunigt – durch Diffusion vermischt und dadurch seine Eigenschaften verändert. Diese Vorgänge werden weiter unten beschrieben.

Mechanische Alterung

Einige Metalle, v.a. Kupfer und Gold, verfestigen sich bei plastischer Verformung durch den Aufstau von Gitterfehlern, was aber beim Schalten durch die lokale Erwärmung wieder ausgeheilt werden kann. Besonders nieder- oder gar unlegiertes Gold weist aber eine derart niedrige Festigkeit und hohe Duktilität auf, dass es unter mechanischer Last plastisch verformt wird. Unter der Schaltkraft, die auf die Kontakte wirkt, wird die Kontaktoberfläche somit bleibend verformt. Mikrospitzen, die z.B. durch das Kornwachstum während der galvanischen Abscheidung entstanden sind, werden eingeebnet, und belastete Bereiche können ausgewalzt werden. Das Oberflächenprofil verändert sich auf diese Weise, und ein auf einige Mikrometer ausgelegter Kontaktabstand kann sich messbar verändern. Das folgende [Bild 28](#) zeigt einen Goldkontakt des Autors, der nach mehrmaliger Belastung mit einer Kraft von 3 N deutliche plastische Veränderungen zeigt.

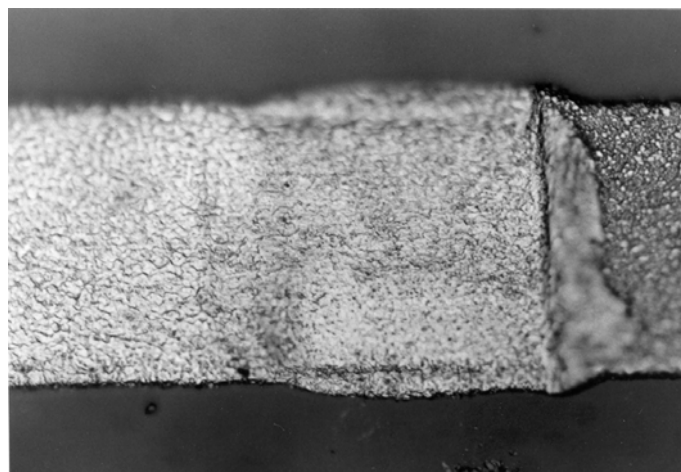


Bild 28: Plastische Verformung eines 5 µm dicken Kontaktes aus Feingold.

Veränderung der Isolationsstrecke

Aus der Technik von Lastschaltern ist bekannt, dass die im Lichtbogen entstehende Strahlung Kunststoffoberflächen chemisch aufbrechen kann, bis eine dünne Schicht leitfähigen Kohlenstoffs entsteht, auch können z.B. durch mechanischen Abrieb Staubniederschläge entstehen, die Kriechströme entlang isolierender Oberflächen ermöglichen.

In der Mikrotechnik sind derartige Erscheinungen nicht sehr bedeutend; statt dessen kann beispielsweise in einen Kontaktraum von sehr kleinem Volumen Feuchtigkeit eindringen, oder ungeschützt offen liegende Strom führende Teile können, z.B. bei tiefer Temperatur, durch einen Feuchtigkeitsfilm verbunden werden. Gerade bei den geringen Isolationsweiten mikrotechnischer Bausteine ist deswegen eine dichte Verkapselung unerlässlich.

Bei planaren Kontakten wie in dieser Arbeit verwendet kann der Bereich zwischen den Kontakten durch verspritztes Kontaktmaterial metallisiert und damit leitfähig werden. [Bild 24](#) oben, das in früheren Versuchen bei höherer Last entstanden war, zeigte Mikrotröpfchen und metallische Niederschläge, die sich im Spalt zwischen den beiden planaren Kontakten verteilten und diesen, wäre er schmaler gewesen, hätten überbrücken können.

Schließlich können sich Fremdschichten – Metalloxide, Partikel oder organische Schichten – auf der Kathodenoberfläche ansammeln, die die Austrittsarbeit von Elektronen absenken und damit Feldemissionsströme vergrößern. Dieser als Kontaktaktivierung bezeichnete Effekt wird z.B. in [\[48 – 58\]](#) beschrieben.

1.1.3 Kontaktwerkstoffe

Feinwerktechnische Schalter verwenden meist diskrete Kontaktstücke, die als Halbzeuge hergestellt und anschließend auf das Trägermaterial – häufig eine Feder aus einer Kupferlegierung – aufgenietet oder aufgeschweißt werden [\[59\]](#). Diese Niete oder Kugeln selbst werden aus Drahtmaterial gepresst; manche Kontaktstücke aus Legierungen, die nicht erschmolzen werden können, werden auch pulvermetallurgisch hergestellt. Der Vorteil dieses Verfahrens liegt darin, dass der Schaltgerätehersteller die Kontaktstücke mit definierter Zusammensetzung von extern beziehen und sie mit einfachen Techniken verarbeiten kann. Relativ massive Kontaktstücke können zudem beim Schalten kurzzeitig als Wärmesenken dienen, und die Interdiffusionsprobleme dünner Schichten werden vermieden.

Alternativ können die Kontaktstücke – ob diskret oder als Teil eines Funktionselementes, z.B. einer Feder – mit dem Kontaktwerkstoff durch Abscheidung aus der flüssigen oder gasförmigen Phase dünn beschichtet werden, d.h. durch Aufdampfen, Sputtern, CVD, galvanisch oder stromlos-galvanisch. Nur auf diese Weise anwendbare Materialien sollen hier betrachtet werden, da nur diese Beschichtungsverfahren für den zu entwickelnden mikrotechnischen Schalter in Frage kommen.

Wie [Bild 29](#) zeigt, eignen sich verschiedene Materialien für unterschiedliche zu schaltende Lasten. Für den Bereich der Signallasten steht dabei ein niedriger und reproduzierbarer Kontaktwiderstand im Vordergrund. Da dort beim Schließen nur geringe Spannungen zum Durchschlagen von Fremdschichten zur Verfügung stehen und beim Trennen keine nennenswerten Lichtbögen auftreten, die Fremdschichten abbrennen könnten, werden reine Edelmetalloberflächen gewählt. Bei sehr geringen Lasten ist auch die kelvinsche Erwärmung der Kontaktpunkte so gering, dass die Berührungsfläche nicht durch Erweichen oder Aufschmelzen des Materials nennenswert zunimmt, daher sind dort weiche Metalle von Vorteil. Schnabl [\[60\]](#) empfiehlt daher für den Bereich unter 300 mV, 10 mA sehr nieder legiertes **Gold**. Die Nachteile dieses Metalls sind seine Neigung zur Materialwanderung aufgrund seines niedrigen Lichtbogengrenzstromes (300 mA [\[46\]](#)) und in unlegierter Form aufgrund seiner geringen Härte und reinen Oberfläche (Au bildet nur flüchtige Oxide) die Neigung zum Kaltverschweißen sowie zum mechanischen Kriechen unter Belastung. Sobald daher der Aspekt des Kontaktklebens an Bedeutung gewinnt, sollte auf höher legiertes Gold oder auf Platinmetalle übergegangen werden. Bei den Goldlegierungen soll AuCo von der Schweißneigung und von der Oxidbildung her vorteilhafter sein als

AuNi, welches wiederum geringere Materialwanderung zeigt [61].

Silber, das Metall mit der höchsten Leitfähigkeit, zeigt im reinen Zustand ähnliche Nachteile wie Gold; wegen der Bildung des allerdings bei erhöhter Temperatur zerfallenden Sulfids Ag_2S und der Oxidation ab $600\text{ }^\circ\text{C}$ wird es nicht im Niedrigst-Lastbereich eingesetzt.

Die Platinmetalle Pd, Pt, Rh und Ru wurden, solange dies vom Materialpreis her nahe lag, z.T. als wirtschaftliche und technische Alternative zu Gold favorisiert. Grundsätzliche Nachteile liegen jedoch in ihrer deutlich höheren Härte als Gold ($E_{\text{Au}} = 80\text{ GPa}$, $E_{\text{Pd}} = 117\text{ GPa}$, $E_{\text{Pt}} = 154\text{ GPa}$, $E_{\text{Rh}} = 386\text{ GPa}$ und $E_{\text{Ru}} = 430\text{ GPa}$ [62]) und ihrer katalytischen Wirkung. Letztere begünstigt die Polymerisation organischer Dämpfe und damit die Bildung organischer isolierender Fremdschichten.

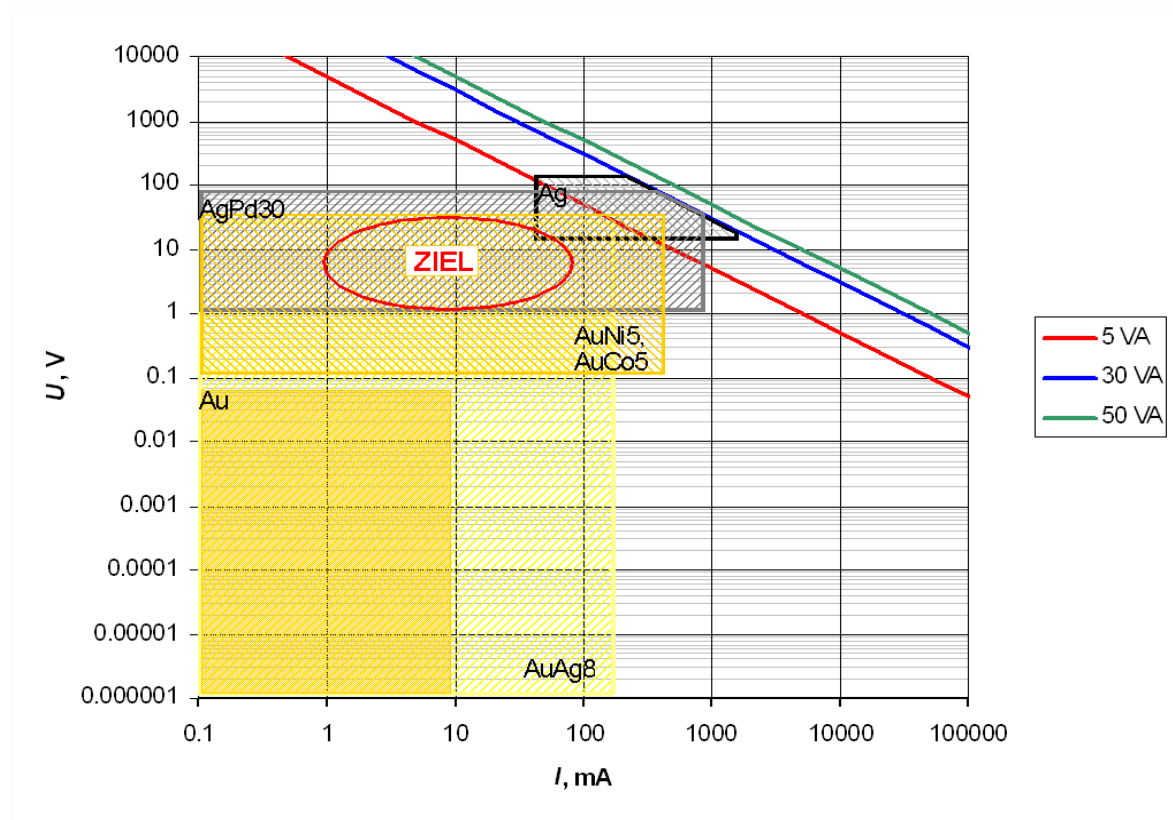


Bild 29: Kontaktmaterialien, übliche Einsatzbereiche in der Feinwerktechnik.

Die beiden folgenden Bilder [Bild 30](#) und [Bild 31](#) zeigen Verbundmetallisierungen für universelle Kontakte in modernen Relais:

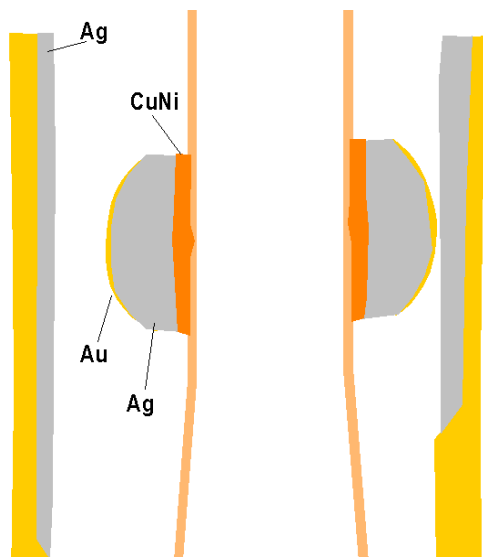


Bild 30: Dreikomponentiger Aufschweißkontakt [63]

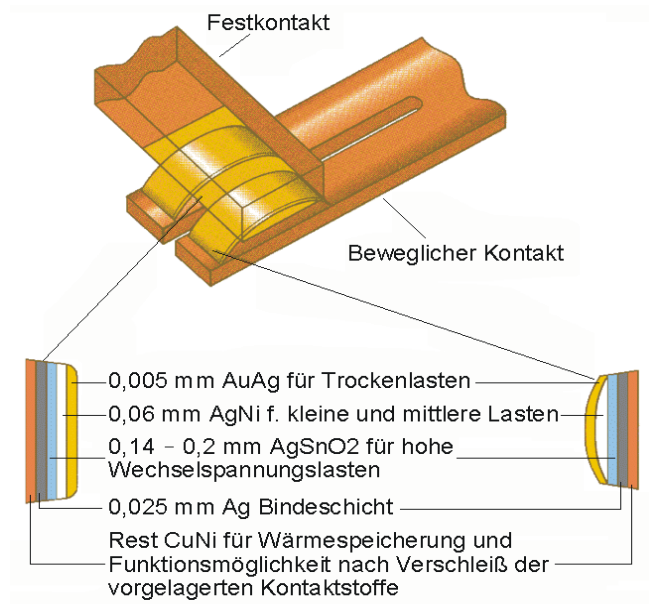


Bild 31: Fünfzügiger Doppellinienkontakt für erweiterten Leistungsbereich [63] (mit freundlicher Genehmigung des Verlags Moderne Industrie).

1.2 Mikrotechnische Schalter

1.2.1 Stand der Entwicklung

Der erste mikrotechnische, durch Beschleunigung betätigte, Schalter wurde 1972 von Frobenius [64] in lokaler Goldgalvanik vorgestellt; sein erfolgreicher Einsatz wurde jedoch durch Ermüdung der galvanisch abgeschiedenen Zungen verhindert [65].

Einen neuen Ansatz stellten Zungen aus isolierendem Material (SiO_2) dar, die erstmals elektrostatische Betätigung zuließen. Petersen realisierte damit 1978 die ersten Relais [65] und 1979 Arrays mit unterschiedlichen Kontaktgeometrien [66]. Stromführung entlang der Oberfläche der Zunge führte durch Joulesche Erwärmung ab ca. 1 mA zu einem Bimetalleffekt, der den Schalter geschlossen hielt. Der schaltbare Strom wurde durch eine Kontaktbrücke an der Spitze der Zunge erhöht; bald zeigte sich allerdings, dass die Kontaktzuverlässigkeit und Lebensdauer der Bauteile weiter gehende Entwicklungsanstrengungen hinsichtlich Kontaktkraft, Kontaktmaterial und -Geometrie erforderten. So wies Gold als Kontaktmaterial für Relaiszungen neben einfacher Abscheidbarkeit und Korrosionsfestigkeit zu hohe Duktilität und Verschweißneigung auf. Da verschiedene Anforderungen an mikrotechnische Schalter sich gegenseitig ausschließen, z.B. hohe Eigenfrequenz und Betätigbarkeit durch niedrige Steuerspannungen, konnten mikrotechnische Schalter nicht mehr als Universalelemente angesehen werden; es wurde auch gesehen, dass den Vorteilen wie der Batch-Fertigung größerer Arrays, dem hohen Widerstands- und Kopplungsverhältnis, der niedrigen Ansteuerleistung und der generell höheren Schaltgeschwindigkeit Nachteile wie Betätigungsspannung oberhalb 50 V und im Gleichstrombereich geringe Schaltströme von unter 1 A gegenüberstehen [65].

Der sich daraufhin entwickelnde Haupt-Anwendungsbereich mikromechanischer Schaltelemente ist die Hochfrequenztechnik. Hier werden beweglicher und fester Kontakt, d.h. der Wellenleiter, in der Regel kapazitiv gekoppelt. Da kein metallischer Kontakt auftritt, entfallen die Problematiken des Kontaktklebens und der Fremdschichten, und die entsprechenden Schaltkräfte erübrigen sich. Die inzwischen beträchtliche Zahl publizierter HF-Schaltelemente [darunter 67 bis 82] liefert daher allerdings auch nur wenig Informationen für die Themen dieser Arbeit.

Ein erster DC-Schalter für Kraft oder Druck mit einer dicht aufgebondeten Silizium-Membran wurde von Petersen 1985 veröffentlicht [83]. Er enthält eine Membran oder eine Zunge, die sich unter Belastung mehr und mehr an ein Substrat anlegt und dabei eine Reihe von Kontakten schließt [84]. Ein ähnlicher Druckschalter aus einer Siliziummembran und einem Glassubstrat sowie ein ebenfalls auf diesem Prinzip beruhender Beschleunigungsschalter wurden 1987 von Allen vorgestellt [85]. De Bruin von IC Sensors berichtete 1990 [86, 87] von einer Weiterentwicklung, in der Mikrosicherungen in den Sensor integriert wurden. Durch Belasten mit einem Referenzdruck und Durchbrennen der Leitungen zu den geschlossenen Kontakten sollte der Ansprech-Schwellwert des Sensor eingestellt werden. Einen ähnlichen Aufbau haben wir untersucht [88]. Wie wir jedoch fanden, ist mit dieser Methode keine zuverlässige Kalibration möglich.

Generell ist es wünschenswert, eine gewisse Hysterese und einen Schnappeffekt in die Schaltfunktion zu integrieren. Huff und andere [89 – 94] realisierten 1991 einen Druckschalter, bei dem ein flacher Hohlraum zwischen zwei Siliziumscheiben eingeschlossen wurde. Nach Abdünnen einer der beiden Scheiben verformte sich die gedünnte Scheibe bei einer anschließenden Glühbehandlung durch den hohen Innendruck plastisch und bildete nach dem Abkühlen einen flachen Dom. Die Kontaktgabe findet zwischen Siliziumoberflächen statt; der hohe Widerstand von 12 k Ω soll auf die Leitung des Stroms durch die Siliziummembran und das darauf gebildete dünne Oxid zurückgehen [94]. Die Beschichtung mit einem geeigneten Kontaktmetall war wegen der zur plastischen Siliziumverformung erforderlichen hohen Temperatur nicht möglich.

Ähnliche Prozess-induzierte Eigenspannung in Balken aus polykristallinem Silizium, die elektrostatisch umgeschaltet werden, verwenden Sun u.a. [95], ebenfalls mit – für DC-Schalter nicht verwendbaren – Siliziumkontakten.

Alternativ zu einer geometrischen Vorspannung kann die Schnappfunktion elektrostatisch oder durch ein magnetisches Feld erzeugt werden.

Siliziumkontakte verwendet ebenfalls ein Drucksensorarray von Bower und Ismail [96 – 98]. Unterschiedlich große Membranen weisen dort logarithmisch gestufte Ansprechdrücke auf und Widerstände von ca. 4Ω .

Bagepalli u.a. [99 – 101] schlagen einen mikrotechnischen Schalter für 600 V, >1 A vor, der in einer parallelen Anordnung über einen Spalt von $25 \mu\text{m}$ bis zu 600 V und mehr als 1 A schalten soll.

Allen u.a. [102, 103] berichten von einem elektromagnetischen Relais, das mit Goldkontakten 2,5 mA nahezu 10^6 Zyklen und bis zu 1 A “repeatedly” schaltet.

Kaufmann und Briska [104] schlagen vor, eine große Zahl von Schaltkontakten parallel anzuordnen und mit einer kalt leitenden Metallisierung unter einander zu verbinden. Auf diese Weise sollen der Strom beim Ein- und Ausschalten stark verringert und die Erosion vermindert werden.

Sehr viel Entwicklungsarbeit wurde von der Gruppe Schlaak und Schimkat bei der Entwicklung elektrostatischer Mikrorelais geleistet [105 – 112]. Ihre Leistungen zum Relaisantrieb wie die tiefgehende Untersuchung des Wanderkeilantriebes (reißverschlussartige Bewegung einer gebogenen Elektrode), der reibenden Kontaktgabe mit Hilfe von spiralförmig geschlitzten Kontaktfedern und weiterer Einzelprobleme können in dieser Arbeit nicht eingesetzt werden; ihre detaillierten Untersuchungen zum Kontaktwiderstand werden unten zusammengefasst. Als Kontaktmaterial geben sie für Ströme bis 500 mA $2,5 \mu\text{m}$ Au mit Rh-Beschichtung an.

Auch Majumder und seine Gruppe [113 – 119] blicken auf eine lange Entwicklungszeit ihrer Relais, die sie in Mikrogalvanik realisieren, zurück. Ihre Hauptprobleme liegen neben schwer zu beherrschenden Schichteigenspannungen im Kontaktverschleiß trotz geringen Schaltlasten (<1 V, <1 mA) und im Kontaktkleben. Die Gruppe ist daher auf Rh-beschichtete Kontakte übergegangen.

Loke und Mitarbeiter haben schaltende Beschleunigungssensoren realisiert [120]. Die wie die frühen Arbeiten von Petersen und Hope [66,121,122] von ihnen verwendete Kontaktmetallisierung Au auf Cr bewährte sich nicht, was auch Lisec [123] bestätigt. Glenn [124] verwendet statt dessen TiW + Pd + Au.

Elektromagnetische Mikrorelais in galvanischer Additivtechnik stellen Tilmans u.a. vor [125,126]. In diesen schaltet ein mit NiFe + Au beschichteter Anker gegen massiv galvanisierte Au-Festkontakte. Über eine Schaltweite von $20 \mu\text{m}$ sollen 6,5 V und 3,5 mA $1,5 \cdot 10^7$ Zyklen ertragen werden.

Ein originelles Relais mit Quecksilberkontakten schlagen Simon u.a. [127] vor. Ein labormäßiger Prototyp schaltet dort bei Kontaktwiderständen von 1Ω Ströme von 20 mA. Neben der Erzeugung und dem dichten Einschluss des Quecksilbertropfens ist ein Problem die Stabilität der Metallisierung im Kontakt mit dem Quecksilber. Für das hier vorgestellte Thema sind Hg-Kontakte allerdings schon aus Umweltgründen ausgeschlossen.

Die folgende **Tabelle 3** listet die Kontakteigenschaften veröffentlichter Schalter und Relais auf. Die meisten der dort aufgeführten Kontaktsysteme sind noch nicht optimal. Generell konnte noch keine überzeugende Lösung für Lasten oberhalb der Lichtbogengrenzspannung von ca. 15 V vorgelegt werden; im hier benötigten Bereich von bis zu 12 V und 10 mA wird mit Kontaktabständen von 2 bis etwa $10 \mu\text{m}$ und vorzugsweise mit Goldmetallisierung – z.T. mit dünner Rh- oder Ru-Beschichtung zur Verringerung des Kontaktklebens – gearbeitet.

Weitere mikrotechnische Schalter in Relais oder schaltenden Sensoren, aber ohne konkrete Angaben für diese Arbeit finden sich in [143 – 169].

Tabelle 3: Veröffentlichte Schalter und Relais – Übersicht über Kontakteigenschaften Schaltweite k_k , Kontaktmaterial und -Dicke, Kontaktwiderstand R und, soweit angegeben, Lebensdauer bei Leerlaufspannung U_{max} und Kurzschlussstrom I_{max}

Ref.	U_{max} , V	I_{max} , mA	k_k , μm	Kontaktmaterial	Dicke, μm	R_{kontakt} , Ω	Lebensdauer
[128]	k.A.	–	$> 5 \mu\text{m}$	Au	–	–	–
[129, 130]	0,5	1	2 ... 5	Au	10	–	$2 \cdot 10^5$
[131]	3	150	2	Ni	15	5 ... 20	–
[99, 100]	600	1000	25	Ti+Cu+Ni+Au	7,5	–	–
[102, 103]	3	2,5	10	Au	–	≈ 1	$8,5 \cdot 10^5$
[132]	5 ... 20	5 ... 20	11	Ni	11	3 ... 21000	–
[133, 134]	–	100	≈ 2	NiFe + Au	2	–	–
[105, ff]	–	500	7 ... 24	Au + Rh	2,5	0,020 ... 1	10^8 (mech.)
[123]	10?	50	2?	Cr + Au	–	< 6	10^7 (mech.?)
[125, 126]	6,5	3,5	20	NiFe+Au / Au	$> 5?$	0,4	$1,5 \cdot 10^7$
[124]	–	–	–	TiW + Pd + Au	–	–	–
[135 – 140]	< 10	$< 10?$	1 ... 2	Au + Ru	1 + 0,5	< 3	10^8 (mech.?)
[141]	–	0,01	–	TiW + Pd + Au	–	–	–
[113, ff]	1 ... 10	0,1 ... 1	15	Ni + Rh	–	≈ 1	$> 5 \cdot 10^6$ (mech.)
[127]	–	20	≈ 4	Cr + Ni + Au + Hg	0,08	1	–
[142]	5	0,06	≈ 1	Cr + Au	0,43	–	–

1.2.2 Kontaktphysik in der Mikrotechnik

Mikrotechnische Kontaktsysteme unterscheiden sich von feinwerktechnischen in einigen Punkten, von denen naturgemäß geometrische Abmessungen im Vordergrund stehen. Von diesen leiten sich z.T. weitere Größen ab wie Federkräfte und schaltbare Lasten. Andere Unterschiede sind technologiebedingt. Die folgende [Tabelle 4](#) listet einige Merkmale auf:

Tabelle 4: Grober Vergleich zwischen fein- und mikrotechnischen Kontakten

	Feinwerktechnik	Mikrotechnik
Kontaktstücke	massive metallische Objekte – z.B. Aufschweißniete oder oberflächenveredelte Metallfedern	Metallisches Dünnschichtsystem auf oft ebenfalls dünnem nichtmetallischem Träger, z.B. Siliziumzunge oder -membrane
Kontaktmaterial	große Auswahl durch Vielzahl von Technologien (Erschmelzung, Galvanik, Sputtern, Pulvermetallurgie)	geringe Auswahl an Technologien und kompatiblen Materialien, v.a. Galvanik und Sputtern/Ätzen
Schaltweg	Millimeterbereich	Mikrometerbereich
Schaltkraft	Newtonbereich	Mikro- bis Millinewtonbereich bei mikrotechnischen Relais. Zenti- bis Dezinewton bei passiven Elementen dieser Untersuchung
Schaltlasten	Hektovolt- und Ampèrebereich	Volt- und Milliampèrebereich

Kontaktwiderstand:

Mehrere Arbeitsgruppen haben Kontaktwiderstände an mikrotechnischen Kontakten oder bei geringsten Kräften gemessen. Die umfangreichste Untersuchung findet sich bei Schimkat [29], in Auszügen auch in [170] und [171]. Nach Schimkats Messungen gilt die holmsche Beziehung, Gl. (1), $R \sim F^{-1/3}$ auch bei geringen Kräften, [Bild 32](#). Als Minimum für stabilen Kontaktwiderstand wurden dort für AuNi5 etwa 0,3 mN ermittelt. Die untere Grenze der Kontaktkraft ist wahrscheinlich durch Fremdschichten bedingt – auch Schimkat weist darauf hin, dass seine Messwerte stark von der Vorbehandlung der Kontakte abhängen [107]. Der Gruppe von Mehregany gelangen stabile Kontaktwiderstände bis hinab zu 20... 60 μN [28]; unterhalb dieses Wertes wurde aufgrund einer vermuteten wenige Nanometer starken adsorbierten Schicht von Kohlenwasserstoffen kein metallischer Kontakt mehr erreicht.

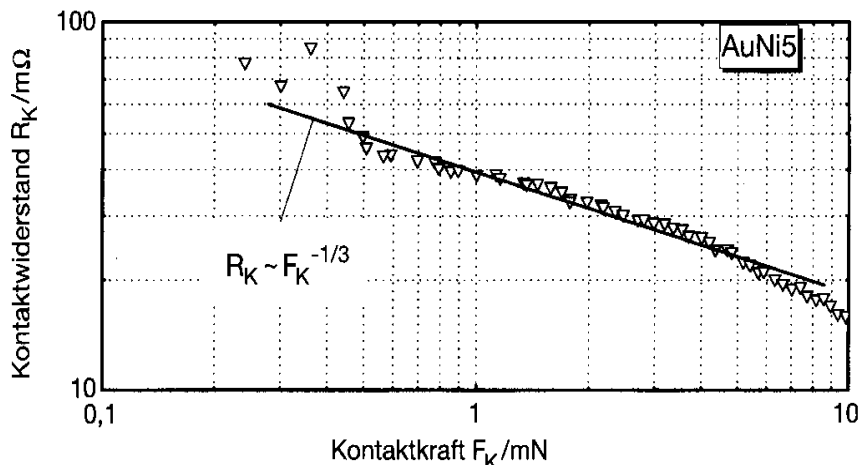


Bild 32: $R(K)$ -Charakteristik von AuNi5-Kontakten bei geringer Kontaktkraft, gemessen bei max. 4 mA, 20 mV [170] – oberhalb von ca. 0,3 mN gilt die holmsche Beziehung.

Kontaktöffnungsweite:

Im offenen Zustand muss generell der Stromfluss unterbunden werden. Kriterien, die den minimal erforderlichen Kontaktabstand bestimmen, sind unter anderen:

- Schlagweite bei Leerlaufspannung – bei Spannungen bis 300 V genügt hierfür das paschensche Minimum
- Ausschluss von Dunkelströmen
- Veränderung des Kontaktreliefs im Gebrauch, z.B. durch lokale Spitzenbildung
- Ausschluss von Gleitentladungen entlang von Oberflächen
- Sicheres Trennen von Ausschaltlichtbögen

Vor allem aufgrund der letzten beiden Kriterien schreibt DIN VDE 0630¹² für Schalter mit Sicherheits-Kleinspannung bereits Luft- und Kriechstrecken von 2 mm vor, DIN EN 61058 bei Schaltern mit kleiner Kontaktöffnungsweite noch 0,5 mm. Auch der kleinere Wert ist aber mit mikrotechnischen Bauteilen nicht zu realisieren.

Für mikrotechnische Kontakte muss daher die erforderliche Kontaktöffnungsweite k_k experimentell untersucht werden. [Tabelle 3](#) (oben) listet einige veröffentlichte Werte zur Kontaktöffnungsweite von Mikrokontakten auf.

Übliche Werte liegen demnach im Bereich einiger Mikrometer, dürften aber nach technologischem Gefühl gewählt worden sein – physikalische Begründungen für den gewählten Wert werden in keinem Fall genannt, auch nicht, ob der jeweilige Wert sich für den Anwendungsfall als optimal erwiesen hat.

1.2.3 Kontaktwerkstoffe in der Mikrotechnik

Verglichen mit der konventionellen Kontakttechnik bleiben in der Mikrotechnik zwar die Anforderungen, die aus der Kontaktphysik her rühren, erhalten, doch bestehen aus technologischer Sicht weitere Auswahlkriterien. Idealerweise sollte sich der Metallisierungsprozess – sowohl Abscheidung als auch Strukturierung – harmonisch in den Gesamt-Prozessablauf einfügen, d.h. mit vorhandenen Anlagen durchführbar und kompatibel zu vorangegangenen und nachfolgenden Prozessschritten sein.

Aus den geringen lateralen und vertikalen Abmessungen mikrotechnischer Strukturen folgt des Weiteren die Forderung nach hoher Strukturtreue – das Metallsystem muss sich reproduzierbar mit einer Auflösung im Mikrometerbereich strukturieren lassen und darf sich nicht später verändern, z.B. durch Ablösung oder durch Umkristallisation wie der Bildung von dünnen Haarkristallen (Whiskern).

Von der Prozesskompatibilität her sind beispielsweise Gold und seine Legierungen von vornherein problematisch, da Gold leicht durch Silizium diffundiert [[172](#)] und auch in Spuren die Leitfähigkeit von Silizium deutlich erhöht. Gold ist daher in den meisten mikrotechnischen Fertigungslinien grundsätzlich nicht zugelassen.

Das Standardmaterial für Metallisierungen in der Mikrotechnik ist dagegen Aluminium, v.a. in niederer Legierung mit Silizium (AlSi3) [[172](#)]. Es wäre daher sehr wünschenswert, einen mikrotechnischen Schaltkontakt aus diesem hoch leitfähigen und weichen Metall zu realisieren. Leider hat Aluminium jedoch für Schalteranwendungen sehr negative Eigenschaften: Zunächst bildet Aluminium eine beständige Oxidschicht an seiner Oberfläche aus, die in gewissem Umfang vor weiterer Oxidation schützt, jedoch auch eine nicht leitende Oberfläche erzeugt. Wird diese zerstört, so neigt Aluminium stark zum Kaltverschweißen, was beim Aufschweißen von elektrischen Anschlussleitungen (“Drahtbonden”) ausgenutzt wird, bei Kontakten aber große Trennkräfte erfordert und zur Kontaktzerstörung beiträgt. Schließlich neigt Aluminium zum Wandern im elektrischen Feld – von Aluminium-Leiterbahnen ist die Materialwanderung an Orten mit divergierendem Stromfluss (“Elektromigration”) bekannt, und besonders in Anwesenheit von Feuchtigkeit kann sich zwischen Metallisierungen unterschiedlicher Polarität eine Überbrückung aus Haarkristallen bilden. Aluminium scheidet daher zumindest für die hier betrachteten Kontakte für Signallasten aus.

¹²April 1986

Ergebnisse anderer Forschungsgruppen zu mikrotechnischen Kontaktmaterialien:

Schimkat [29, 170 und 171] untersuchte Weich- und Hartgold sowie Rhodium hinsichtlich minimaler Einschalt- und Trennkraften. Seine Ergebnisse finden sich in der folgenden Tabelle:

Tabelle 5: Ein- und Ausschaltkräfte nach Schimkat [29, f].

Minimalkraft, μN	Au	AuNi5	Rh
Schließen	100	300	600
Trennen	2700	300	< 100
Widerstand bei Minimalkraft, $\text{m}\Omega$	<30	<100	<1000

Seine Ergebnisse bestätigen damit die bekannte Tatsache der leichten Kontaktgabe von reinem Gold aufgrund der metallischen Oberfläche und der damit andererseits verbundenen Schweißneigung. Legieren des Goldes verringert die Schweißneigung [173], wobei nickellegiertes Hartgold gegen Oxidation der unedlen Komponente beständiger sein soll als Kobalt-legiertes [174].

Schon 1993 hatte Hosaka [175 und 176] ähnliche Werte für Gold, Silber und Palladium veröffentlicht, in denen jedoch die geringe Trennkraft für Goldkontakte überrascht¹³:

Tabelle 6: Ein- und Ausschaltkräfte nach Hosaka [175, f].

Minimalkraft, μN	Au	Ag	Pd
Schließen	0...100	0...600	150...600
Trennen	0...10	0...5	0...20

Ziad [177] ermittelte 1996 Kontaktwiderstände an Dünnschichtproben mit dem Aufbau Silizium + Oxinitrid + "sehr dünn" Ti-Haftsicht + 1,8 μm Gold + 0,6 μm Hartgold. Die für reproduzierbaren Widerstand erforderliche Minimalkraft betrug bei ihm trotz aufwändiger Reinigung etwa 20 mN.

Rhodium auf Gold wird von [178] als sehr universelles Material empfohlen. Iwata [179] testete bei niedrigen Lasten ($U=62\text{ V}$, $I=34\text{ mA}$) die Legierungen AgNi, AgCu10, AgPd60 und PdRu und fand bis zu $3 \cdot 10^6$ Zyklen weder messbares Kontaktkleben noch mehr als 30 % Widerstandszunahme. Kaspar und Ganz [180 und 181] wiesen jedoch darauf hin, dass Vorteile wie die hohe Festigkeit von Rh auch durch Legieren von Gold zu erreichen sind, wogegen Rh aufgrund seiner katalytischen Wirkung bei kleinen Kräften unsicheren Kontakt verursachen könne, auch wegen seines schwankenden Preises wirtschaftlich dem Gold unterlegen sei.

¹³eventuell waren die nach außen offen Kontaktflächen in den hybriden Laboraufbauten der Proben nicht ausreichend sauber.

2 Grundlagenuntersuchungen

2.1 Bestimmung der erforderlichen Schaltweite

2.1.1 Zusammenfassung

Mit einer Messvorrichtung mit Piezoantrieb wurden Kontaktproben gegeneinander verfahren und so Stromkreise für unterschiedliche Lasten geschlossen und wieder getrennt. Die Positionen und Kontaktwiderstände wurden kontinuierlich mit Sub-Mikrometergenauigkeit aufgezeichnet. Auf diese Weise wurden technisch erforderliche Kontaktöffnungsweiten ermittelt, die nicht nur physikalische Werte wie die Länge von Bögen und Schmelzbrücken, sondern auch Veränderungen des Oberflächenprofils durch den Schaltvorgang selbst beinhalten.

Mit der Metallisierung 30 nm Chrom + 5 µm Feingold auf Glassubstrat wurde solcher Art für eine Klemmenspannung von 10...12 V und 10...50 mA Kurzschlussstrom eine Kontaktöffnungsweite von 3 µm erhalten.

2.1.2 Problembeschreibung

Wie oben im Abschnitt 1.1.2 dargestellt, erfolgen das Schließen und das Öffnen eines Stromkreises nicht exakt bei Beginn bzw. Ende der Berührung zweier idealer Kontaktoberflächen. Zum Einen geschieht dies nämlich aufgrund von elektrischen Entladungen bei einem gewissen, von Spannung und Strom abhängigen Abstand der Profile, zum Anderen verändert sich das reale Profil auch mit jedem Schaltvorgang innerhalb gewisser Grenzen – Oberflächenunebenheiten werden mechanisch verformt oder eingeschmolzen, und beim Abriss von Schmelzbrücken werden Metalltröpfchen im nahen Umkreis verspritzt. Schließlich führen elektrische Entladungen zur Bildung von Kratern, d.h. erodierten und aufgeworfenen Bereichen, auf den Kontakten.

Bei feinwerktechnischen Signalschaltern (bei Lastschaltern und v.a. bei induktiven Lasten ist die Situation anders) geht diese Verschiebung des realen Schaltpunkts in der Regel in der großen, durch Normen wie der DIN VDE 0630 vorgeschriebenen, Schaltweite und in Fertigungstoleranzen unter; bei Schaltweiten im Mikrometerbereich ist sie dagegen von großer Bedeutung.

Aus der Literatur sind uns keine Angaben zur Abschätzung dieser Schaltpunktsverschiebung bekannt; um dennoch Schaltelemente auf die benötigte Funktion hin optimal auslegen zu können, haben wir sie in einem umfangreichen Messprogramm für Feingold experimentell bestimmt.

Die Versuchsanordnung sollte es erlauben, zunächst ganz konkret statistische Aussagen über die erforderliche Schaltweite eines mikromechanischen Schalters zu gewinnen; zusätzlich sollten aber auch weiter gehende Erkenntnisse zur Gestaltung des Bauteils gewonnen und hierzu die an einem solchen Schalter auftretenden Vorgänge möglichst definiert dargestellt werden. Zu diesem Zweck wird das Schaltverhalten unter überwachten Bedingungen an einem Modell-Kontaktpaar gemessen.

2.1.3 Messaufbau

Der prinzipielle Aufbau der Experimente ergibt sich aus der Skizze in [Bild 33](#): Ein Trenntransformator liefert eine einstellbare Wechselspannung von $10 \text{ V} \leq U_{max} \leq 300 \text{ V}$, die gleichgerichtet und mit einem Kondensator $C = 25 \text{ µF}$ geglättet wird. Der Strom wird mit Hilfe eines vorgeschalteten Keramikwiderstands auf z.B. $I_{max} = 10 \text{ mA}$ begrenzt. Alternativ wird eine Strom-/Spannungsquelle "Source-Measurement Unit" von Keithley Instruments verwendet. Von zwei ebenen, mikromechanisch hergestellten Kontakten ist der eine fest gelagert, der andere wird über IEC-Bus rechnergesteuert in Normalenrichtung zum ersten verfahren. Die Spannung am und der Strom durch den Schalter sowie die momentane Schalterposition werden gemessen und aufgezeichnet.

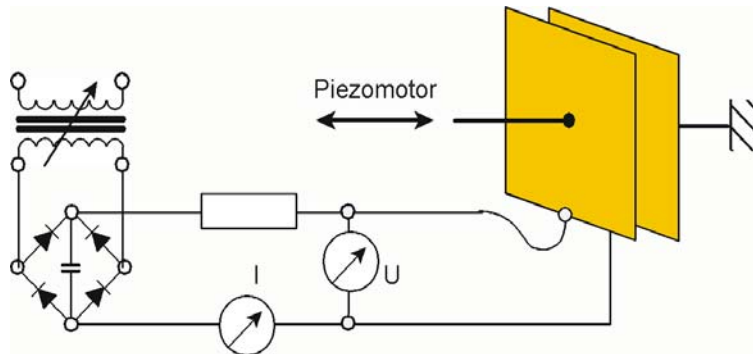


Bild 33: Skizze des Messaufbaus – Gegen einen Festkontakt wird der Gegenkontakt über einen Piezotranslator definiert verschoben. Weg, anliegende Spannung und fließender Strom werden kontinuierlich gemessen.

2.1.4 Messvorrichtung

Vor der Konstruktion der Messvorrichtung wurden die folgenden Forderungen festgelegt:

- Schaltweg $s(t)$ genau regelbar ($\Delta s < 1 \mu\text{m}$)
- keine undefinierten Bewegungen der Messvorrichtung unter elektrostatischen Kräften \Rightarrow maximale Steifigkeit bei geringen Schaltweiten
- Parallelitätsfehler der Kontaktflächen $< 1 \mu\text{m}$ über gesamte Fläche

Als geeigneter Antrieb der Messvorrichtung wurde ein Piezo-Stapeltranslator der Firma Physik-Instrumente, Waldbronn, mit Positionsregelung und Rechnerschnittstelle ausgewählt. Der maximale Stellweg beträgt ca. $30 \mu\text{m}$. Für die Messvorrichtung selbst wurden mehrere Konstruktionsvarianten verglichen und zum Teil mit FEM auf ihr Verformungsverhalten hin berechnet. Eine Zeichnung der schließlich gewählten Form ist in [Bild 34](#) wiedergegeben.

Die beiden Kontaktchips befinden sich in dieser Variante auf Zylinderstiften, von denen einer im unteren Block fest, der andere im beweglichen Block eingespannt ist. Letzterer ist an den Seiten fest mit der Grundplatte verbunden und trägt an vier ausgefrästen Biegefedern ein axial bewegliches Mittelteil. Aufgrund des symmetrischen Aufbaus der Vorrichtung ist ein Winkel- oder Querversatz bei Belastung ausgeschlossen. Dieses Verhalten wurde durch FEM-Berechnungen bestätigt. Die relative Lage der Zylinderstifte wird darüber hinaus von der Flucht der Prismenführungen bestimmt. Diese wurden daher erst zuletzt in aufgespanntem Zustand der Vorrichtung in einem Zug eingefräst.

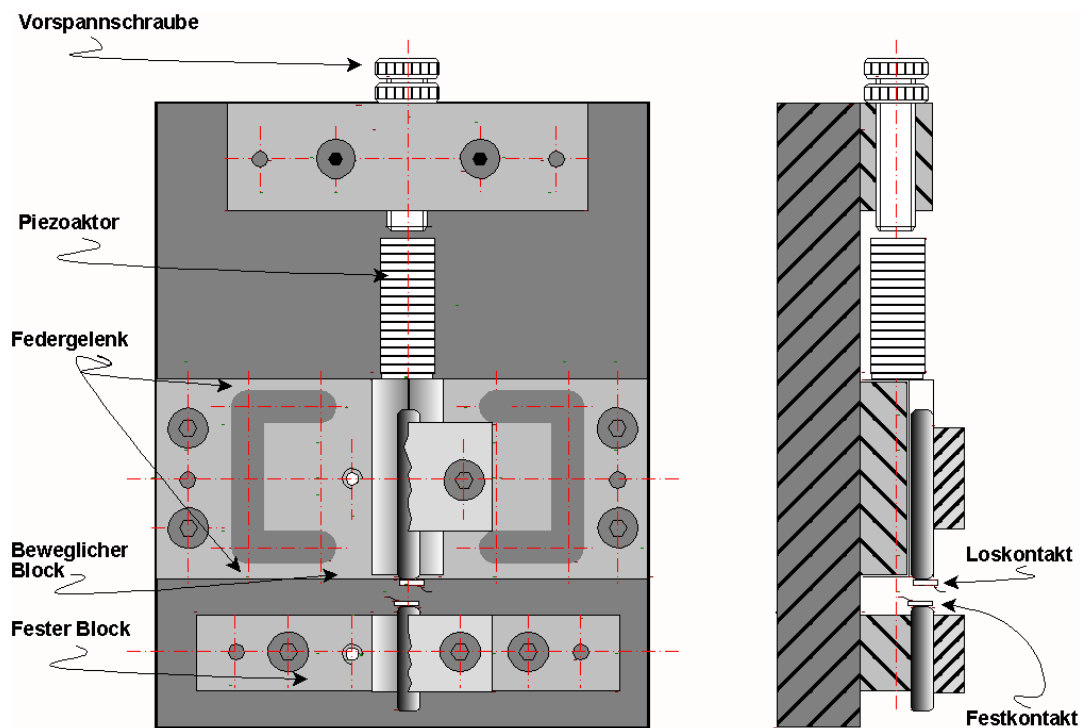


Bild 34: Zusammenstellung der Vorrichtung zur Kontaktmessung. Die Kontaktchips sind auf zwei Zylinderstifte aufgeklebt, von denen einer im federnd gelagerten, der andere im festen unteren Block eingespannt ist. Der Mittelbereich des beweglichen Blocks ist an vier ausgefrästen Biegefedern am festgelegten Rand aufgehängt und daher für kleine Auslenkungen in der Längsrichtung beweglich. Er wird durch einen Piezo-Stapeltranslator mit Positionsregelung bewegt. Das obere Widerlager mit Einstellschraube dient zur Vorspannung des Piezotranslators.

2.1.5 Art und Behandlung der Bauteile

In diesem Versuchsmodell für die Schalteruntersuchung sollen planare Kontaktstücke, wie sie in ähnlicher Form als Substrat- oder Membranmetallisierungen auch in einem kompletten mikrotechnischen Membranschalter eingesetzt werden, verwendet werden. Aus Gründen der Stromführung liegt es dabei nahe, diese als Kontaktstücke aus einem Paar planer Substratkontakte und einer schließenden Brücke auszuführen. In einer früheren unveröffentlichten Arbeit hatten bereits Versuche mit planaren Kontakten unterschiedlicher Abmessungen stattgefunden. Die von dort her vorhandenen Masken enthielten zwei Serien von Kontaktstrukturen – einzelne (**M**) und Paare (**B**) – mit quadratischer Grundgeometrie und unterschiedlichen Kantenlängen, [Bild 35](#) und [Tabelle 7](#). Die Kontakte befinden sich auf rechteckigen Chips aus Borosilikatglas oder oxidiertem Silizium und werden auf Anschlussflächen an den kurzen Rechteck-Seiten elektrisch angeschlossen. Auf diese Weise können je zwei Chips um 90° verdreht zur Berührung gebracht werden, ohne dass sich die Außenanschlüsse gegenseitig behindern, [Bild 36](#).

Der frühere Versuch hatte als einzigen messbaren Einfluss der Kontaktabmessungen auf das Schaltverhalten ergeben, dass bei starkem Kontaktabbrand zu kleine Metallflächen schnell vollständig erodiert oder leitfähige Bereiche abgetrennt werden können, vgl. Bild 25. In dieser Messung wurden daher keine Vergleiche zwischen Kontaktformen angestellt, sondern Kontakte mit kleinen Flächen für geringe, größere Kontakte für höhere Lasten verwendet.

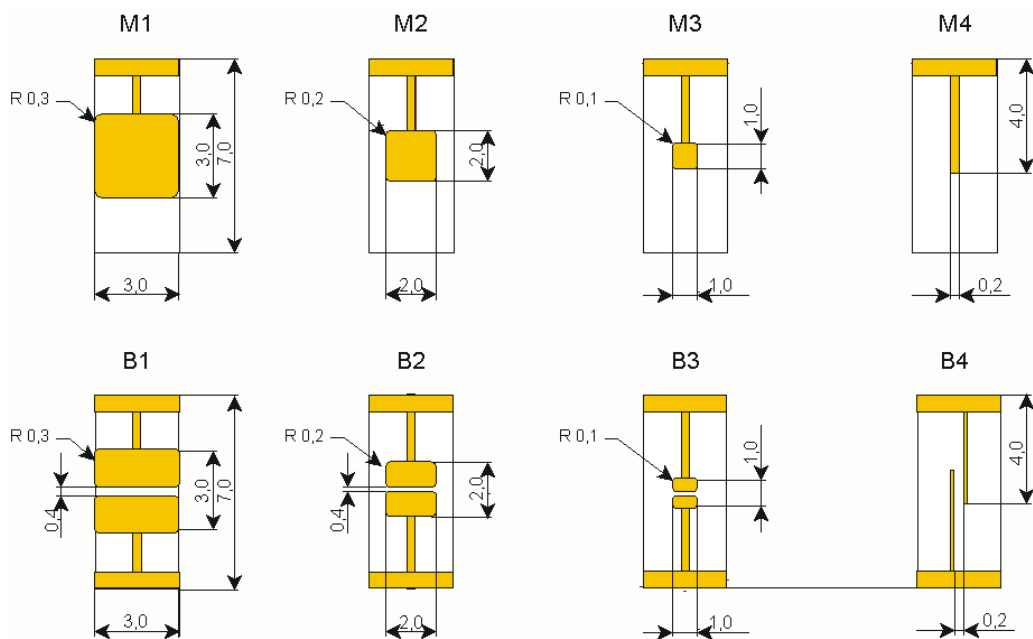


Bild 35: Layout der Einzel- und Doppelkontakte mit Abmaßen in Millimetern. Der Anschlussdraht wird an der Metallisierung an der kurzen Rechteckseite aufgebondet oder aufgelötet. Doppelkontakte B1...B4: die Breite des Spaltes zwischen den Kontakthälften ist konstant $d=0,4$ mm.

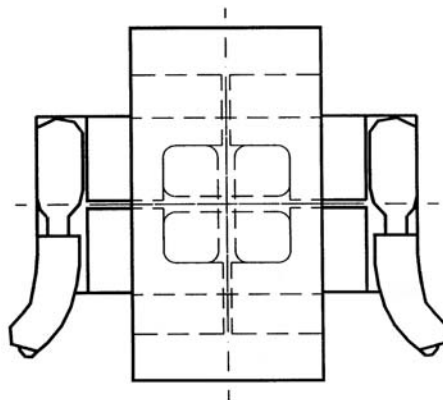


Bild 36: Die Chipabmessungen wurden so gewählt, dass sich die elektrischen Anschlüsse nicht gegenseitig behindern.

Alternativ kann das Schaltverhalten zwischen zwei Einzelkontakten M-M oder einem Einzel- und einem Kontaktpaar M-B untersucht werden. Zur Verringerung von Spitzeneffekten wurden alle konvexen Ecken mit einem Radius versehen.

Tabelle 7: Abmessungen der Testkontakte

Einzelkontakte	Abmessungen (mm)	Spaltbreite (mm)	Fläche (mm ²)
M1	3 × 3		8,92
M2	2 × 2		3,97
M3	1 × 1		0,99
M4	0,1 × 0,1		0,01
Doppelkontakte			
B1	3 × 3	0,4	7,65
B2	2 × 2	0,4	3,13
B3	1 × 1	0,4	0,58
B4	0,1 × 0,1	0,4	0,02
B5	3 × 3	0,1	8,55
B6	3 × 3	0,05	8,70
B7	3 × 3	0,2	8,25

Das Kontaktmaterial war zunächst gesputtertes, dann galvanisch auf 5 µm Dicke verstärktes Feingold auf einer 30 nm dicken Chrom-Haftschrift, **Bild 37**. Nach der Vereinzelung der Chips erfolgte eine Reinigung vom Sägestaub im Ultraschall 10 min in destilliertem Wasser und Abblasen mit N₂. Bis zur Messung wurden die Bauteile einzeln in Klarsichtkästen aufbewahrt. Kurz vor der Messung wurden die Proben nochmals mit Wattestäbchen und Aceton abgewischt und mit N₂ abgeblasen. Es zeigte sich jedoch im Verlauf des Experiments, dass die Oberflächen nach der Ultraschall-Vorreinigung noch fest haftende Glaspartikel trugen, die sich nun in den Wattestäbchen festsetzten und Kratzer in der weichen Goldschicht verursachten. Diese Riefen beeinflussten zwar das Kontaktverhalten nicht erkennbar, jedoch wurde bei später untersuchten Chips auf das Wattestäbchen verzichtet und statt dessen der Chip mit der Metallisierung nach unten in ein Acetonbad gelegt und so 10...15 min Ultraschall-bestrahlt. Mit dieser Methode konnte der größte Teil der bei 40-facher Vergrößerung erkennbaren Partikel entfernt werden. Die Metallschichten wiesen danach leichte Lappspuren auf, die jedoch als weniger gravierend als die vorausgegangenen Riefen erschienen.



Bild 37: Profilometrie der verwendeten Proben – Die Dicke liegt zwischen 4 und 5, an anderen Stellen bis zu 6 µm, mit einer Rauhmigkeit von etwa 1 µm.

Um parallele Anordnung der Kontaktchips zu gewährleisten, wurden diese in der Messvorrichtung zwischen die Zylinderstifte gelegt, zusammengedrückt und unter Last aufgeklebt. Zur Verklebung der Chips mit den Zylinderstiften wurde entweder *UHU-plus Sofortfest* oder *Technicoll 8256* verwendet. Cyanacrylatkleber erzeugten einen sichtbaren Niederschlag ihrer Ausgasungsprodukte, so dass nach einigen Versuchen von diesen abgesehen wurde.

Die für einen kleinsten Kontaktabstand von $k_{\kappa, \min} = 1 \mu\text{m}$ zu erwartenden Feldkräfte von $F_{el} \leq 5 \text{ N}$ und einer entsprechenden mechanischen Spannung von

$$\sigma = \frac{F_{el}}{\pi d^2/4} = \frac{4 \cdot 5 \text{ N}}{\pi \cdot 8^2 \text{ mm}^2} = 0,1 \text{ N / mm}^2 \quad (4)$$

(Durchmesser des Zylinderstiftes $d = 8 \text{ mm}$) stellte keine nennenswerte Belastung der Klebungen dar.

2.1.6 Messprogramm

Das zur Kontaktmessung verwendete Messprogramm hat folgenden grundsätzlichen Ablauf:

- Bei $U = 1 \text{ mV}$ beweglichen Kontakt vorfahren, bis Schließen erfolgt, Position s erfassen
- Strom-/Spannungsquelle auf Sollwert einschalten
- beweglichen Kontakt zurückfahren, bis Schalter öffnet
- beweglichen Kontakt vorfahren, bis Schalter schließt
- Wiederholung für 2000 Zyklen

Der bewegliche Kontakt wurde über den Piezoaktor schrittweise bewegt; als Schrittweite wurde bei kleinen Lasten 100 nm vorgegeben, bei größeren je nach insgesamt erforderlichem Schaltweg 150 bis 300 nm . Nach jedem Stellschritt wurden Strom und Spannung am Kontakt gemessen und zusammen mit der Momentanposition aufgezeichnet.

Die untersuchten elektrischen Lasten sind Spannungen $10, 12, 50$ und 100 V (teilweise 300 V) und Ströme $10, 50$ und 100 mA .

2.1.7 Auswertung

Bei der späteren Auswertung der Daten wurde jeder Datensatz mit dem vorhergehenden verglichen und aus dem Erreichen der Strombegrenzung Schließen, bei Erreichen der Maximalspannung Kontaktöffnen erkannt. Dieses Verfahren erkannte die Schaltpositionen mit hoher Zuverlässigkeit, es bildete allerdings auch minimale Verschiebungen der Kontakte ab, [Bild 38](#).

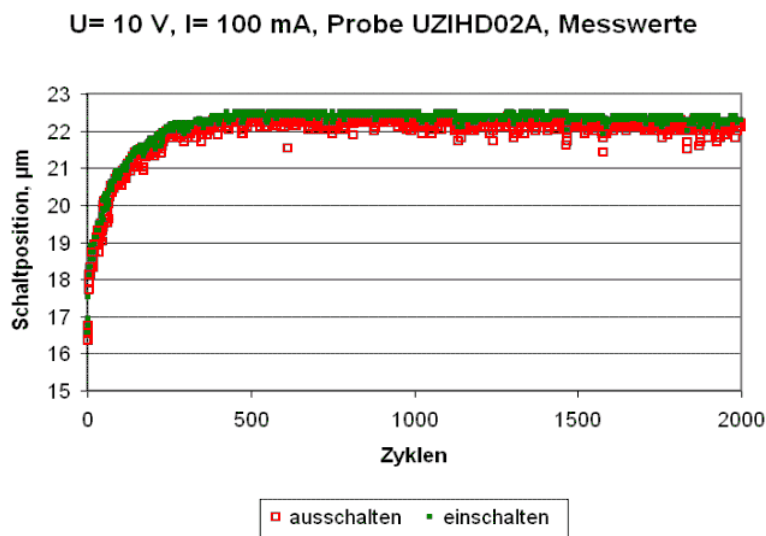


Bild 38: Einzelkontakt bei $U = 10 \text{ V}$, $I = 100 \text{ mA}$. Einschaltpositionen grün, geschlossene, und Ausschaltpositionen rot, offene Symbole. Die Schaltposition als erforderliche Piezo-zustellung (mit zufälligem Nullpunkt) nimmt zu, was auf Setzvorgänge der Messvorrichtung und plastische Kontaktverformung zurückgeführt wird.

Diese Verschiebung wird als systematischer Messfehler interpretiert, der zum geringen Teil aus plastischer Verformung der Kontakte herrührt, zum größeren aber aus Verschiebungen des Messaufbaus wie durch Setzbewegungen der geklemmten Stifte und vor allem aus geringem Kriechen der Klebeverbindung. Um dies zu kompensieren, wurde der Nullpunkt stets auf den größten bislang aufgetretenen Zustellweg neu gesetzt. Die auf diese Weise korrigierte Schaltpunktsverteilung von [Bild 38](#) gibt [Bild 39](#) wieder.

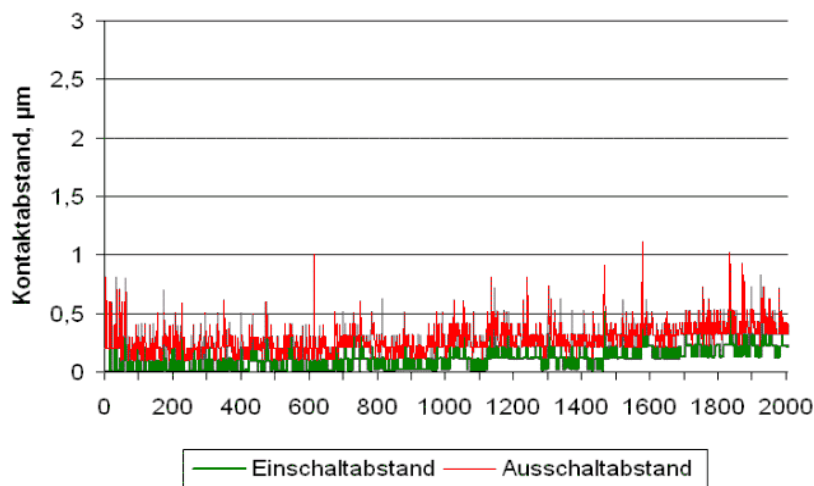


Bild 39: Einzelkontakt bei $U = 10\text{ V}$, $I = 100\text{ mA}$, Lage der Ein- (untere) und Ausschalt- (obere) Kurve nach Kompensation der Setzbewegungen. Die schrittweise Piezoansteuerung bildet sich in den Kurven ab.

Das beschriebene Korrekturverfahren beinhaltet eine gewisse Willkür, schließt es doch die Beobachtung abnehmender Schaltwege aufgrund einer Abnahme der Metallisierungsdicke in den Messdaten aus. Dennoch ist anzunehmen, dass es zu richtigen Aussagen führt, denn wie unten dargestellt wird, fallen planare Kontakte aus, bevor sie sich ganzflächig in einander einarbeiten – daher verringern sich nominelle Kontaktabstände beim Schaltpunkt nicht – und folgen die auf diese Weise korrigierten Daten einer zu erwartenden Zufallsverteilung, [Bild 40](#), was ohne Korrektur nicht der Fall ist.

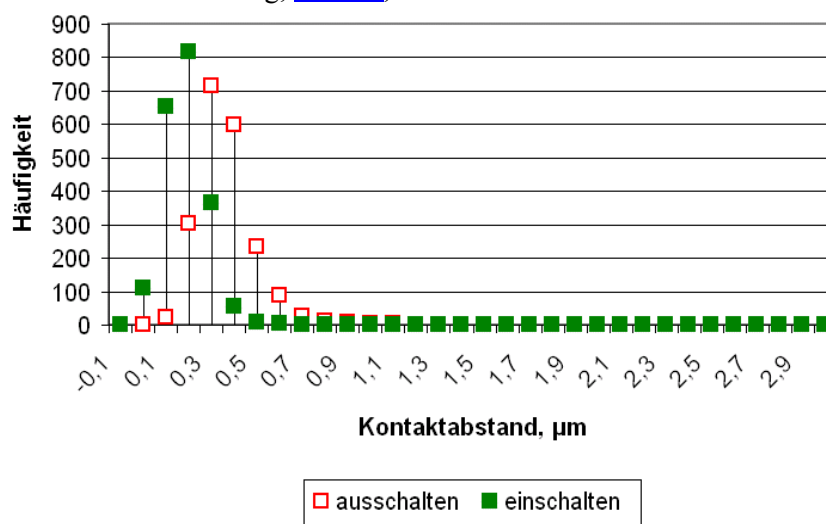


Bild 40: Histogramm der korrigierten Schaltpunktsverteilung von oben. Die Werte folgen mit guter Näherung einer Normalverteilung (genauer: einer Log-Normalverteilung).

2.1.8 Kontakterosion

Die Schaltproben wurden nach Durchfahren der 2000 Testzyklen unter dem Licht- und z.T. Elektronenmikroskop untersucht und der Oberflächenzustand beschrieben.

Hierbei wurden typische Erosionserscheinungen wie Entladungskrater und Sputtereffekte am kathodischen Kontakt gefunden, aber auch unterschiedlich starke Kontamination mit Kohlenstoff – vermutlich Ausgasungsrückstand aus dem verwendeten Kleber –, Kontamination durch oxidiertes und durch die Goldschicht diffundiertes Metall der darunter liegenden Haftschrift und Staubpartikel aus dem Sägeprozess.

- **Schaltspannung 10 V**

Die Kontaktalterung beschränkt sich für alle Ströme bis 100 mA auf plastische Verformung der Metallisierung.

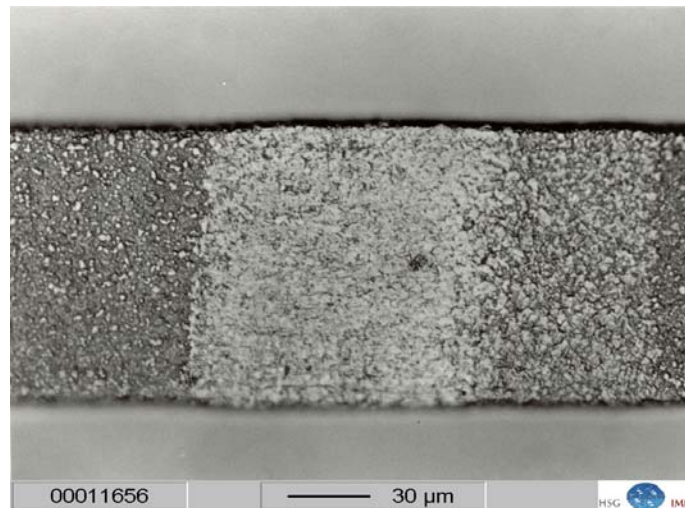


Bild 41: $U= 10 \text{ V}$, $I= 10 \text{ mA}$ (Probe UZIHD2) – starke plastische Verformung mit Einebnung der galvanischen Oberfläche, aber keine thermischen Effekte erkennbar.

- **Schaltspannung 12 V**

Ab einem Strom von 50 mA treten einzelne Anodenkrater mit $d_i \approx 3,5 \mu\text{m}$ und Tiefe $< 1 \mu\text{m}$ auf, ab 100 mA schwarz verfärbte Brandflecken mit Materialwanderung und einzelnen Kathodenkratern. Diese Entladungen entstanden vermutlich durch induktive Spannungsspitzen beim Ausschalten, was von Prof. Ben-Jemaa, Universität Rennes, bestätigt wird [[188](#)].

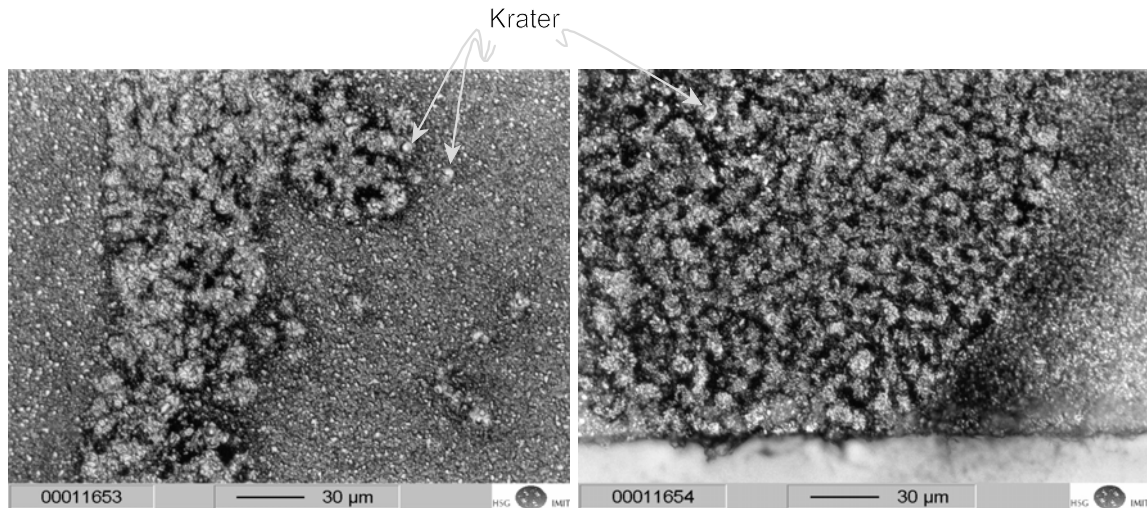


Bild 42: $U=12\text{ V}$, $I=100\text{ mA}$ (Probe UDIHD2), $M\approx 250:1$ – Links: Anodenoberfläche im Brandfleck: Anodenkrater und schwarze, im Umkreis der Krater abgetragene, Niederschläge. Rechts: Zugehörige Kathodenoberfläche mit ähnlichem Muster und verstreutem schwarzem Material, einzelne Kathodenkrater.

- **Schaltspannung 50 V**

Bereits bei 10 mA treten auf Kohlenstoff-kontaminierten Proben kleinere schwarz verfärbte Brandflecken mit kleinen anodischen Kratern auf, $d_i \approx 2\text{ }\mu\text{m}$, Materialtransfer Anode \rightarrow Kathode lässt sich nachweisen. Dieser Effekt verstärkt sich bei 50 mA und 100 mA deutlich, [Bild 43](#) und [Bild 44](#). An einer mit 100 mA belasteten Probe wurde per Röntgen-Mikroanalyse (EDX) der Oberfläche Kohlenstoff in erhöhter Konzentration nachgewiesen, [Bild 45](#), der vermutlich auf Ausgasung des verwendeten Klebers zurückgeht.

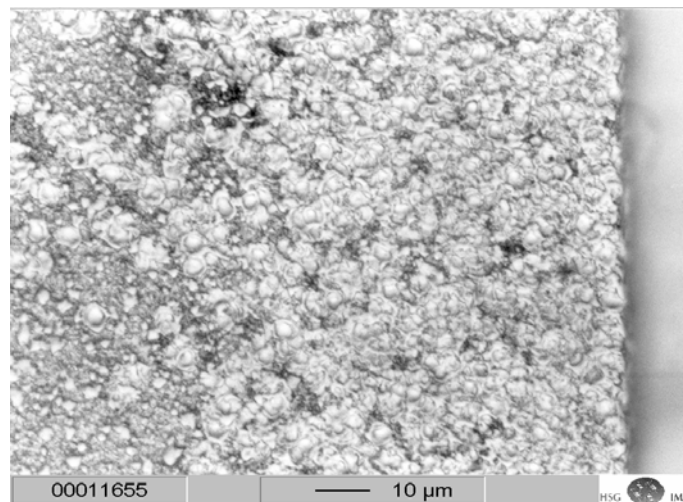


Bild 43: $U=50\text{ V}$, $I=50\text{ mA}$ (Probe UFIFE1) – Anodenoberfläche im Brandfleck: Anodenkrater $\varnothing_i \approx 2\text{ }\mu\text{m}$, im linken Bereich schwarze, im Umkreis der Krater abgetragene, Niederschläge.

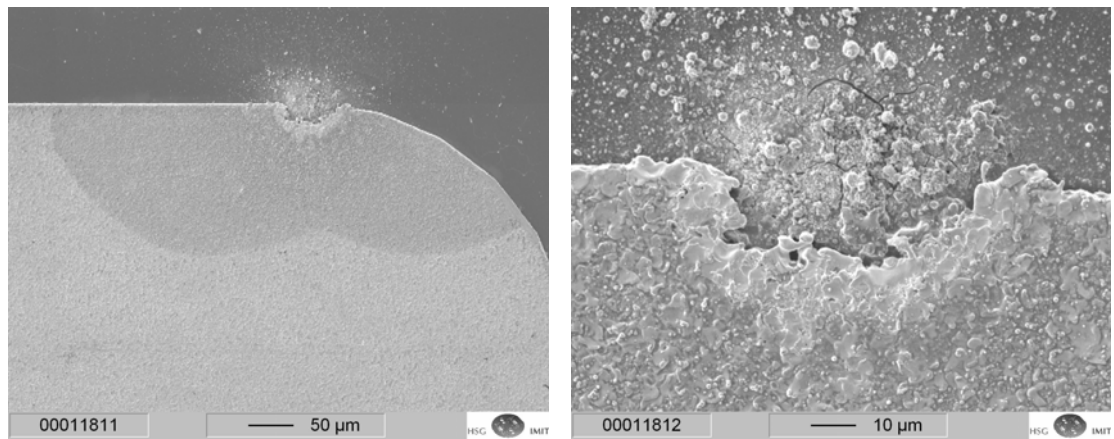


Bild 44: $U=50\text{ V}$, $I=100\text{ mA}$ (Probe UFIHD1), Randbereich des Substratchips, Anode. Links: Erosionsstelle auf der Kontaktfläche mit Kohlenstoff-Kontamination (dunkle Fläche auf dem Metall). Der dunkle Hintergrund ist oxidierte Silizium-Oberfläche. Rechts: Detail mit verspritzten Mikrotröpfchen und Rissen in der Oxidschicht.

UF_HD01A-Doppelkontakt

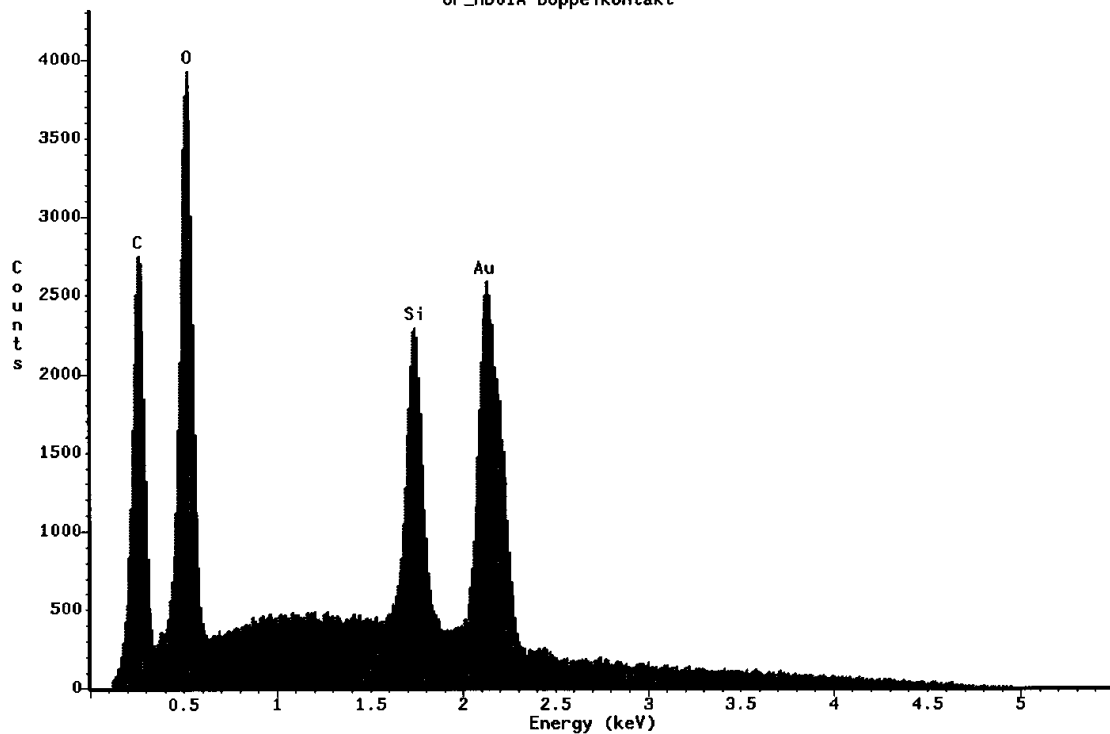


Bild 45: $U=50\text{ V}$, $I=100\text{ mA}$ (Probe UFIHD1), EDX-Plot des erodierten Randbereichs mit starker Kohlenstoff-Linie. Der Sauerstoff stammt aus der freigelegten Oxidschicht des Siliziumsubstrats. Beschleunigungsspannung 5 kV.

● Schaltspannung 100 V

Auch bei kleinen Strömen treten Entladungskrater und messbarer Materialtransfer Anode → Kathode auf, [Bild 46](#) bis [Bild 49](#). Bei 50 mA Kurschlussstrom werden erstmalig deutliche Spuren von Kathodenbögen beobachtet, [Bild 50](#). Bei 100 mA weist eine kontaminationsfreie Probe dagegen sehr geringe Erosionsspuren auf, [Bild 51](#) und [Bild 52](#):

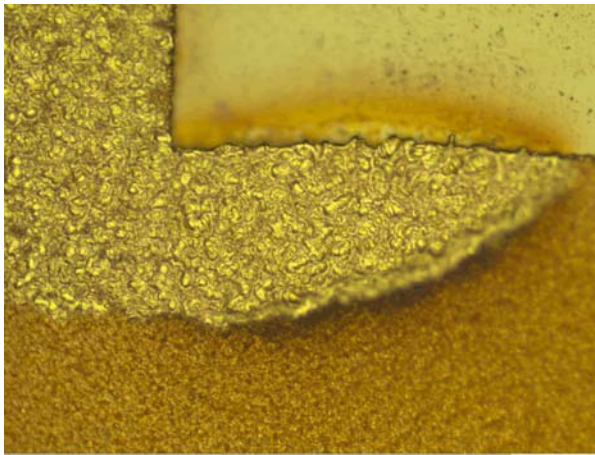


Bild 46: $U= 100\text{ V}$, $I= 10\text{ mA}$ (Probe UHIZD1), Schaltbrücke, Anodenseite. Anodische Krater $\varnothing 6\text{ }\mu\text{m}$, Tiefe incl. Rand ca. $2\text{ }\mu\text{m}$.

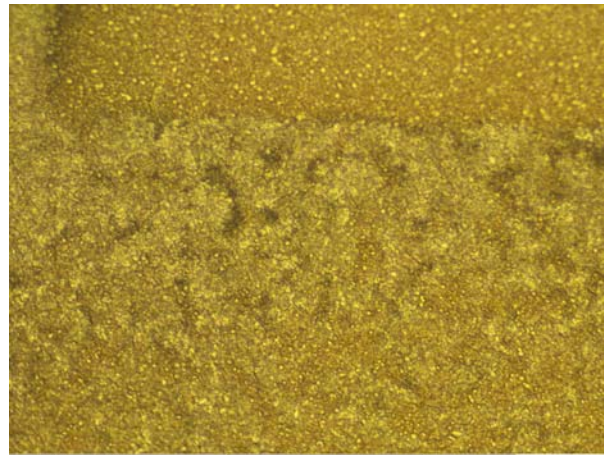


Bild 47: Probe UHIZD1, zum Bild links gehöriger Kathodenfleck. Die Kathodenkrater $\varnothing 1,8\text{ }\mu\text{m}$ werden im Bild nicht aufgelöst. Deutliche Absputterungen des Kohlenstoffniederschlags um die kathodischen Brennstellen herum.

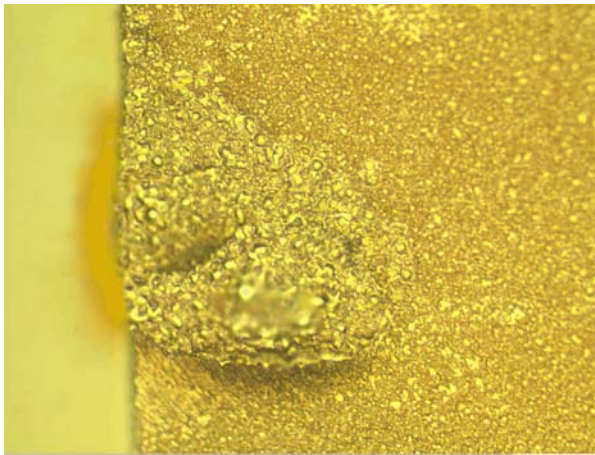


Bild 48: $U= 100\text{ V}$, $I= 50\text{ mA}$ (Probe UHIFE1), Anodischer Brandfleck. Probe ist fast nicht kontaminiert. Anodische Krater $\varnothing 6,5\text{ }\mu\text{m}$. Deutlicher Materialverlust in zwei Gruben (im Bild unscharf).

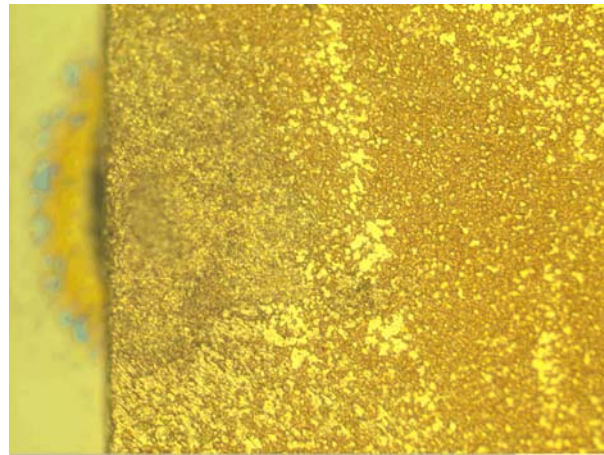


Bild 49: Probe UHIFE1, zum Bild links gehöriger Kathodenfleck. Materialgewinn der Kathode (zwei Bereiche außerhalb des Fokus').

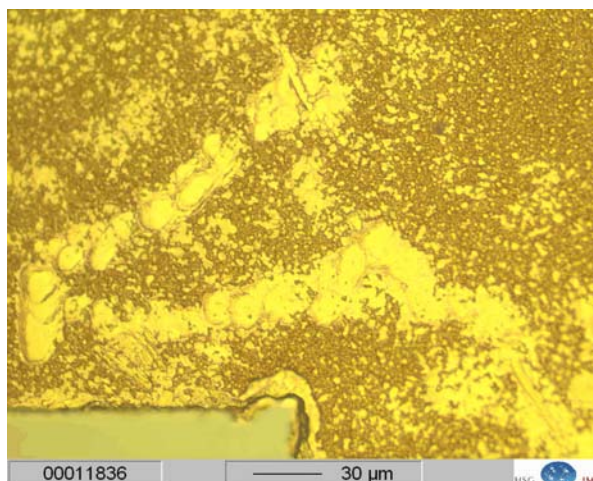


Bild 50: Probe UHIFE1, flache Fußpunkte von Kathodenbögen, die sich charakteristisch aneinander reihen.

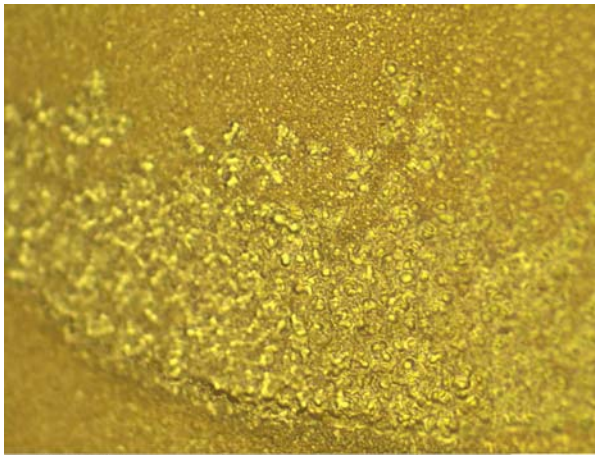


Bild 51: $U= 100\text{ V}$, $I= 100\text{ mA}$ (Probe UHIHE1), Anodischer Brandfleck. Probe ist fast nicht kontaminiert. Anodische Krater $\varnothing 3,5$ bis $5\ \mu\text{m}$.

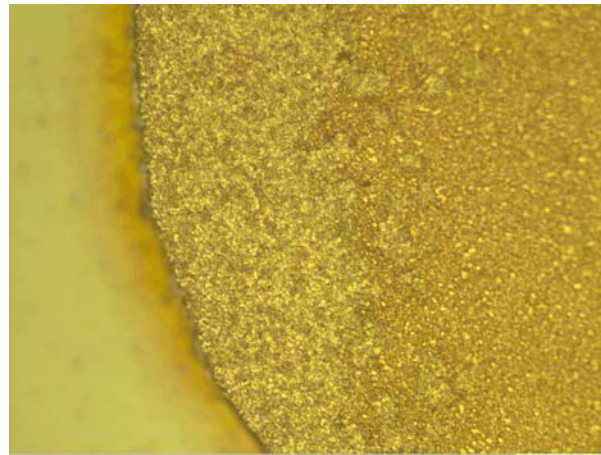


Bild 52: Probe UHIHE1, zum Bild links gehöriger Kathodenfleck (um 90° gedreht).

• Schaltspannung 300 V

Bereits bei geringen Strömen tritt sehr starke Erosion auf, die sich in einem deutlichen Aufwurf von Material äußert, das eine sehr poröse Struktur annimmt. Raster-elektronenmikroskopische Aufnahmen legen nahe, dass die Kontaktbereiche sich mit einer nicht leitenden Oxidschicht bedecken, die beim folgenden Schaltvorgang durchschlagen wird. Der folgende Bogen brennt durch diese Schicht hindurch, wodurch eine schwammartige, von Röhren durchzogene und nicht leitende Masse entsteht, [Bild 53](#) bis [Bild 57](#).

Wie es erscheint, umfasst die Wärmeinflusszone der Entladung bei dieser höheren Energie die gesamte $5\ \mu\text{m}$ dicke Metallisierung und zerstört die Waferversiegelung aus SiO_2 , wie dies schon oben bei 50 V und 100 mA beobachtet wurde. Das erwärmte Gold löst dann in größerer Menge Silizium, welches wiederum an der Oberfläche der Schmelze oxidiert und so die Oberfläche isoliert.

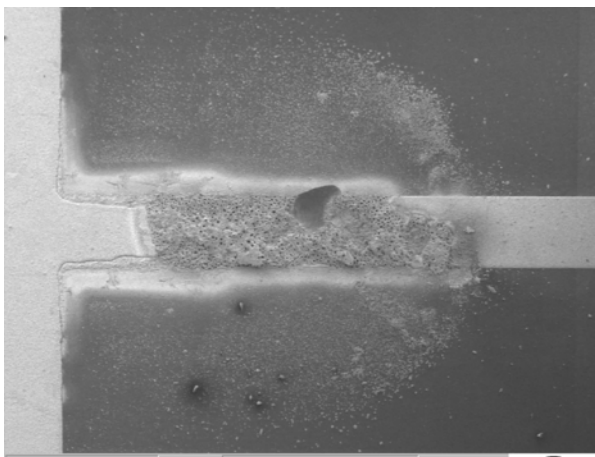


Bild 53: $U= 300\text{ V}$, $I= 10\text{ mA}$ (Probe UTIZE2), zerstörter Kontaktbereich – schwammartige, im optischen Bild schwarz erscheinende, Veränderung des Kontaktmaterials mit großflächigem Materialauswurf.

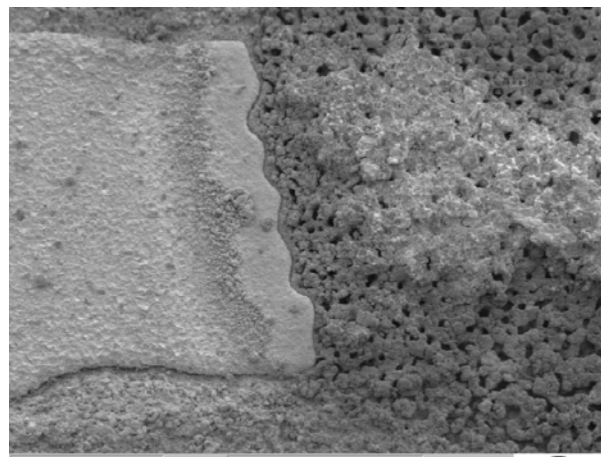


Bild 54: Probe UTIZE2, Detail aus Bild links (linker Bereich), Grenze zwischen ursprünglicher und zerstörter Kontaktfläche. Erkennbar sind die ursprüngliche Oberfläche, ein Bereich mit verspritztem Kontaktmetall, eine $20\ \mu\text{m}$ breite aufgeschmolzene und eingebnete Zone und ein abrupter Übergang zum zerstörten Bereich.

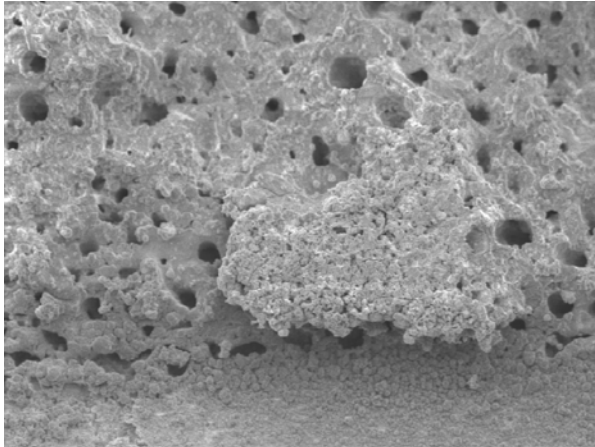


Bild 55: Detail aus dem Bild oben.

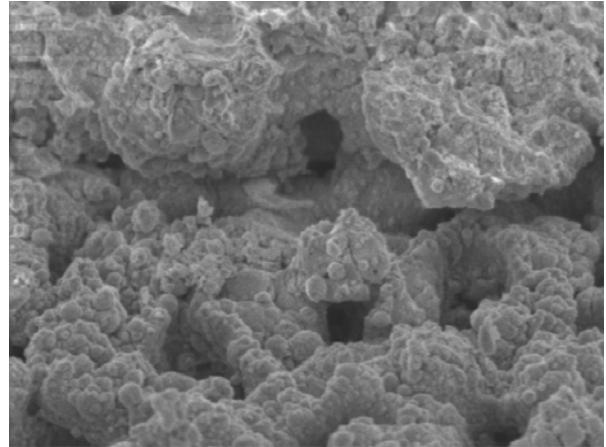


Bild 56: Detail aus dem Bild oben.

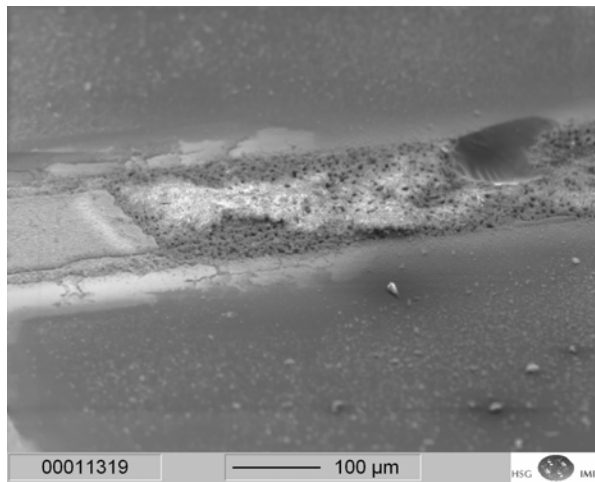


Bild 57: Wie oben, mit langsamer Abtastung aufgenommen. Hierbei lädt sich die nicht leitende Oberfläche negativ auf und erscheint im Bild hell.

2.1.9 Ergebnisse und Diskussion

Die Ergebnisse der Schaltpunktsverteilungen für Einzelkontakte und für Doppelkontakte mit Schaltbrücke sind in den folgenden beiden Tabellen zusammengestellt.

Tabelle 8: Gemessene Kontaktabstände in Mikrometer beim Schließen und Öffnen für Einzelkontakte, Feingold 5 µm.

		$I = 10 \text{ mA}$		$I = 50 \text{ mA}$		$I = 100 \text{ mA}$	
U= 10 V	$S_{\text{mittel}} \pm \sigma$	schließen 0,03 +/- 0,05	öffnen 0,06 +/- 0,06	schließen 0,04 +/- 0,04	öffnen 0,18 +/- 0,11	schließen 0,24 +/- 0,21	öffnen 0,41 +/- 0,22
	S_{max}	0,32	0,93	0,31	1,49	0,88	1,29
U= 12 V	$S_{\text{mittel}} \pm \sigma$	schließen 0,04 +/- 0,06	öffnen 0,19 +/- 0,09	schließen 0,01 +/- 0,02	öffnen 0,24 +/- 0,12	schließen 0,20 +/- 0,33	öffnen 0,61 +/- 0,58
	S_{max}	0,39	0,71	0,31	1,65	5,80	5,72
U= 50 V	$S_{\text{mittel}} \pm \sigma$	schließen 0,25 +/- 0,19	öffnen 0,85 +/- 0,35	schließen 0,17 +/- 0,12	öffnen 0,71 +/- 0,28	schließen 0,28 +/- 0,24	öffnen 1,12 +/- 0,57
	S_{max}	1,16	3,17	0,60	4,19	1,57	6,60
U= 100 V	$S_{\text{mittel}} \pm \sigma$	schließen 0,33 +/- 0,25	öffnen 1,33 +/- 0,89	schließen 0,80 +/- 0,59	öffnen 1,77 +/- 0,87	schließen 0,38 +/- 0,24	öffnen 1,16 +/- 0,44
	S_{max}	1,62	22,95	2,83	7,62	1,51	4,24
U= 300 V	$S_{\text{mittel}} \pm \sigma$	schließen 2,39 +/- 2,05	öffnen 4,34 +/- 4,08	schließen	öffnen	schließen	öffnen
	S_{max}	16,64	32,32				

Tabelle 9: Kontaktabstände in Mikrometer beim Schließen und Öffnen, Substratkontakte mit Brücke.

		$I = 10 \text{ mA}$		$I = 50 \text{ mA}$		$I = 100 \text{ mA}$	
U= 10 V	$S_{\text{mittel}} \pm \sigma$	schließen 0,02 +/- 0,03	öffnen 0,17 +/- 0,07	schließen 0,06 +/- 0,11	öffnen 0,10 +/- 0,14	schließen 0,11 +/- 0,09	öffnen 0,28 +/- 0,13
	S_{max}	0,21	0,50	0,96	1,78	0,62	1,11
U= 12 V	$S_{\text{mittel}} \pm \sigma$	schließen 0,13 +/- 0,19	öffnen 0,41 +/- 0,24	schließen 0,06 +/- 0,08	öffnen 0,28 +/- 0,14	schließen 0,50 +/- 0,59	öffnen 1,21 +/- 0,67
	S_{max}	1,10	1,76	0,47	0,95	2,50	3,81
U= 50 V	$S_{\text{mittel}} \pm \sigma$	schließen 0,96 +/- 0,33	öffnen 2,21 +/- 0,81	schließen 0,31 +/- 0,29	öffnen 1,05 +/- 0,34	schließen 0,37 +/- 0,39	öffnen 1,70 +/- 1,08
	S_{max}	2,67	6,97	1,32	3,34	1,99	6,57
U= 100 V	$S_{\text{mittel}} \pm \sigma$	schließen 0,69 +/- 0,42	öffnen 1,80 +/- 0,61	schließen 0,36 +/- 0,25	öffnen 0,88 +/- 0,37	schließen 0,79 +/- 0,62	öffnen 2,25 +/- 0,89
	S_{max}	2,39	8,23	1,38	2,91	5,46	9,01

Angegeben ist jeweils der Mittelwert der gemessenen Position mit Standardabweichung für angenommene Normalverteilung (diese gibt zwar für niedrige Lasten unmögliche negative Werte an, weswegen die Lognormalverteilung besser geeignet wäre, doch wurde diese Darstellung der Anschaulichkeit wegen bevorzugt). Zusätzlich wird der größte gemessene Kontaktabstand angegeben, der für den jeweiligen Fall auftrat.

Die Tendenz der Daten mit größeren Öffnungs- als Schließweiten und Zunahme der Kontaktabstände mit größeren Lasten ist zunächst plausibel. Zur leichteren quantitativen Beurteilung sind sie in [Bild 58](#) und [Bild 59](#) grafisch dargestellt.

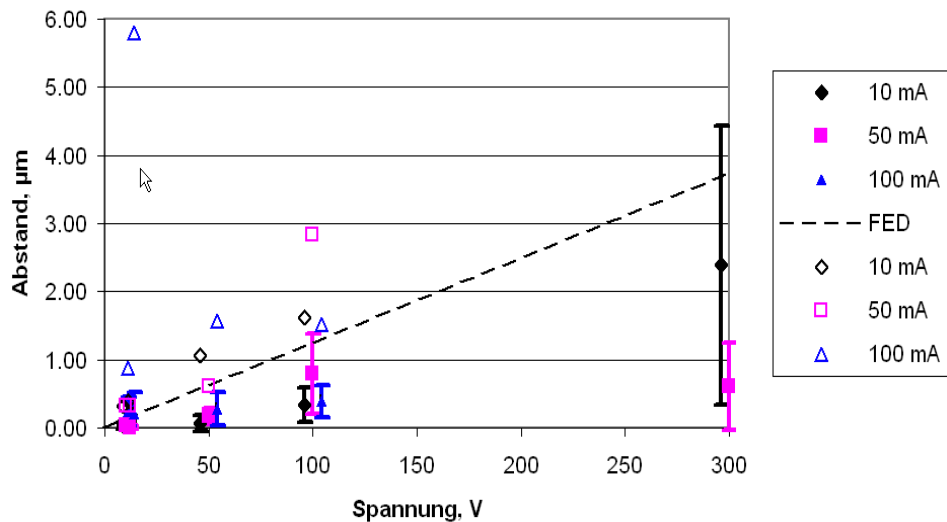


Bild 58: Grafischer Vergleich der Messdaten für Einzelkontakte, schließend. Angegeben sind die jeweiligen Mittelwerte (zur besseren Erkennung wenige Volt um die jeweilige Nennspannung gruppiert), ausgefüllte Symbole, mit Fehlerbalken entsprechend der Standardabweichung. Zusätzlich eingetragen sind die gemessenen Maxima (leere Symbole) und die Linie des Feldemissions-Durchschlags nach Slade, vgl. S. 32.

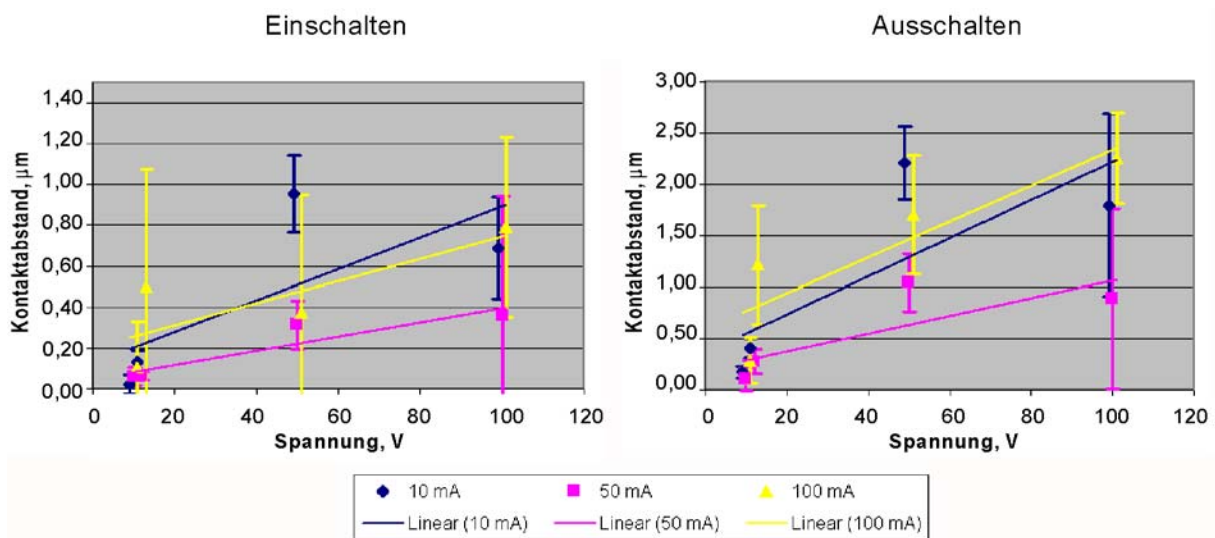


Bild 59: Grafischer Vergleich der Messdaten für ein Paar Substratkontakte mit Brücke.

Die Streuung der Daten ist relativ groß, und zwar für Brückenkontakte deutlich höher als für Einzelkontakte. Dies ist nahe liegend, da zwei Kontaktstellen in Reihe liegen und sich somit Veränderungen des Oberflächenprofils und statistische Effekte addieren. Innerhalb der Streuung verläuft die Tendenz der Schaltpunkte vom Nullpunkt aus zu etwa 0,8 µm bei 100 V beim Ein- und etwa 2 µm beim Ausschalten, sowohl für Einzel- als auch für Kontakte mit Brücke. Der Kurzschlussstrom wirkt sich bis 100 mA nur in der Streuung der Schaltweiten aus.

Die hier verwendeten Proben wurden ohne Reinraumatmosphäre unter normalen Laborbedingungen gemessen und waren zusätzlich durch Silizium-Sägestaub und Ausgasungen aus den verwendeten Montageklebern verunreinigt. Dies wirkte sich, wie die Untersuchung des Kontaktzustands nach dem Schaltbetrieb zeigte, sehr zerstörerisch aus und führte zu schlechteren Ergebnissen als sie bei sauberen Kontakten – ein Beispiel ist die bei 100 V und 100 mA getestete Probe UHIHE1 – zu erwarten sind. Dennoch liefern diese Daten, v.a. die Maximalwerte der Öffnungsweite, dem Konstrukteur eine größenordnungsmäßige Aussage zur erforderlichen Schaltweite.

2.2 Auswahl der Kontaktmetallisierung

2.2.1 Zusammenfassung

Auf der Suche nach einer optimalen Kontaktmetallisierung für mikrotechnische Membranschalter wurden aus einer größeren Zahl von Materialien Kobalt-legiertes Hartgold $\text{AuCo}_{0,5}$, Palladium Pd und Rhodium Rh ausgewählt und praktisch getestet. Während Silberlegierungen aus technologischen Gründen für den Anwendungsfall ausschieden, wurden aus den übrigen Materialien Kontakte hergestellt und verglichen. Die Kontakte verhielten sich grundsätzlich ähnlich, doch lag der Kontaktwiderstand von Pd und Rh entsprechend den jeweiligen spezifischen Leitfähigkeiten deutlich über dem des Goldes. Da Kontakte aus diesen Metallen keine weiteren funktionellen Vorzüge aufwiesen und überdies weniger zuverlässig hergestellt werden konnten, wird der Hartgoldkontakt für den Einsatzfall als optimal beurteilt.

Als Haftschrift zwischen der Goldbeschichtung und dem Substrat wird TiW gewählt.

2.2.2 Problematik

Kernkomponenten eines elektrischen Schalters sind die Kontaktstücke, an denen die physikalischen Vorgänge der Kontaktgabe, der Stromführung und der Stromunterbrechung stattfinden, vgl. 1.1.2 Kontaktphysik. Wie ebenfalls oben dargestellt wurde, ist die Auswahl des richtigen Kontaktes, v.a. der richtigen Kontaktmetallisierung, keineswegs trivial, sondern muss entsprechend der zu schaltenden Last, kompatibel zur verwendeten Technologie und ggf. unter Berücksichtigung von Umweltbedingungen stattfinden.

Der bekannte Stand der Schaltertechnik liefert eine gewisse Auswahl von Schichtsystemen, die für eine bestimmte Anwendung in Frage kommen. Hier sind dies in erster Linie Goldlegierungen mit Kobalt, Nickel oder Silber, oder als Alternativen mit höherer Festigkeit auch die Metalle Palladium und Rhodium, [Tabelle 10](#).

Diese Kontaktschichten müssen auf einer Haftschrift abgeschieden werden, wofür bisher am HSG-IMIT Chrom eingesetzt wurde, was aber durch einen thermodynamisch stabileren Werkstoff ersetzt werden soll.

Als Abscheideverfahren für derartige mikrotechnische Kontakte, die ja keine separaten Elemente sein können, sondern auf vorhandene Materialien (unbearbeitete Substrate oder bereits erzeugte Strukturen) ohne weiteren Fügeprozess aufgebracht werden müssen, kommen in erster Linie das Sputtern oder galvanische Verfahren in Frage. Andere Technologien wie CVD-Verfahren kommen u.a. wegen zu hoher thermischer Belastung oder, wie z.B. Ionenstrahlabscheidung, aus wirtschaftlichen Gründen nicht in Betracht.

Die hier auszuwählende Metallisierung muss Funktionssicherheit gewährleisten und einen sicheren und besonders kostengünstigen Prozess ermöglichen.

Tabelle 10: Vergleich möglicher Kontaktmaterialien für die Mikrotechnik

Material	Vorteile	Nachteile
Feingold	Leitfähigkeit sehr hoch	neigt zum Kaltverschweißen
	weich und duktil	
	kaum Fremdschichtbildung, geringste Kontaktwiderstände	neigt zum Kriechen und zur Kontaktwanderung
	bestes Material für "trockene" Kontakte	benötigt Haftschiicht + Diffusionssperre gegen Si
	relativ gebräuchlich in der Mikromechanik beherrscht, reproduzierbar, gut verarbeitbar	z.T. verboten in der Mikroelektronik
Rhodium	sehr verschleißfest	hart → hoher Kontaktwiderstand
	kein Kaltverschweißen	schwierige Abscheidung, Neigung zu Rissen und Ablösung
	Leitfähigkeit sehr hoch	unüblich in der Mikrotechnik
		benötigt Au-Basis, damit auch Haftschiicht und Diffusionssperre gegen Si
		Platinmetall → Katalysatorwirkung
		(hoher Preis)
Palladium	kaum Schweißneigung	höherer Kontakt- und Leitungswiderstand als Au
	abbrandbeständiger als Au	schwierigere Abscheidung, gewisse Neigung zu Rissen und Ablösung
	flüchtige Oxide	unüblich in der Mikrotechnik
	als Ersatz für Au in der Kontakttechnik üblich	Platinmetall → Katalysatorwirkung
Hartgold (AuNi_x, AuCo_x)	Leitfähigkeit hoch	höherer Widerstand als Au
	erhöhte Härte, Abrieb- und Abbrandfestigkeit	neigt zur Kontaktwanderung
	geringe Neigung zum Kaltverschweißen	neigt zum Kriechen
	kaum Fremdschichtbildung	z.T. verboten in der Mikroelektronik
	weit verbreitet für Signalschalter, gebräuchlich in der Kontakttechnik, gut abscheidbar	benötigt Haftschiicht und Diffusionssperre gegen Si
Silber	höchste Leitfähigkeit	neigt zum Kriechen und Kaltverschweißen
	weich und duktil	neigt zur Kontaktwanderung
	wenig Fremdschichtbildung	unüblich in der Mikrotechnik
	geringe Kontaktwiderstände	schwer strukturierbar, nicht standardmäßig sputterbar
		benötigt Haftschiicht gegen Si
		Galvanikbäder hoch alkalisch
Hartgold AuAg8	hohe Leitfähigkeit	Kaltverschweißen?
	weich und duktil	Kontaktwanderung?
	wenig Fremdschichtbildung → geringe Kontaktwiderstände	unüblich in der Mikrotechnik → schwer strukturierbar, nicht standardmäßig sputterbar
	geringste Leistung schaltbar	benötigt Haftschiicht gegen Si

2.2.3 Sputtern und Strukturierung von Metallschichten

Das Sputtern oder Kathodenzerstäubung basiert auf dem Abtrag von Kathodenmaterial durch den Aufprall von – typischerweise in einer Glimmentladung erzeugten – Teilchen. [Bild 60](#) gibt den grundlegenden Aufbau einer Sputteranlage wieder:

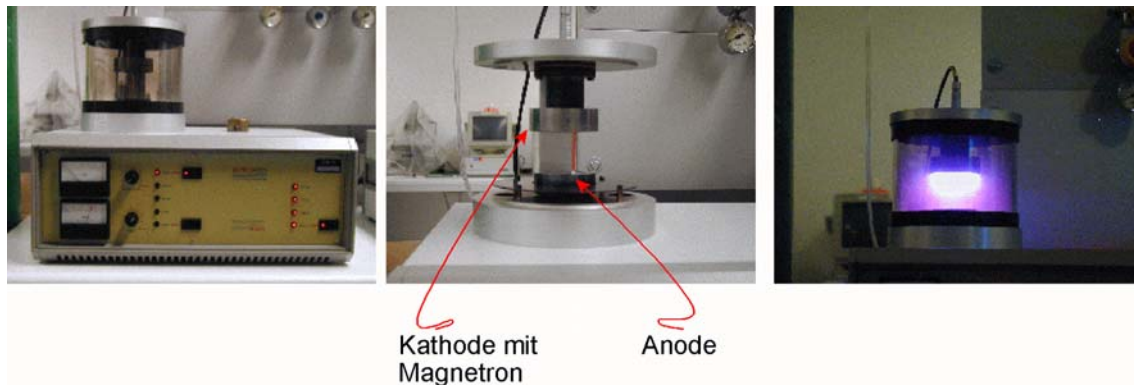


Bild 60: Einfache Labor-Sputteranlage mit Goldtarget und Argonplasma: Links: Gesamtgerät, Mitte: geöffnet, rechts: im Betrieb. Das Magnetron konzentriert die Glimmentladung auf den Bereich vor dem Target.

Beim Gleichspannungssputtern wird zwischen der Behälterwand als Anode und der Kathode, die aus dem abzuscheidenden Material besteht ("Target"), eine Glimmentladung gezündet, [Bild 61](#). Der Atmosphärendruck liegt dabei zwischen 30 und 100 mtorr (0,04 – 0,15 mbar). Die in der Entladungssäule gebildeten positiven Gasionen werden zum Target hin beschleunigt und lösen dort bei ihrem Auftreffen durch Impulsübertragung neben den für die Entladung benötigten Sekundärelektronen Targetatome aus. Je höher Masse und Geschwindigkeit der auftreffenden Ionen sind, desto effektiver verläuft der Abtragprozess. Wegen seiner hohen Dichte wird deswegen als Sputteratmosphäre meist das Edelgas Argon gewählt.

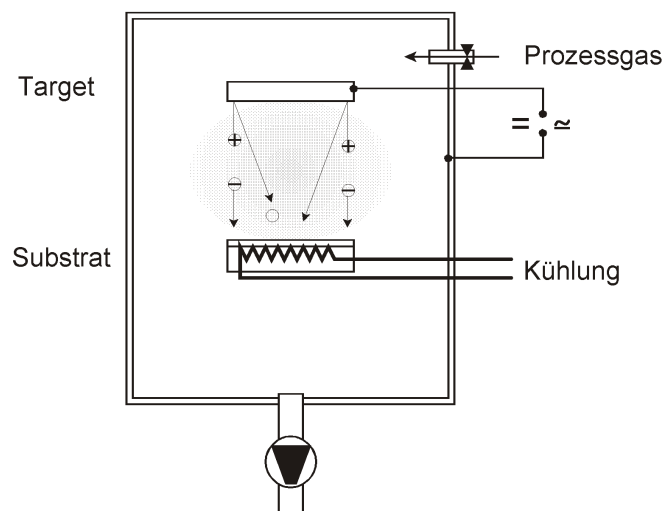


Bild 61:Prinzip des Diodensputterns [189]: In einer Glimmentladung entstehende positive Ionen werden zur Kathode (Target) beschleunigt und lösen dort durch ihre kinetische Energie neutrale Teilchen aus. Diese schlagen sich u.a. auf dem in der Nähe angeordneten Substrat nieder.

Die ausgelösten Partikel kollidieren mit Teilchen der Sputteratmosphäre und führen dadurch eine ungerichtete Bewegung aus; sie schlagen sich auf in der Nähe angebrachten Oberflächen, v.a. dem Substrat, nieder. Auf Grund dieser ungerichteten Bewegung wird eine hohe Konstanz der abgeschiedenen Schichtdicke erreicht; die Partikel können auch Kanten beidseitig beschichten, und Abschattungseffekte, die ein Problem beim Aufdampf-Verfahren darstellen, treten beim Sputtern in den Hintergrund.

Mit der Energie, die die Ionen in der Glimmentladung bei einigen hundert Volt bis zu wenigen Kilovolt aufnehmen, können auch hoch schmelzende Metalle und Isolatoren gesputtert werden, wobei besonders für letztere das Hochfrequenz- an Stelle des Gleichspannungssputterns gewählt wird (für weitere Details zum Sputtern siehe z.B. [190]).

Einige Anlagen wie die am HSG-IMIT verwendete besitzen mehrere Targets aus unterschiedlichen Materialien, die ohne Unterbrechung des Vakuums umgeschaltet werden können. Dies ist insbesondere für Schichtsysteme aus Metallen von Bedeutung, in denen keine Oxidschicht vorhanden sein darf, wie sie sich bei Zutritt von Luftsauerstoff bilden würde.

Das Sputtern ist ein flächig abscheidendes Verfahren, das zunächst nicht die Erzeugung einzelner Strukturen auf der beschichteten Oberfläche erlaubt. Das Standardverfahren zur Strukturierung ist daher, [Bild 62](#),

- ganzflächige Beschichtung der Oberfläche
- Aufbringen einer Photolackschicht
- Belichtung und Entwickeln der Lackschicht
- Auswaschen der nicht vernetzten Bereiche
- Abätzen der nun offen liegenden Bereiche der Metallschicht

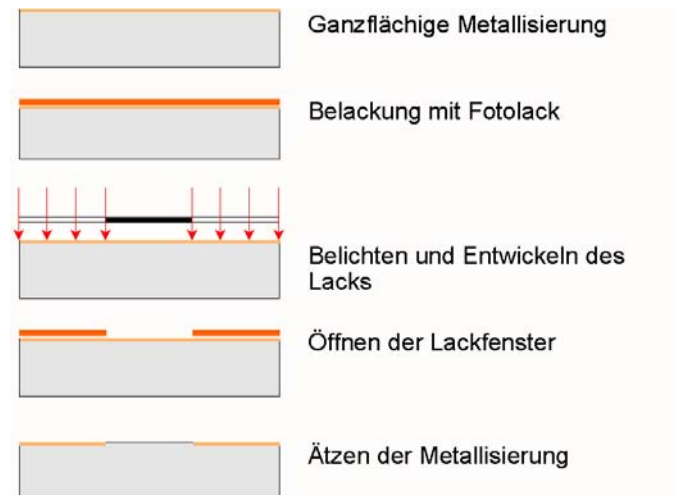


Bild 62: Arbeitsablauf in der Strukturierung von Metallschichten

Andere Verfahren sind u.a. das Sputtern mit Opferschicht und das Sputtern durch eine Schattenmaske, [Bild 63](#). Ersteres beinhaltet die Abscheidung einer dicken und scharfkantigen Schicht, die als Negativ die späteren Strukturen enthält, ganzflächiges Besputtern der Oberfläche und anschließendes Ablösen der Opferschicht mitsamt aufgesputterter Metallisierung. Das Verfahren eignet sich z.B. für schwer ätzbare Metallisierungen. Das Problem liegt aber darin, dass die Metallisierung der Strukturbereiche mit der Umgebung nicht zusammen hängen darf, damit das Lösemittel eindringen kann und sich die Strukturbereiche zuverlässig ablösen. Wegen der grundsätzlich guten Kantenbedeckung beim Sputtern ist das Opferschichtverfahren eher für aufgedampfte dünne Schichten geeignet.

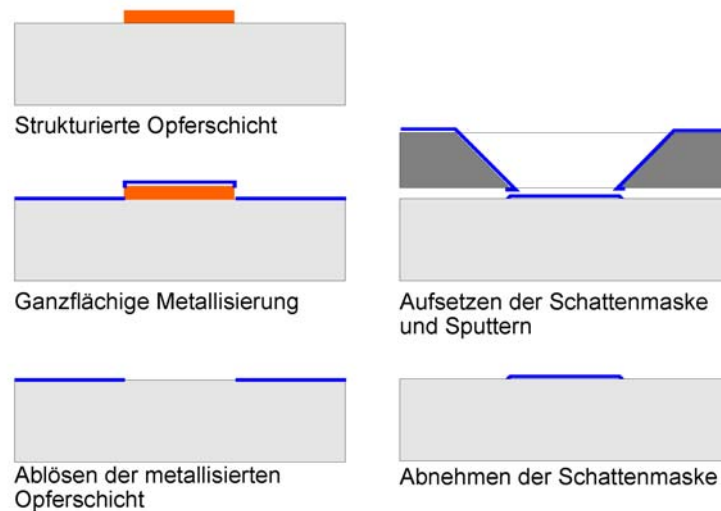


Bild 63: Strukturierung mit Opferschicht (links) und mit Schattenmaske (rechts)

Schattenmasken sind Platten aus Stahl oder z.B. Silizium mit einfachen Durchbrüchen in Form der gewünschten Strukturen; sie werden auf das Substrat aufgelegt und z.B. mit Photolack befestigt und decken die nicht zu beschichtenden Bereiche ab. Wegen der notwendigen kegelförmigen Öffnungen über die ganze Plattendicke und beschränkter Kantenschärfe der gesputterten Flächen erlaubt es keine hohe Strukturauflösung, auch sind unbeschichtete Inseln in einer Metallfläche unmöglich.

2.2.4 Haftschrift und Diffusionssperre

2.2.4.1 Zusammenfassung

Als Haftschriften für Edelmetalle wie Silber, Kupfer und Gold eignen sich vor allem die hochschmelzenden (refraktären) Metalle der Gruppen IVB, VB und VIB. Gegen Durchdiffundieren durch die Deckschicht ist eine Diffusionsbarriere notwendig. Die Abscheidung einer rein metallischen Barriere ist jedoch auch bei geringer Mischbarkeit im Gitter wegen Fehlstellendiffusion wirkungslos. Alternativen bestehen in der Verwendung von Verbindungen als Barrieren, Dotierung der Fehlstellen mit Fremdstoffen (O, N, ...) oder von Schichten, die intermetallische Phasen bilden können. Als Verbindung erscheint vor allem $Ti_{30}W_{70}$ attraktiv, möglich wären auch reaktiv gesputtertes TiN oder TiO_2 . Während phasenbildende Schichten höheren Entwicklungsaufwand fordern, könnten dotierte ("verstopfte") Barrieren mit Rhodium, Palladium oder Nickel auf Ti-Haftschrift entwickelt werden.

2.2.4.2 Einführung

Gold und andere gute Leiter wie Silber und Kupfer haften schlecht auf Materialien geringer Oberflächenenergie wie SiO_2 [191]. Zuverlässige Goldschichten benötigen daher einen Haftvermittler, der mit der Unterlage Bindungen eingeht und seinerseits wieder durch Bindung oder Legierungsbildung festen Kontakt mit der Deckmetallisierung gewährleistet.

Wegen ihrer leichten Oxidierbarkeit eignen sich hierfür vor allem die hochschmelzenden Übergangsmetalle der Gruppen IVB...VIB (Ti, Zr, Hf, V, Nb, Ta, Cr, Mo und W). Von diesen wiederum werden in der Praxis vor allem Cr oder Titan als Haftschrift für Goldmetallisierungen verbreitet eingesetzt [192 – 194].

Löst die Einführung einer zusätzlichen Metallschicht zunächst das Problem der Adhäsion, so führt sie zu einem neuen: Diffusionsbedingte Effekte treten bei dünnen Schichten in weit stärkerem Umfang als bei massiven Körpern auf, bedingt u.a. durch die höheren Konzentrationsgradienten, höheren Korngrößenanteil und Häufigkeit von Gitterfehlern sowie volumenmäßig hohen Anteil freier Oberflächen. Eine ausführliche Darstellung des Diffusionsverhaltens von Dünnschichten findet sich z.B. in [195 – 199].

Umgekehrt können auch Gase und Dämpfe aus der Umgebung in das Schichtsystem eindiffundieren und es schädigen; im Beisein oxidierender Fluide führt die Kombination unterschiedlicher Metallschichten zusätzlich zu lokaler elektrochemischer Korrosion [200].

Wegen ihrer häufigen Verwendung als Haftschiicht wurde das Verhalten von Cr und Titan in einer Reihe von Arbeiten untersucht z.B. [193, 196, 201 – 208]. Chrom diffundiert demnach bereits bei Raumtemperatur langsam, ab 200 °C schnell durch die Korngrenzen der darüber liegenden Gold-Schicht und wird an deren Oberseite oxidiert, wobei sich große Einkristalle bilden können. Aufgrund der Verarmung der Oberfläche an elementarem Cr bildet sie eine ideale Diffusionssenke. Während der Widerstand der Metallschicht zunächst stark ansteigt und auf charakteristische Weise über kurze Zeitintervalle stark streut, fällt er schließlich mit dem Verbrauch der Cr-Haftschiicht und der Ausdiffusion aus den Korngrenzen bis nahezu auf seinen Ausgangswert ab.

Titan bildet dagegen mit Gold je nach Konzentration die intermetallischen Verbindungen Au_4Ti , Au_2Ti , $AuTi$ und $AuTi_2$ [209], vgl. Anhang, und neigt nach [202] und [210] zur Bildung dendritischer Kristalle, die die Goldschicht durchstoßen können.

2.2.4.3 Diffusionsbarrieren: Systematik

Lange vor dem Auftreten von Diffusionserscheinungen in Dünnschichtsystemen wurden Diffusions-sperren in der Galvanotechnik eingesetzt. Besonders im Bereich elektrischer Kontakte wird zur Einsparung von Edelmetall dieses auf eine thermisch und elektrisch gut leitende Basismetallisierung, meist Kupfer, abgeschieden. Zur Einebnung des Grundmetalls und als Barriere gegen Durchdiffusion von Kupfer, das an der Goldoberfläche isolierendes Cu_2O oder halbleitendes CuO bildet, wird meist Nickel [23 und 211 – 214] vorgeschlagen, z.T. Palladium [194, 204, 214] oder Mehrlagenbarrieren aus Ni+Rh [215] oder Cu+Ni [214, 216], die gleichzeitig mechanische Spannungen abmildern.

Die Wahl einer Barrierschicht verlief anfangs rein empirisch, ev. unter Berücksichtigung von Phasendiagrammen – so besteht zwischen Gold und Nickel bei Raumtemperatur eine breite Mischungslücke, **Bild 179** im Anhang – oder von für die Gitterdiffusion bekannten Diffusionskoeffizienten. Die tatsächliche Diffusionsgeschwindigkeit in dünnen Schichten ist jedoch extrem abhängig von Unterschieden in Defektdichte, Korngröße, Gehalt an Verunreinigungen und anderen Faktoren und kann dem entsprechend um Größenordnungen von Literaturwerten abweichen [217, 218]. Wurden bisher erfolgreich eingesetzte Schichten ab etwa 1975 mit neuen Anlagen in höherem Vakuum oder mit reineren Materialien abgeschieden, ging die Sperrwirkung häufig stark zurück, auch belegten neue Untersuchungsmöglichkeiten wie AES und Röntgenmikroanalyse Interdiffusion, wo diese am Querschliff allein nicht erkennbar war [219]; neue Versuche stellten daher z.T. die Wirksamkeit elementarer Sperrschichten allgemein in Frage [206, 220 – 222].

1978 wurden von Nicolet [191, 223] eine sehr umfassende Übersicht mit vielen Beispielen über den Stand der Entwicklung von Diffusionssperren zusammengestellt und unterschiedliche Typen von Barrierschichten klassifiziert, **Bild 64**. Die folgende Zusammenfassung richtet sich hauptsächlich nach dieser Quelle.

An Diffusionsbarrieren (**D**) werden eine Reihe unterschiedlicher Anforderungen gestellt: Primär sollen sowohl Basismetallisierung **A** als auch Deckschicht **B** nur eine geringe Diffusionsrate durch **D** aufweisen. **D** muss weiterhin ausreichend stabil gegenüber **A** und **B** sein, sich mit diesen jedoch fest verbinden und auch unter mechanischer und thermischer Belastung eine gleichmäßige Schicht bilden.

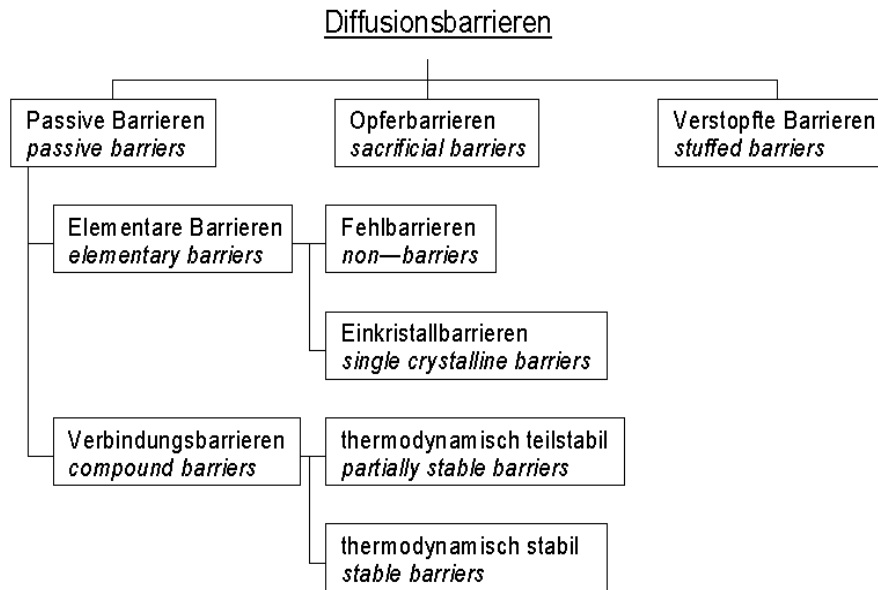


Bild 64: Klassifikation der Diffusionsbarrieren nach Nicolet [191]. Reine elementare Schichten lassen sich in der Praxis kaum als Einkristalle verwirklichen, erlauben die Interdiffusion über Fehlstellen und wirken so tatsächlich nicht als Barrieren (Fehlbarrieren). Alternativen bestehen in der gezielten Verunreinigung dieser Schichten (Verstopfen) oder der Verwendung von Verbindungen.

Elementare Barrieren bestehen aus einem Metall, welches weder mit der Basis- noch mit der Deckschicht in nennenswertem Umfang Mischkristalle bildet. Für derartige Schichten, einkristallin abgetrennt, wurde ein Sperrverhalten auch experimentell nachgewiesen, in dünnen Schichten mit hoher Defekt- und Korngrenzendichte ist jedoch bei Raumtemperatur die Fehlstellendiffusion der dominierende Mechanismus. Auch im Gitter nicht mischbare Stoffe durchdringen sich daher über Korngrenzendiffusion nahezu ungehindert. So wird beispielsweise trotz der breiten Mischungslücke zwischen Gold und Nickel Interdiffusion über Korngrenzen in gleicher Größenordnung wie zwischen Gold und Kupfer angegeben [222, 218].

Durch Wahl einer chemischen **Verbindung** als Zwischenschicht D kann diese thermodynamisch so stabil werden, dass Interdiffusion mit A oder B nur noch unter Energieaufwand möglich wird. Ein Beispiel hierfür ist Ti_xW_y , üblicherweise $Ti_{30}W_{70}$. In W sind bei 500 °C ca. 10 % Ti löslich; Sputtern mit Titan-Überschuss bildet eine Pseudolegierung, für die Cunningham et al. [224] die folgenden Vorteile nennen:

- geringe Diffusionsneigung
- selbstpassivierende Oberfläche
- gute Adhäsion an SiO_2 (Oxidation des Titan) und Gold (Bildung von Au-Ti-Verbindungen)
- einfache Herstellung
- bis über 450 °C, auch unter feuchter Atmosphäre, keine Reaktion nachweisbar
- geringe Unterätzung (200...300 nm)
- gut bondbar

Die Stabilität gegen Gold wurde praktisch für 600 h bei 450 °C, jedoch nicht theoretisch, nachgewiesen. Gegenüber Si ist Ti_xW_y dagegen bei mäßigen Temperaturen metastabil und bildet bei höheren Temperaturen ternäre Silizide.

Sehr stabile und gegenüber Gold inerte Verbindungen bilden Oxide, Nitride, Karbide, Boride und Silizide von Übergangsmetallen. Diese stellen ein vielversprechendes Gebiet dar, zu dem allerdings – mit Ausnahme von TiN als Haft- und Sperrschicht für Pt – bis zum Erscheinen von Nicolets Übersicht noch wenig Erfahrungen vorlagen. Auch zur Haftfestigkeit von Gold auf diesen Schichten konnte noch keine Angaben gefunden werden. Da Adhäsion einer gewissen Wechselwirkung bedarf, beurteilt der Autor

diese Schichten als wahrscheinlich problematisch, wenn er auch auf erfolgreiche Systeme TiN – Pt – Au hinweist [225].

Opferbarrieren: Wirksame Sperrwirkung kann erreicht werden, wenn in die Barriere eindiffundierende Teilchen von A und B vor Erreichen der gegenüberliegenden Grenzschicht im Barrierenmaterial gebunden werden. Von beiden Grenzschichten aus wachsen so neue Phasen aus intermetallischen Verbindungen aufeinander zu. Treffen beide aufeinander, beginnt eine neue Art von Interdiffusions- und ggf. Reaktionsprozessen, die die Sperrwirkung beenden können. Die Wirksamkeit einer Opferbarriere ist damit – wie bei anderen Barrieren grundsätzlich auch – zeitlich begrenzt. Ihr Vorteil liegt darin, dass bei exakter Kenntnis der Diffusions- und Reaktionskoeffizienten die Lebensdauer der Barriere im erwarteten Temperaturregime berechnet und die Schicht entsprechend dimensioniert werden kann. Mit Hilfe einer Titan-Opferbarriere wurde so die zur Bildung eines Eutektikums führende Interdiffusion von Polysilizium und Al-Leiterbahnen verhindert: Die Reaktion zwischen Si und Titan bei der Halte-temperatur von 450 °C ist gering, Al und Titan bilden dagegen die Phase $TiAl_3$ [226].

Verstopfte Barrieren: Es wurde bereits erwähnt, dass die Diffusionsgeschwindigkeit in dünnen Schichten durch Fehlstellen bestimmt wird und stark von der Schichtreinheit abhängt. Überschreiten eingelagerte Stoffe die Löslichkeitsgrenze im Gitter, so scheiden sie sich an den Korngrenzen aus, gleichfalls dringen Fremdstoffe bevorzugt über Korngrenzen in eine Schicht ein. In beiden Fällen werden die Fehlstellen durch den Fremdstoff dekoriert und können die Diffusion weiterer Materialien behindern. Auf dieses Phänomen wird die frühere Wirksamkeit nominell elementarer Sperrschichten zurückgeführt, die unter reineren Prozessbedingungen nicht reproduziert werden konnte. So ist u.a. die Sperrwirkung des Mo in der häufig eingesetzten Metallisierung Ti – Mo – Au von der Dekoration der Mo-Korngrenzen durch Sauerstoff abhängig [227].

2.2.4.4 Mögliche Schichtsysteme für Gold-Metallisierungen

Refraktäre Haftschiicht – verstopfte Sperrschicht

Harris et al. [227] verwendeten Titan als Haft- und Mo als Sperrschicht und ließen die Titan-Schicht vor der Mo-Abscheidung leicht oxidieren.

Nowicki und Wang [221] sputterten statt dessen Mo 1 min lang bei einem Druck von 3.3 Pa in einem Gemisch $N_2 + Ar$ (1:4), vor- und nachher bei 10^{-5} Pa in Ar. Dies veränderte die Mikrostruktur der Mo-Schicht und verminderte während der späteren CVD-Oxidierung 30 min bei 450 °C die Diffusionseffekte erheblich.

Die Zuverlässigkeit von Molybdän-Schichten – hier als Haftschiicht direkt unter Gold – wurde auch von Hieber 1976 [202, 228] untersucht. Ihm zufolge weist das System Mo – Au deutlich geringere Lebensdauer als die gleichfalls betrachteten NiCr- und Titan-Haftschiichten auf. Mo ist in Gold maximal zu 0.6 % löslich [215], und an der Grenzfläche beider Metalle findet praktisch keinerlei Reaktion statt. Alterung des Systems durch eindringenden Sauerstoff oder Feuchtigkeit (Mo-Oxide sind wasserlöslich [229] und das System daher sehr korrosionsempfindlich) führt dann zur schließlichen Oxidation des Mo und Ablösung der Gold-Schicht.

Der Schichtaufbau Ti – Rh – Au wurde von deBonte et al. [230] untersucht. Korngrenzendiffusion Rh-Au konnte im Aufbau Ti – Au – Rh verhindert werden, wenn Rhodium der Luft ausgesetzt war. Als Variation könnte Rhodium auf Titan abgeschieden und vor der Gold-Beschichtung leicht oxidiert werden. Dies wurde in ähnlicher Form an einer Palladium-Schicht auf Titan nachgewiesen [231], die bei zweistündiger Erwärmung auf 390 °C im Vakuum eine Verbindung bildeten, während die gleiche Behandlung in Luft zur Oxidation der Ti-Pd-Grenzfläche führte und die Verbindungsbildung verhinderte.

Für vom Prozessablauf her nicht näher beschriebene Schichtsysteme Ti – Pd – Au, Ti – Cu – Au und Ti – Cu – Ni – Au werden von Hall et al. [216] Temperaturen von ca. 50, 90 und 180 °C genannt, die eine auf 40 Jahre extrapolierte Lebensdauer erlauben. Da jedoch weder Schichtdicken noch Abscheidungsverfahren angegeben werden, ist die Information in dieser Aussage relativ gering.

Ta als Haft- und gleichzeitig Sperrschicht wurde von Revitz und Totta [232] verwendet. Die Ta-Abscheidung wurde bei Erreichen der halben Schichtdicke unterbrochen und die Schicht bei 150 °C in Luft dünn oxidiert, worauf die Abscheidung fortgesetzt wurde.

Die Sperrschichtwirkung von Titan-Wolfram $Ti_{30}W_{70}$ zwischen Al und Gold wurde von Nowicki et al. [220 und 225] geprüft. In reiner Form zeigte $Ti_{30}W_{70}$ nur vernachlässigbare Sperrwirkung, Sputtern eines Teils der Schicht in N_2 -Ar-Gemisch veränderte dagegen die Kristallstruktur, verminderte die Korngröße und hielt der Interdiffusion über 1500 h bei 300 °C stand.

Tabelle 11: Zusammenfassung bekannter Gold-Metallisierungen mit refraktärer Haft- und verstopfter Sperrschicht

Haftschicht	Barriere	Prozess	Quelle
	$Ti_{30}W_{70}$	gute Barrierewirkung mit N-Verunreinigung	[20]
Ti	Mo	Sputtern von Mo in N_2	[221]
Ti	Mo	Oxidation des Titan vor Mo-Abscheidung	[227]
Ti	Rh	(Kontamination des Rhodium mit Luftsauerstoff)	[230]
Ti	Pd	2h bei 390 °C in Luft	[231]
Ta	TaO+Ta	kurzzeitige Oxidation während der Schichtabscheidung	[232]

Verbindungen als Haft- und Sperrschichten

Ti_xW_y wird verschiedentlich, so auch von Simon et al. [233, 234] als Basisschicht für Gold eingesetzt und bewährt sich offensichtlich. Simon et al. benötigen diese Pseudo-Legierung allerdings auch als Sperrschicht zu teilweise bedeckten Al-Kontakten.

Die Beständigkeit von Wolframnitrid-, W_xN_y -Schichten unterschiedlicher Zusammensetzung wurden von Kattelus et al. [235] als Sperrschicht zwischen Si und u.a. Gold (360...390 nm) gemessen, Kwon et al. [236] untersuchten durch Ionenimplantation erzeugtes WN zwischen Si und Kupfer. $W_{77}N_{23}$ und $W_{67}N_{33}$ scheiden sich amorph ab, kristallisieren um 630 °C. Diese sind bis ca. 800 °C, 30 min beständig, andere W_xN_y degradieren bereits bei 600 °C, reines W ab < 500 °C. Lokale Delaminationen treten auch bei $W_{77}N_{23}$ und $W_{67}N_{33}$ ab 470 °C auf.

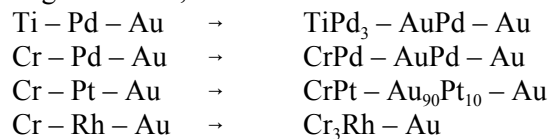
Allgemein finden Delamination zwischen W_xN_y und Metall-Deckschicht statt; die Eigenspannung von $W_{67}N_{33}$ wird zu ca. -2.7 GPa (TiN: -5.9 GPa) angegeben. Daten zur Adhäsion an SiO_2 liegen nicht vor.

TiN und TiO₂ – TiN wird reaktiv gesputtert, TiO_2 wurde z.T. durch Oxidation einer Titan-Schicht hergestellt. Bei beiden Verbindungen ist wegen ihrer Stabilität ähnlich wie bei WN- oder Mo-Barrieren Ablösung der Gold-Schicht zu befürchten, soweit sie nicht mit Titan übersättigt sind (eine gewisse Reaktionsrate ist für Adhäsion notwendig). Angaben zum Herstellungsprozess, Dicke und Gold-Adhäsion auf diesen Haftschichten konnten bislang nicht gefunden werden.

Das Polymer Polyethylen wurde von Remaki et al. [237] als Sperrschicht zwischen Si und Gold eingesetzt.

Refraktäre Haftschicht und Opferbarriere

Der Einsatz von Opferbarrieren verlangt generell genaue Kenntnisse der Diffusions- und Reaktionsgeschwindigkeiten (s.o.) und ist, soweit aus der vorliegenden Literatur hervorgeht, momentan noch auf spezielle Anwendungsfälle beschränkt. Es lassen sich einige Gold-Systeme finden, in denen Opferbarrieren möglich wären, wie



In der Regel bestehen mehrere Möglichkeiten zur Bildung intermetallischen Phasen. Zur Schichtentwicklung wären genauere thermodynamische Analysen der möglichen Reaktionen notwendig und Versuche mit AES-Messungen der tatsächlichen Diffusionsergebnisse. Opferbarrieren benötigen daher größeren Entwicklungsaufwand.

2.2.5 Feingold

Die ersten, oben beschriebenen, Schaltversuche wurden mit reinem Gold unternommen, obwohl dies in der Kontakttechnik als nicht optimal gilt. Dennoch sprachen die folgenden Gründe für diese Entscheidung:

- Grundlegende Erscheinungen an Mikrokontakten können mit einem hoch definierten und bekannten Material mit geringst möglicher Fremdschicht am besten untersucht werden
- Feingold besitzt als Kontaktmaterial wegen seiner reinen Oberfläche und seiner Weichheit beim Schließen von Kontakten deutliche Vorteile. Eine noch besser geeignete Metallisierung muss mit reinem Gold verglichen werden.
- Zum kontaktphysikalischen Verhalten von Feingold existierte Vergleichsliteratur, wenig jedoch zu Mikrokontakten aus anderen Metallen (Ausnahme: Platin) oder Legierungen
- Die Technologie der Abscheidung und Strukturierung von Feingoldkontakten in der Mikrotechnik stand als Standard-Sputterprozess bereit; auch galvanische Abscheideverfahren konnten problemlos eingesetzt werden.

Herstellung und Form der Kontaktstücke und der Versuchsablauf werden im Detail oben im Abschnitt "2.1, Bestimmung der erforderlichen Schaltweite" beschrieben. Grundsätzlich bestand der Versuch darin, die Kontaktabstände zu ermitteln, bei denen Öffnen bzw. Schließen des Kontakts eintritt. Hierzu wurden Kontakte auf einander zu bewegt, bis sie schlossen, und sofort darauf wieder von einander entfernt, bis der Strom unterbrochen wurde. Neben den Kontaktabständen wurden Spannung und Strom am Kontakt gemessen.

Ergebnisse:

Die Kontaktwiderstände sind in [Tabelle 17](#) und [Tabelle 18](#) im Anhang zusammengestellt. Sie liegen mit 0,3 bis 0,9 mΩ im Milliohm-Bereich. Wegen der Nähe zum Nullpunkt ist die Verteilung nicht symmetrisch und lässt sich sinnvoll als Lognormalverteilung beschreiben, [Bild 65](#). In der Tabelle sind deswegen Mittelwerte und Standardabweichungen logarithmisch angegeben.

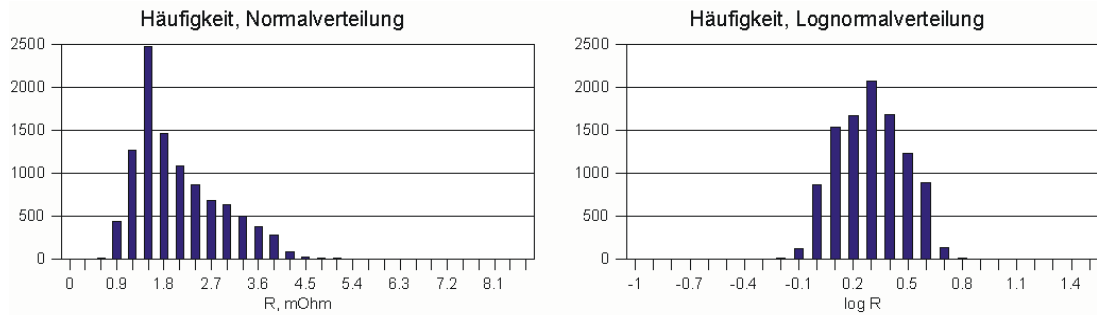


Bild 65: Probe UDIFD01, $U=12\text{ V}$, $I=50\text{ mA}$, Brückenkontakt, 10268 Messwerte. Links: Linksschiefe Verteilung aufgrund der Nähe zum Nullpunkt. Rechts: Das selbe Histogramm wie links folgt in logarithmischer Darstellung einer Lognormalverteilung.

Im Versuch wurden sowohl Einfachkontakte verwendet, in denen zwei Kontakte unterschiedlicher Polarität gegen einander bewegt wurden (in der Tabelle gekennzeichnet mit “E...”), als auch ein Substrat mit zwei Kontakten gegen eine bewegliche Brücke (Kennzeichen “D...”). Im letzteren Fall bestanden somit zwei Kontaktstellen, im ersteren nur eine. Die Widerstandswerte im letzteren Fall liegen auch im Mittel über denen des Einfachkontakts, jedoch nicht signifikant. Generell tritt also der reine Übergangswiderstand gegenüber dem Zuleitungswiderstands der Kontakte in den Hintergrund.

2.2.6 Optimierung der Kontaktmetallisierung

Layout und Prozess

Für die Schichtentwicklung wurden Silizium- und Glasscheiben mit einer Galvanikstartschicht aus Feingold auf einer Titan-Wolfram-Haftschrift, je 200 nm, vorbereitet und mit einer strukturierten Lack-schicht bedeckt, welche nur die späteren Kontaktstrukturen offen ließ. Durch diese Fenster hindurch wurden die zu testenden Metallschichten galvanisch aufgetragen¹⁴. Dieses Vorgehen wurde gewählt, um hohe Gleichmäßigkeit der Schichtdicke zu gewährleisten. Eine grundsätzliche Alternative besteht in einem solchen Fall darin, den zu beschichtenden Bereich nicht durch ein Lackfenster auf einer ausgedehnten Startmetallisierung einzugrenzen, sondern als elektrisch kontaktierte Startmetallisierung nur diesen Bereich anzubieten. Für die einfachen Strukturen unserer Kontakte war dieser Weg prinzipiell möglich, er wird aber zumindest mit einer ungleichmäßigen Potentialverteilung während der Galvanik und daraus resultierender deutlich stärker streuender Schichtdicke erkauf.

Nach der galvanischen Beschichtung wurden der Lack entfernt und die Startschicht durch Ätzen außerhalb der gewünschten Strukturen entfernt.

Der Prozessablauf ist in [Bild 66](#) schematisch dargestellt:

¹⁴Galvanische unterscheiden sich in einigen Punkten von gesputterten Schichten, z.B. in Mikrogefüge und Eigenspannung. Dennoch wurde aus folgenden Gründen galvanisch abgeschieden statt gesputtert:

- Sputtertargets standen nicht für die unterschiedlichen Materialien zur Verfügung
- Ätzlösungen und -Prozesse standen für einige Materialien nicht zur Verfügung
- Es schien plausibel, dass sich gesputterte und galvanisierte Schichten bezüglich des Kontaktverhaltens nicht nennenswert unterscheiden würden, da beim Schalten im Mikromaßstab eine Wärmebehandlung z.T. bis zum Schmelzen auftritt.

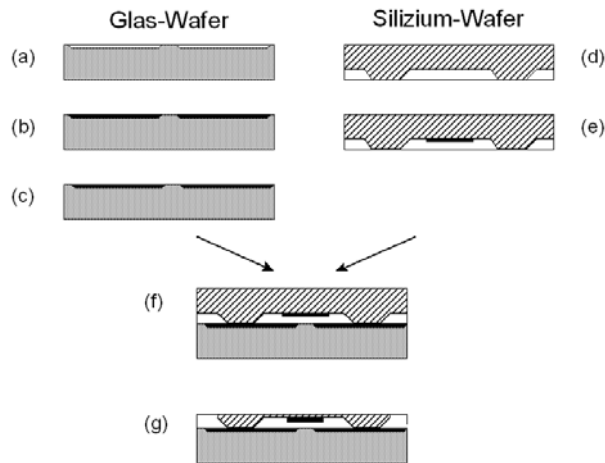


Bild 66: Prozessablauf der Strukturen zur Kontaktentwicklung: Ein Glas- und ein Siliziumwafer wird mit TiW + Au beschichtet, anschließend galvanisch verstärkt; der Lack wird entfernt und die Startmetallisierung abgezogen, dann werden beide Partner gebondet und schließlich die Siliziumscheibe abgedünnt.

Die verwendeten Kontaktstrukturen bestehen aus zwei planaren Flächen auf dem Glassubstrat, die zur Messung des reinen Kontaktwiderstands (ohne Zuleitungsverluste) je zwei Anschlüsse tragen, **Bild 67**. Diese Flächen werden durch eine kreisförmige Metallisierung auf einer im Abstand 3 bzw. 6 μm aufgebondeten Silizium-Membran als Brücke verbunden.

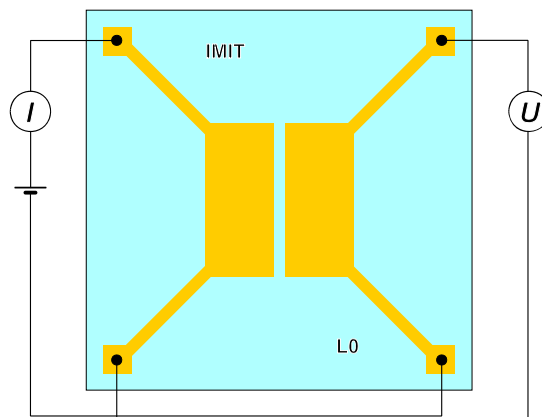


Bild 67: Kontaktstruktur für die Materialoptimierung, Glassubstrat: Brückenkontakt in Vierpolanordnung. Die schließende Brücke auf der Silizium-Membran ist hier nicht gezeichnet.

Die Galvanik wurde von AMI Doduco¹⁵, Pforzheim, durchgeführt. Die verwendeten Bäder sind wie folgt:

Rh:	Stromausbeute ca. 10 – 15 %	pH < 1	$\vartheta = 40 \text{ }^\circ\text{C}$
AuCo:	Stromausbeute ca. 60 %	pH = 4,8	$\vartheta = 45 \text{ }^\circ\text{C}$
Pd:	Stromausbeute ca. 95 – 98 %	pH = 7,2	$\vartheta = 45 \text{ }^\circ\text{C}$
Ag:	Stromausbeute ca. 95 – 98 %	pH = 12	$\vartheta = 30 \text{ }^\circ\text{C}$

¹⁵http://www.ami-doduco.com/d_version/index.php3 (2006)

Versuchsablauf

In Absprache mit Doduco wurde festgelegt, Kontaktpaarungen Rh–Rh, AuCo–AuCo, AuCo–Rh (für minimale Öffnungskräfte) sowie Pd–Pd zu testen.

Versuche zur beabsichtigten lokalen Galvanik von Rhodium schlugen fehl: Die geringe Stromausbeute der Rh-Galvanik führt zu starker Wasserstoffentwicklung an der Kathode, die jede Lackmaske absprenge. Nach mehreren Versuchen wurden Wafer ganzflächig beschichtet und die Metallisierung anschließend durch Ätzen strukturiert.

Dennoch blieb die Schichtqualität unbefriedigend. Die Eigenspannungen des Materials und zu geringe Haftung auf der Gold-Startschicht führten zu großflächigen Ablösungen, wie [Bild 68](#) zeigt.

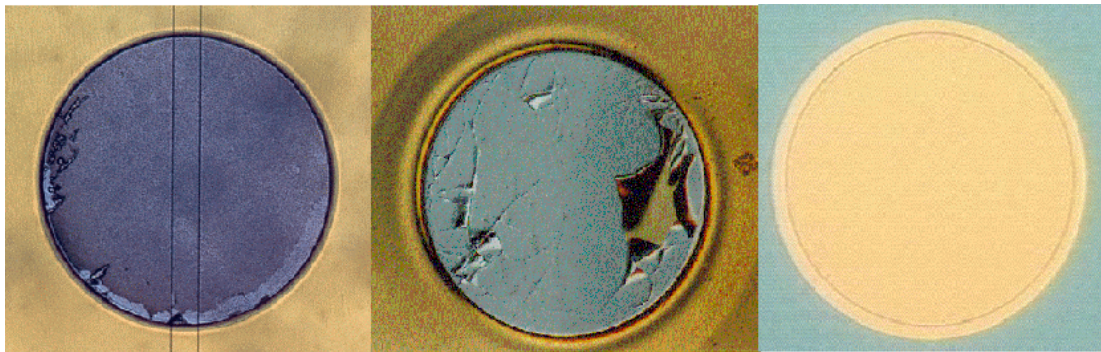


Bild 68: Optische Erscheinung unterschiedlicher Metallisierungen – Pd (links), Rh (Mitte), AuCo (rechts). Deutliche Ablösungen bei Rh, leichte bei Pd. Sehr gute Beschichtung bei AuCo.

Die Beschichtung mit Palladium und Gold verlief dagegen weitgehend unproblematisch, bis auf kleine Rückstände ungeklärter Herkunft auf den Palladiumstrukturen und lokale Schichtdickenschwankungen durch Blasenbildung während der Galvanik. Beide Materialien wurden durch Masken aus dickem Lack Hoechst AZ 4562, ausgehärtet zwischen 120 und 170 °C, lokal abgeschieden.

Die Schalterproben wurden mit zunehmender Kraft belastet, wobei der Kontaktwiderstand gemessen wurde. [Bild 69](#) stellt die Charakteristik je einer Materialprobe dar.

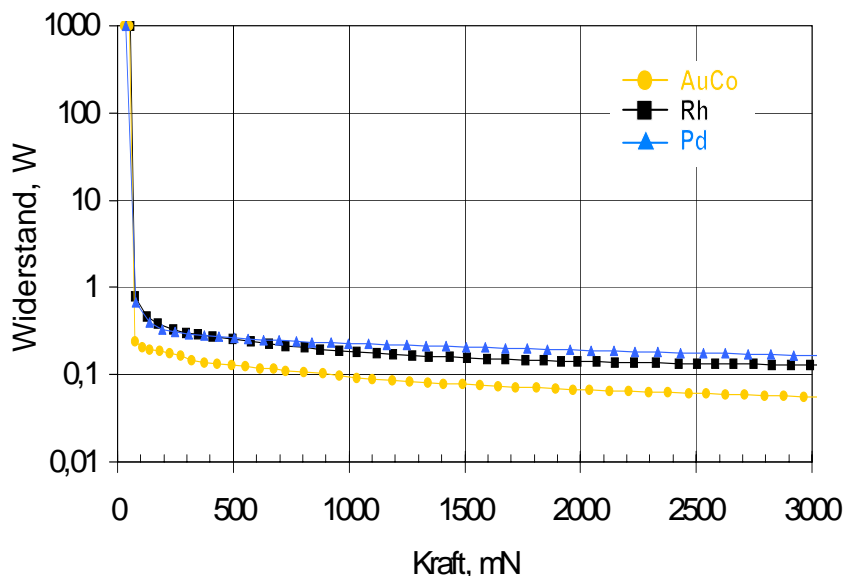


Bild 69: $R(F)$ -Belastungskurve je eines mit Hartgold, mit Palladium oder Rhodium beschichteten Probeschalters. Die Kurven unterscheiden sich um einen konstanten Faktor, der dem Verhältnis der spezifischen Leitfähigkeiten entspricht.

Offensichtlich besteht kein signifikanter Unterschied in den $R(F)$ -Kurven außer einem näherungsweise konstanten Faktor. Bei 3 N Belastung beträgt

$$R_{Pd}/R_{Au} = 0,164/0,056 = 3 \text{ und}$$

$$R_{Rh}/R_{Au} = 0,13/0,056 = 2,35.$$

Die Verhältnisse der spezifischen Widerstände betragen

$$\rho_{Pd}/\rho_{Au} = 108/25 = 4,3 \text{ und } \rho_{Rh}/\rho_{Au} = 45/25 = 1,8.$$

Die Kurven geben also in erster Linie das Verhältnis der Widerstände wieder, ergänzt um weitere Einflüsse wie Härte und mikroskopische Fremdschichten [238].

In Anbetracht des schwierigeren Prozesses der Platinmetalle und weiterer Nachteile wie der genannten katalytischen Wirkung erscheint deswegen die Hartgold-Legierung AuCo_{0,5} als die für diesen Fall best geeignete Kontaktschicht. Silberbeschichtungen wie auch das eigentlich interessante Material AuAg₈ wurden nicht getestet, u.A. wegen der stark alkalischen Silberbäder, gegen die die Photolacke nicht beständig sind.

2.2.7 Verbundkontakte

Der Kontaktverschleiß, der in den hier entwickelten Schaltelementen beobachtet wurde, entsteht nahezu ausschließlich durch Kontaktabbund, d.h. durch Feinwanderung von Kontaktmaterial aufgrund der hohen Stromdichten und Temperaturen beim Ein- oder Ausschalten. Zur Schonung von Kontakten gegen den Schaltverschleiß ist in der Energietechnik die Möglichkeit zur parallelen Anordnung eines Schalt- und eines Arbeitskontaktes bekannt [14], wobei ersterer aus abbrandfesterem Material besteht und den Schaltvorgang übernimmt. Ist der Stromkreis geschlossen, wird der höher leitfähige Arbeitskontakt zugeschaltet, **Bild 70**.

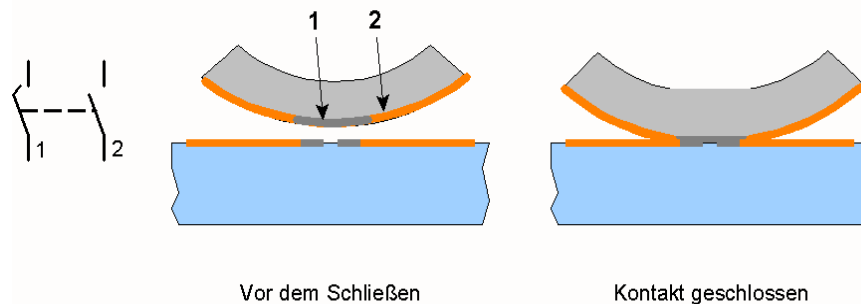


Bild 70: Mikrotechnischer Verbundkontakt als Folgeschalter. Bereich 1 ist der Schalt-, Bereich 2 der Arbeitskontakt.

Der Schaltkontakt trägt dann den ersten und letzten Berührungspunkt und die zugehörigen Abbranderscheinungen, und der Kontaktwiderstand weist eine charakteristische Stufe beim Übergang zum Arbeitskontakt auf, **Bild 71**.

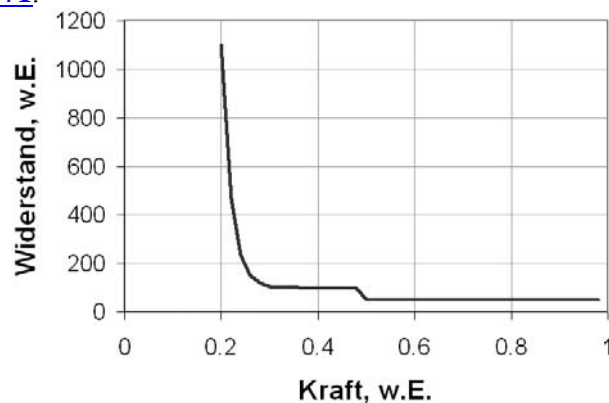


Bild 71: Stufe in der $R(s)$ -Charakteristik bei Verwendung eines Verbundkontaktes (Prinzipskizze).

Ein Verbundkontakt wurde in dieser Arbeit jedoch aus den folgenden Gründen nicht realisiert:

- die mit der Goldmetallisierung erreichte Lebensdauer genügte den Anforderungen
- der benötigte Schalter sollte ohne Stufe den Endwiderstand erreichen
- die Herstellung eines Verbundkontaktes hätte größeren Prozessaufwand und entsprechende Kosten verursacht.

2.3 Belastbarkeit von Membranen

2.3.1 Zusammenfassung

Zur Absicherung der Bauteildimensionierung wurde eine Serie von 300 Membranen bis zum Bruch belastet und den wirkenden Druck sowie die erreichte Auslenkung gemessen. Unstrukturierte Membranen der Stärke 20 μm , die eine Auslenkung von 5 bzw., wie zunächst für erforderlich gehalten, 30 μm ertragen müssen, benötigen demnach minimal Kantenlängen von $2 \cdot 0,13 \text{ mm} = 0,26 \text{ mm}$ bzw. 1,6 mm. Eine numerische Nachrechnung bestätigte den Richtwert von 300 MPa als maximal anzunehmende Nennspannung (ohne Berücksichtigung von Kerben) bei KOH-geätzten Silizium-Strukturen.

2.3.2 Problematik

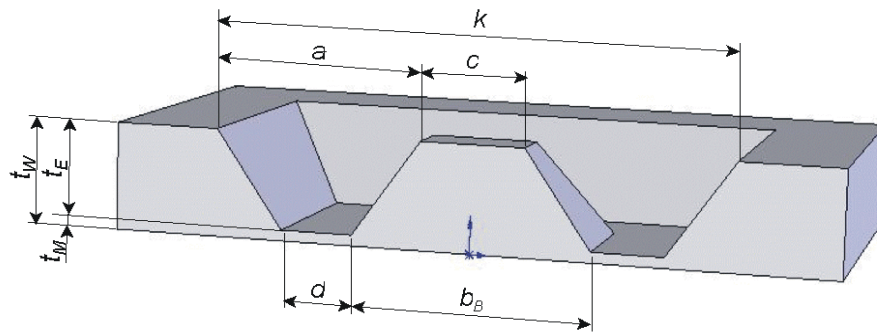
Silizium ist ein hoch belastbares Material, für welches Festigkeitswerte von bis zu 3,9 GPa im Idealfall angegeben werden [243]¹⁶ – 250]. Aufgrund der kovalenten Bindung der Gitteratome ist jedoch bei Raumtemperatur die Aktivierungsenergie für Versetzungen so hoch, dass bis zum Bruch nahezu keine plastischen Verformungen möglich sind. Silizium verhält sich daher fast absolut elastisch und spröde. Der Bruch verläuft grundsätzlich in den Spaltebenen des Diamantgitters, den {111}-Ebenen, so weit er nicht durch den Spannungszustand zum Sprung von einer Ebene zur nächsten gezwungen wird [251].

Sind in der Geometrie eines Bauteils Kerben vorhanden, die Spannungen konzentrieren, so kann an deren Spitze nicht wie in duktilen Materialien durch lokales plastisches Fließen der Kerbradius vergrößert und das Spannungsmaximum abgebaut werden. Im Extremfall, der sowohl durch gewollte Geometrieerzeugung – z.B. durch Ätzen – als auch durch technologisch erzeugte Mikrokerben – z.B. durch Polieren – ungewollt eintritt, muss daher mit Kerbradien bis hinunter in den 10-Nanometer-Bereich gerechnet werden [244, 252]. Die in der Praxis ertragbaren Spannungen liegen dadurch um etwa eine Größenordnung niedriger; so geben Chen [252] und Bernt [253] 300 – 400 MPa an, während Hochecker und Lang nur nominelle Spannungen von 100 MPa als sicher ertragbar ansehen [254, 255]¹⁷.

Membranstrukturen, die mit Hilfe des KOH-Ätzens in $\langle 100 \rangle$ -orientiertem Silizium-Material hergestellt werden, haben grundsätzlich Formen wie in [Bild 72](#) skizziert:

¹⁶Literaturübersicht

¹⁷Einen interessanten, wenn auch meist nicht anwendbaren, Hinweis gibt die Gruppe von Booth [256], die vorschlägt, Bauteile bei erhöhter Temperatur vorzubelasten, so dass dann Rissspitzen durch plastisches Fließen verrundet werden können.



a, k :	Ätzmaskenmaße	t_W :	Waferdicke
b_B :	Breite des Bossfußes	t_E :	Äztiefe
c :	Bossbreite	t_M :	Membrandicke
d :	freie Membranlänge		

Bild 72: Grundaufbau einer Membranstruktur, die durch KOH-Ätzen in $\langle 100 \rangle$ -orientiertem Silizium entsteht – aufgrund des anisotropen Ätzens wird das geätzte rechteckige Fenster durch $\{111\}$ -Flächen begrenzt; durch Vorhalten von Material auf konvexen Ecken sind auch Inseln in der Ätzgrube (“Bosse”) möglich.

Durch den anisotropen Ätzangriff der KOH-Lauge bilden sich stets durch $\{111\}$ -Flächen begrenzte Gruben aus; konvexe Strukturen wie vorspringende Ecken lassen sich nur erzeugen, indem diese durch zusätzlich vorgehaltenes und für die vorgesehene Ätzdauer dimensioniertes Opfermaterial schützt. Auf diese Weise lassen sich auch z.B. Membranen mit Mittenversteifung (“Boss”) erzeugen.

Wird eine technische Membran – im Sprachgebrauch der Mechanik eine Platte – mit Einzelkraft oder Druck p wie in [Bild 73](#) skizziert belastet, so lenkt sie sich aus (gestrichelt in der Skizze), wobei sich die flexible Membran zunächst rein verbiegt. Größere Auslenkungen überlagern diese Beanspruchung mit einer Dehnung des gesamten Membranquerschnitts.

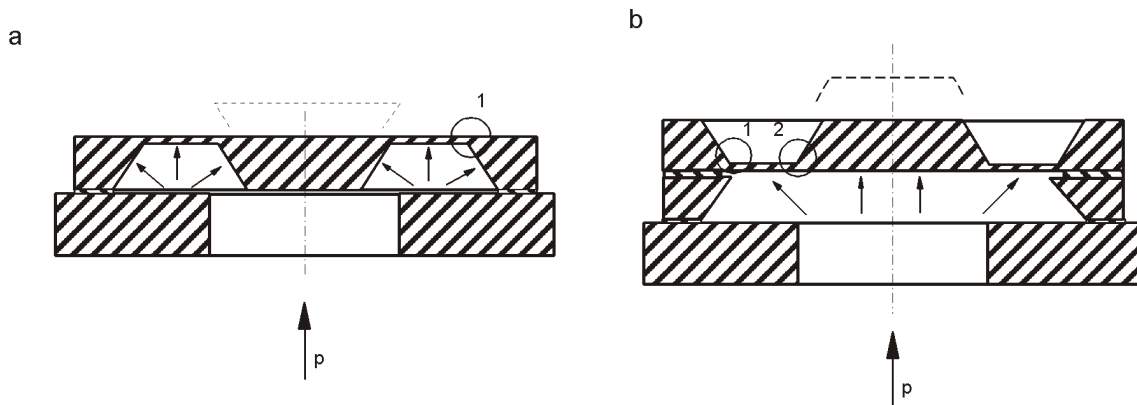


Bild 73: Belastungszustand einer Boss-Membran. **a** – Belastung von der geätzten, **b** – Belastung von der planen Seite (in der Skizze ist die Membran auf einen Träger aufgesetzt).

Die Biegebelastung ist prinzipiell an den Membranrändern (Markierung “1”) betragsmäßig am größten [257] und wird durch die Kerben der geätzten Seite weiter verstärkt. Die größte Zugbelastung tritt daher bei Belastung der geätzten Seite bei “1”, bei Belastung der planen Seite bei “2”, am Boss-Fuß, auf.

2.3.3 Theorie

Einige Autoren leiten Gleichungen zur Errechnung der Biegelinie und der mechanischen Spannungen für rechteckige Platten ohne und mit Mittenversteifung her [257 – 265], z.T. unter Berücksichtigung der nichtlinearen Verformung bei großen Auslenkungen.

So gibt Sandmaier [265] nach [266] für unstrukturierte Platten ohne Mittenersteifung die Biegelinie $z(x)$ an als

$$\frac{z}{t_M} = \frac{p}{E} L^4 (1 - \nu^2) \frac{3}{4u^2} \left(\frac{1}{u \cdot \tanh u} \left[\frac{\cosh(u \{1 - X\})}{\cosh u} - 1 \right] + X \left[1 - \frac{1}{2} X \right] \right) \quad (5)$$

mit den Abkürzungen

$$\begin{aligned} X &= \frac{x}{d} \\ L &= \frac{2d}{t_M} \\ u^2 &= \frac{F_M d^2}{D} \\ D &= \frac{E t_M^3}{12(1 - \nu^2)} \end{aligned} \quad (6)$$

x und z sind dabei die kartesischen Koordinaten, p der wirkende Druck, E der Elastizitätsmodul und ν die Querkontraktionszahl, d die halbe freie Plattenlänge und t_M die Plattendicke, s.a. [Bild 72](#).

Die auf die Breite der Platte bezogene Längskraft F_M , die bei großen Auslenkungen auftritt, ergibt sich aus der Dehnung ε_M der Mittenebene,

$$F_M = \varepsilon_M \cdot \frac{E \cdot t_M}{1 - \nu^2} \quad (7)$$

ε_M lässt sich am einfachsten durch numerische Integration der errechneten Biegelinie ermitteln,

$$\varepsilon_M = \frac{1}{d} \int_0^d \sqrt{1 + [dz/dx]^2} dx - 1 \quad (8)$$

und wird iterativ zurückgeführt.

Die Maximalauslenkung wird in Plattenmitte bei $x = d$ oder $X = 1$ erreicht; hierfür reduziert sich Gl. (5) zu

$$\frac{z}{t_M} = \frac{p}{E} L^4 (1 - \nu^2) \frac{3}{4u^2} \left(\frac{1 - \cosh u}{u \cdot \sinh u} + \frac{1}{2} \right) \quad (9)$$

Die mechanische Spannung an den Plattenoberflächen beträgt in den Hauptrichtungen x und y , ebenfalls nach [265]

$$\sigma_B = \pm p \cdot L^2 \cdot \frac{3}{2u^2} (1 + u \sinh(uX) - u \coth u \cosh(uX)) \quad (10)$$

$$\sigma_B(x=0) = \pm p \cdot L^2 \cdot \frac{3}{2u^2} (1 - u \coth u) \quad (11)$$

$$\sigma_M = F_M / t_M = \varepsilon_M \cdot \frac{E}{1 - \nu^2} \quad (12)$$

wobei sich die Biege- und die Membranspannungsanteile σ_B und σ_M addieren. Erreicht die Summe die Festigkeit σ_{Br} , so betragen der zugehörige Druck

$$p = \frac{\sigma_{Br} - \sigma_M}{L^2 (1 - u \coth u)} \frac{2u^2}{3} \quad (13)$$

und, eingesetzt in (9), die Mittenauslenkung

$$\frac{z}{t_M} = \frac{\sigma_{Br} - \sigma_M}{1 - u \coth u} \frac{L^2}{2E} (1 - \nu^2) \left(\frac{1 - \cosh u}{u \sinh u} + \frac{1}{2} \right) \quad (14)$$

Die maximal erreichbare Plattenauslenkung skaliert sich also unter Vernachlässigung der Membranspannung – d.h. für kleine Verformungen – näherungsweise proportional zu d^2 .

In der Realität bildet der Membranrand, d.h. die Einspannung des Plattenelements, eine scharfe Kerbe. Kerben in der Bauteilgeometrie führen allgemein an der Kerbstelle zu einer lokalen Erhöhung der tatsächlichen Spannung σ_K gegenüber der nominellen Spannung σ_N eines nicht gekerbten Bauteils, wobei die Formzahl $\alpha_K = \sigma_K / \sigma_N$ von der Form und Schärfe der Kerbe abhängt [273]. Hier nun ist, wie oben dargestellt, weder der Kerbradius (und damit die Formzahl) bekannt, noch lässt sich die Bruchfestigkeit des nicht gekerbten Materials sicher bestimmen. Zusätzlich ist oft die genaue Ausbildung der geätzten Geometrie nicht bekannt – so sind Membrandicke und -querschnitt Toleranzen unterworfen und bilden sich die Kompensationsstrukturen, mit denen konvexe Ecken vor dem Ätzangriff geschützt werden, am Membranboden schlecht definiert ab [267]. Es ist daher sinnvoll, für Standardgeometrien wie KOH-geätzte Gruben technologieabhängig die ertragbare Nennspannung $\sigma_N = \alpha_K / \sigma_K$ experimentell zu ermitteln. Auf diese Nennspannung beziehen sich die eingangs erwähnten Festigkeitsangaben 100 bis 400 MPa.

2.3.4 Experiment

Um Membranen für die Anwendung in Schaltelementen fundiert dimensionieren und weitest möglich verkleinern zu können, wurden deswegen für den am HSG-IMIT verwendeten technologischen Prozess eine Serie von 300 Membranen bis zum Bruch belastet und der wirkende Druck sowie die erreichte Auslenkung gemessen [268, 269], Bild 74. Die Membranlänge d , vgl. Bild 72, wurde dabei zwischen 0,6 und 2,4 mm variiert, die Bossbreite c zwischen 0 und 2,8 mm. Das Maß b_B ergibt sich aufgrund der Kristallrichtungen generell als $b_B = c + \sqrt{2} \cdot t_E$, bei unstrukturierten Membranen ($c = 0$) ist auch $b_B = 0$. Die Membrandicke betrug nominell 20 μm mit prozessbedingten Abweichungen von $\pm 2 \mu\text{m}$.

Die Membranchips wurden zu diesem Zweck auf eine Haltevorrichtung mit Druckanschluss aufgeklebt, anschließend der Druck von Hand langsam schrittweise erhöht. Der Druck wird in konstanten Intervallen von 2 Sekunden automatisch gemessen, die Auslenkung der Membran optisch über einen Laser-Autofokus-Sensor ("LAFS" in der Skizze, UBM, Waldbronn) erfasst. Beide Werte werden vom Steuerrechner gemeinsam in eine Tabelle geschrieben und anschließend ausgewertet, Bild 75.

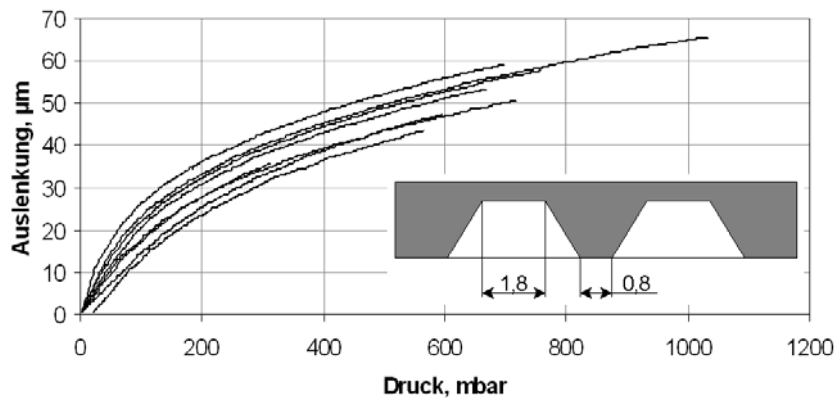


Bild 74: $z(p)$ -Kurven von Membranen mit $c = 0,8$ und $d = 1,8$ mm bei Druck von der geätzten Seite. Die Berstdrücke liegen zwischen 310 und 1040 mbar und die maximalen Auslenkungen zwischen 36 und 66 μm .

Die in Bild 74 auffallende Streuung der Messkurven rührt zum großen Teil aus Streuungen in der Membrandicke ($20 \pm 2 \mu\text{m}$ an 88 gemessenen Membranen). Differentiation von Gl. (9) ergibt $\frac{\partial z}{z} = 4 \frac{\partial t_M}{t_M}$, was die beobachtete Verteilung einschließt.

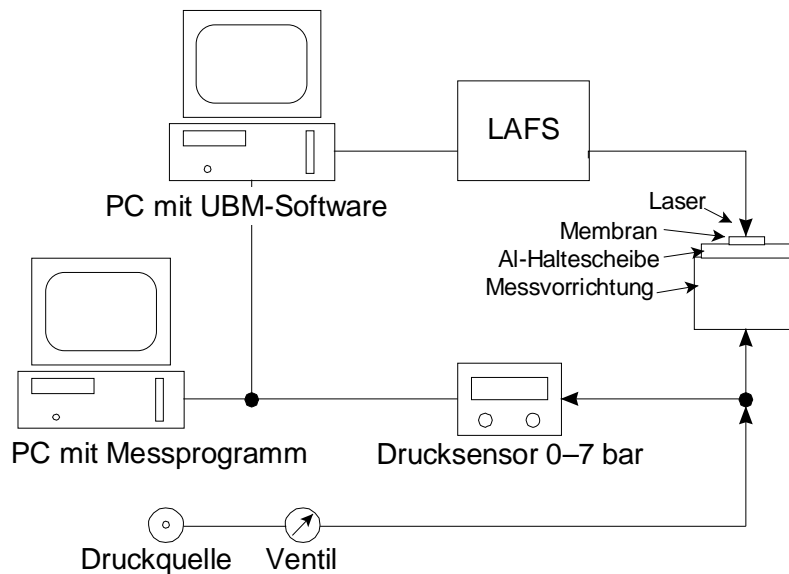


Bild 75: Messaufbau – die Proben werden auf Aluminiumscheiben aufgeklebt und auf einer Halterung mit Druckanschluss fixiert. Die Membranauslenkung wird optisch gemessen und gemeinsam mit dem Wert des anliegenden Drucks in einer Tabelle abgespeichert.

2.3.5 Weibull-Auswertung

Die Ergebnisse wurden für diese Arbeit einer neuen statistischen Auswertung mit Hilfe der Weibull-Analyse unterzogen. Die Weibull-Verteilung ist besonders für Lebensdauer- und Ausfallanalysen geeignet und hierfür die verbreitetste Methode [270 – 272]. Die Ausfallwahrscheinlichkeit H als Funktion der Gebrauchsdauer t , bzw. hier als Funktion der zunehmenden Bauteilbelastung, stellt sich dar als

$$H = 1 - e^{-\left(\frac{t}{T}\right)^b} \quad (17)$$

mit der sog. charakteristischen Lebensdauer bzw. charakteristischen Belastung T , bei der 63,2 % der Einheiten ausgefallen sind, und dem Formparameter b . Parameter b ist im Weibull-Diagramm die Steigung der Ausgleichsgerade. Je kleiner b ist, desto größer ist die Streuung der Ausfallbelastungen.

Beginnt die Abnutzung eines Bauteils erst ab einer gewissen Mindestbelastung t_0 , so kann Formel (17) erweitert werden auf

$$H = 1 - e^{-\left(\frac{t-t_0}{T-t_0}\right)^b} \quad (18)$$

und dies lässt sich umstellen zu

$$\ln \frac{1}{1-H} = \left(\frac{t}{T}\right)^b \quad (20)$$

oder

$$\ln \left(\ln \frac{1}{1-H} \right) = b \cdot \ln t - b \cdot \ln T \quad (21)$$

entsprechend der Gleichung $y = ax + c$ einer Geraden [249]. Das Weibull-Diagramm besitzt deswegen eine logarithmische Abszisse und eine doppelt logarithmische Ordinate. In [Bild 76](#) sind auf diese Weise

die Weibullverteilungen¹⁸ der Bruchauslenkungen zweier Membrantypen (Bossbreite $c = 0$ bzw. $c = 0,2$ mm, freie Membranlänge $d = 0,6$ mm) neben einander dargestellt. Membran 1 ($c = 0$, d.h. ohne Boss) weist mit $b = 1,02$ starke Streuung der maximalen Auslenkungen auf, Membran 2 dagegen einen Frühausfall und dann einen wenig streuenden Ausfallbereich. Aufgrund der unterschiedlichen Ausfalltypen ist die Ausgleichskurve im zweiten Fall gekrümmt.

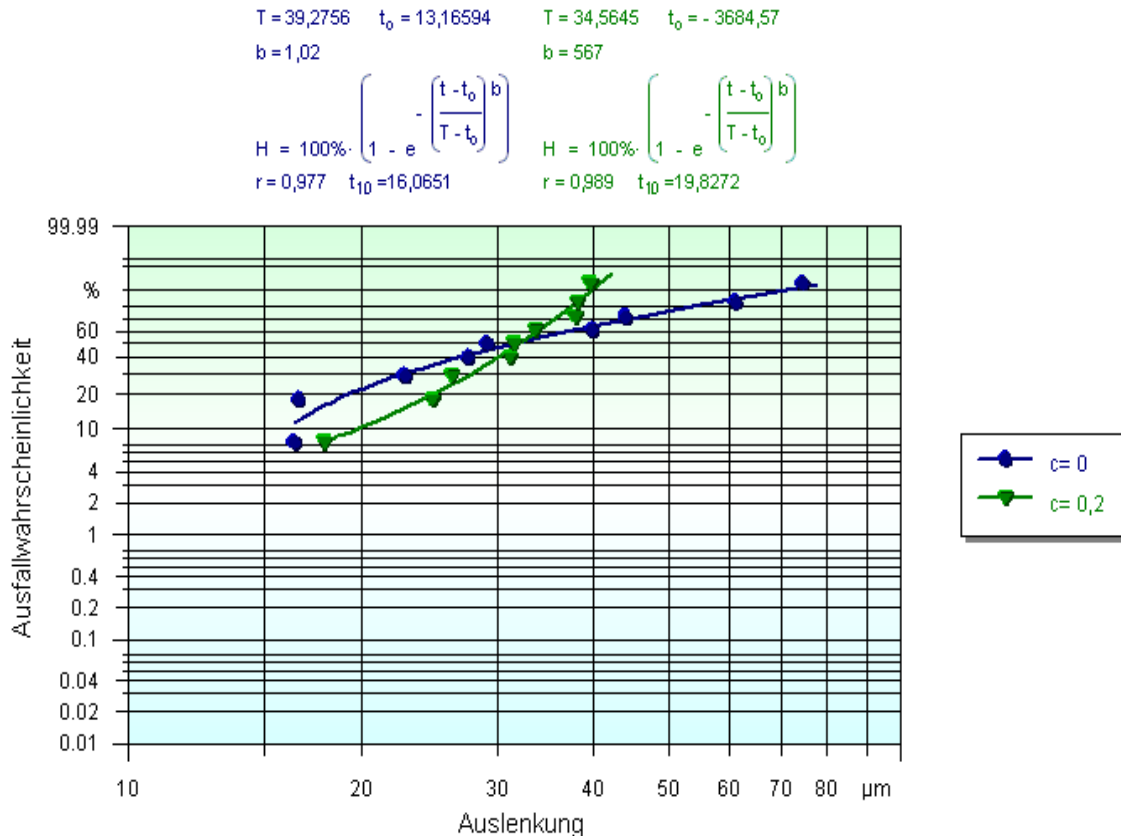


Bild 76: Weibulldiagramme zweier Membrantypen mit $c = 0$ und $0,2$ mm und $d = 1,2$ mm, Belastung von der geätzten Seite. Für $c = 0,2$ mm ist die statistische Basis zu schwach, die Weibullanalyse liefert wegen eines Frühausfalls einen sinnlosen Wert für die sicher ertragbare Auslenkung t_0 . Sowohl die charakteristische Belastung T , die zum Bruch von 63 % der Proben führt, als auch t_{10} , die von 90 % ertragen wird, sind jedoch realistisch.

2.3.6 Ergebnisse

Die Messungen lieferten experimentelle Daten der ertragbaren Auslenkung und des Berstdruckes als Funktion der Membrandimensionen für eine ausgewählte Fertigungstechnologie. [Bild 77](#) fasst die Ergebnisse für die Maximalauslenkung unstrukturierter Membranen ohne Boss ($c = 0$) zusammen. Der eingetragene und für die Ausgleichsgerade verwendete Weibull-Wert z_{10} ist der im Bild oben als t_{10} bezeichnete Wert, bei dem 10 % der Proben brechen. Es wäre wünschenswert, an seiner Stelle den Wert z_0 bzw. t_0 zu verwenden, doch bei 5-10 Proben pro Membrantyp bedeutet 1 Ausfall bereits 10 – 20 %; die Statistik kann daher keine zuverlässigen t_0 -Werte liefern.

¹⁸erstellt mit Visual-XSel 9.0 von CR-Graph (www.crgraph.de)

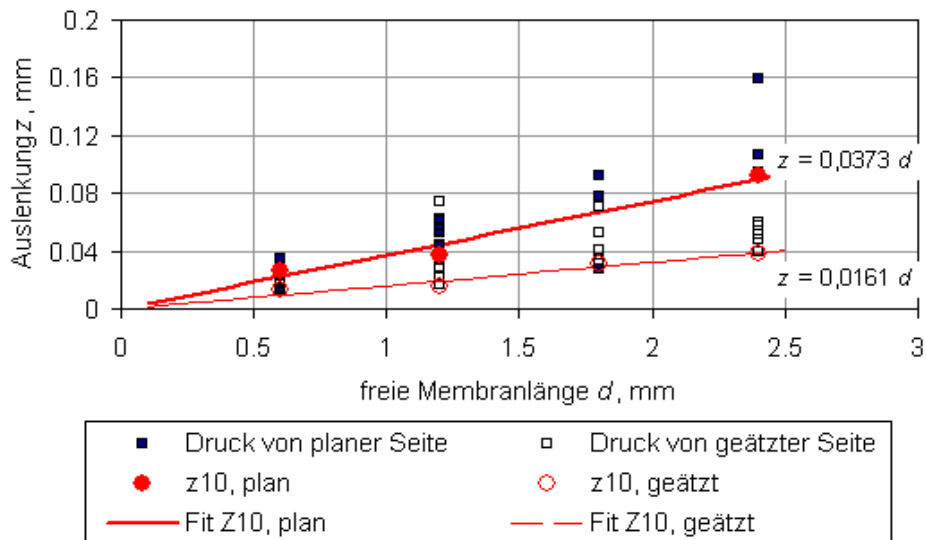


Bild 77: Zusammenfassung der Relation zwischen gemessener Bruchauslenkung und freier Membranlänge (d.h. halber Membrankantenlänge) für unstrukturierte Membranen, jeweils für Belastung der geätzten oder der nicht-geätzten, planen, Seite. Ein Messwert für $d = 1,8$ mm wurde als Fehlmessung ausgelassen.

Trotz der von Gl. (14) vorhergesagten quadratischen Abhängigkeit $z_{max}(d)$ liefern die Messwerte im Rahmen ihrer Genauigkeit keinen nennenswerten quadratischen Term der Ausgleichskurve. Dies wird gleich noch erörtert werden.

Zusammenfassend kann festgehalten werden: unstrukturierte Membranen (d.h. “Platten”) der Stärke 20 μm , die eine Auslenkung von 5 bzw., wie zunächst für erforderlich gehalten, 30 μm ertragen müssen, benötigen demnach minimal Kantenlängen von $2 \cdot 0,13 \text{ mm} = 0,26 \text{ mm}$ bzw. 1,6 mm.

Die auftretenden Spannungen wurden ebenfalls analytisch und mit einem einfachen Finite-Elemente-Modell untersucht.

Gleichungen (13) und (14) geben den ertragbaren Druck und die maximale Auslenkung in Abhängigkeit von der Festigkeit σ_{Br} an. Wegen des Nichtlinearitäts-Parameters u lassen sich beide Ausdrücke nicht direkt lösen. Nach Gl. (5) wurden daher im Tabellenkalkulationsprogramm Excel die Biegelinie für einen beliebigen Druck berechnet, ϵ_M und F_M nach Gleichungen (7) und (8) ermittelt und mit Hilfe des “Solver”-Moduls von Excel der Druck angepasst, bis die Summe von Biege- und Membranspannung die Materialfestigkeit erreichten. Diese Prozedur wurde iteriert, bis sich die Membrankraft F_M um weniger als 1 % änderte, wofür in der Regel 3 Iterationen genühten. Die errechneten Maximaldrücke und -auslenkungen sind in Bild 78 für drei angenommene Festigkeitswerte 300, 600 und 900 MPa aufgetragen, zusätzlich sind die gemessenen Werte p_{max} und z_{max} mit ihren Mittelwerten eingezeichnet. Trotz der leider sehr breiten Streuung der Messwerte wird $\sigma_{Br} = 300 \text{ MPa}$ als konservativer Wert der ertragbaren Nennspannung bestätigt.

Sehr deutlich fällt auch hier der fast lineare Zusammenhang $z_{max}(d)$ für konstante Maximalspannung auf, der sich schon in Bild 77 gezeigt hatte. Offensichtlich ist die quadratische Abhängigkeit nur für kleine Auslenkungen $z < t_M/5$ gültig, danach wird die Funktion durch die zunehmende Membranspannung linearisiert.

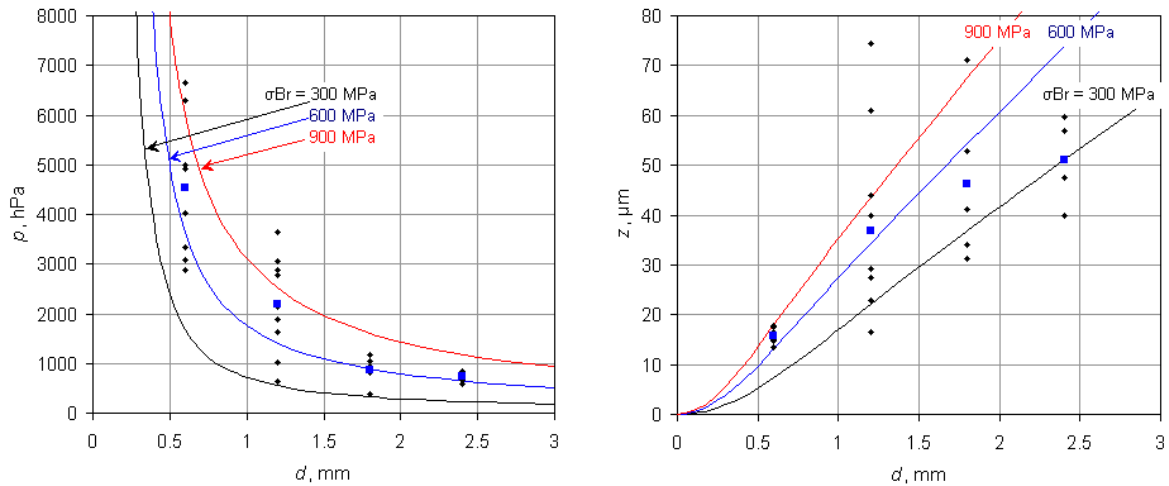


Bild 78: Berstdruck und Bruchauslenkung nach analytischer Abschätzung für verschiedene Bruchfestigkeiten. Mit eingezeichnet sind experimentelle Messwerte. Der Wert der ertragbaren Nennspannung von 300 MPa wird bestätigt. Bei $d=0,6$ mm und 2,4 mm stehen geringe Streuungen in p großen in z gegenüber und umgekehrt, was auf Streuungen der Membrandicke zurückzuführen ist. Druck von der geätzten Seite.

In einer ebenfalls linearen und zweidimensionalen Finite-Elemente-Rechnung, die die Versteifung der Membranen bei größerer Auslenkung nicht berücksichtigt, wurden die 24 verschiedenen Membrantypen von der geätzten Seite her mit dem Mittelwert der gemessenen Berstdrücke belastet und die maximalen Nennspannungen wie im analytischen Modell notiert. **Bild 79** stellt berechnete und gemessene Auslenkungen einander gegenüber. Die aus dem linearen Ansatz her rührenden zu großen Vorhersagen der Simulation bei großen Membranen sind erkennbar. **Bild 80** stellt die errechneten maximalen Nennspannungen dar. Die geringeren Werte für größere Membranen können, abgesehen von Nichtlinearitätseffekten, daher rühren, dass im Modell konstant die Soll-Membrandicke von 20 μm verwendet wurde, in der Realität aber größere Membranen auch tendenziell dicker geätzt wurden.

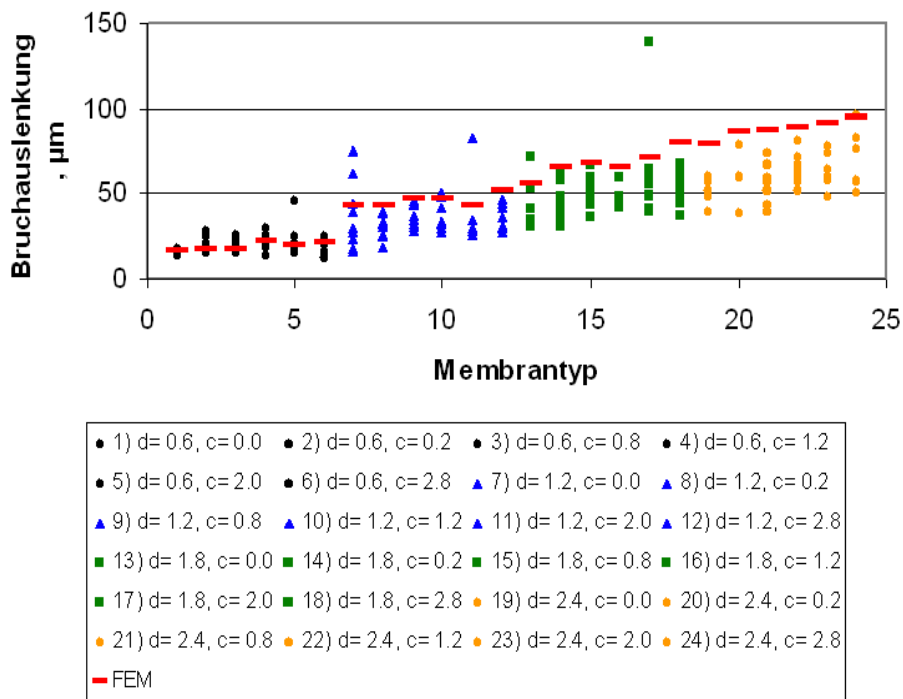


Bild 79: Vergleich der mit einem einfachen Finite-Elemente-Modell errechneten Auslenkungen mit Messwerten. Das lineare FE-Modell berücksichtigt die bei größeren Auslenkungen (größer als Membrandicke) auftretende Versteifung nicht und liefert hier zu große Werte.

Insgesamt bestätigen auch diese Ergebnisse den Richtwert von 300 MPa als maximal anzunehmende Nennspannung bei KOH-geätzten Silizium-Strukturen.

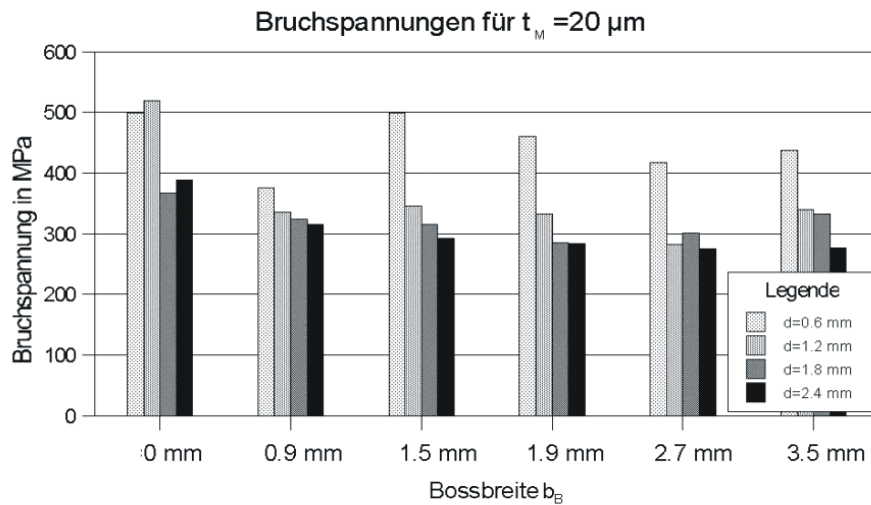


Bild 80: Errechnete Maximalspannungen für 20 µm - Membranen unterschiedlicher Abmessungen (lineare Rechnung). Die zugehörigen Auslenkungen finden sich in Bild 79. Die Streuung geht darauf zurück, dass als Belastung Mittelwerte der gemessenen Berstdrücke eingesetzt wurden (welche selbst streuen), und auf Abweichungen in der realen Membrandicke.

2.4 Durchkontaktierungen

2.4.1 Zusammenfassung

Eine Schaltfunktion findet in einem dicht abgeschlossenen Hohlraum statt, der von einer Silizium- und einer anodisch aufgebondeten Glasplatte gebildet wird. Zur Durchführung der elektrischen Leiterbahnen durch die Wandung dieser Kavität wurden verschiedene Ansätze untersucht und schließlich ein geeignetes Verfahren entwickelt.

Planare Durchführungen durch den Verbindungsbereich Glas – Silizium sind generell mit der Schwierigkeit verbunden, über eine große Fläche hinweg, d.h. einen Wafer, Leiterbahnen und umgebendes Material hochgenau einzuebnen, wobei wegen der geringen Schichtdicke der Metallisierung von typischerweise $< 1 \mu\text{m}$ nur wenig Material abgetragen werden darf. Weder mit konventionellen optischen Polierverfahren noch mit chemo-mechanischem Polieren (CMP) ist es hier gelungen, eine derartige Ein-ebnung zu realisieren. Statt dessen wurde ein Prozess entwickelt, mit dem eine gebohrte Glasscheibe galvanisch mit Kupfer gefüllt werden und auf Silizium gebondet werden kann. Dieser Prozess ermöglicht es, einen Schalter auf der sonst ungenutzten Unterseite zu kontaktieren und löst damit die Aufgabe.

2.4.2 Problematik

Elektrische Leiterbahnen werden auf Substraten in der Regel planar abgeschieden. In Fällen, in denen eine Stromführung von der Vorderseite einer Substratscheibe auf die Rückseite benötigt wird, muss eine leitfähige Verbindung in vertikaler Richtung – in der Leiterplattentechnik als *Via* bezeichnet – hergestellt werden. Ähnlich ist das Problem, wenn der Strom in eine dicht verschlossene Kavität in der Scheibenebene geführt werden muss (laterale Durchkontaktierung). Dichtigkeit einer Kavität wird meist aus funktionellen Gründen gefordert, oder um Eindringen von Wasser und Sägeschlamm beim Trennen des Wafers nach dem Prozess zu vermeiden [280].

In diesem Projekt besteht die Forderung nach einem gegen Staub, Flüssigkeit und, soweit möglich, Gase und Dämpfe dicht verschlossenen Schaltraum, um ein Hauptproblem klassischer mechanischer Schalter auszuschließen: Den Kontaktausfall aufgrund von Fremdschichtbildung.

Da die zu entwickelnden Schalter generell zu minimalen Kosten hergestellt werden müssen, gilt dieses Kostenkriterium auch für den Prozess, der einfach und zuverlässig durchführbar sein muss.

Aus der Literatur sind verschiedene Verfahren zur Realisation von Durchkontaktierungen bekannt:

2.4.3 Stand der Technik

2.4.3.1 Laterale Durchkontaktierung

Bild 81 skizziert die Situation der Durchführung: Auf einem ebenen Substrat wird eine Metallisierung abgeschieden, die einen ebenen Bondbereich quert. Die Dicke der Metallschicht führt zu Verformung aller beteiligten Partner im Bondbereich, die, unterstützt durch die erhöhte Temperatur beim Bonden und plastische Verformung von Metall und Glas, die Kanten der Metallisierung leicht verrundet. Gold- und Aluminiumschichten von bis zu 100 nm Dicke können so dicht eingeschlossen werden [281 – 284]. Dickere Metallschichten allerdings können nicht dicht umschlossen werden, statt dessen bleibt neben ihnen ein Bereich von etwa dreieckigem Querschnitt ungebondet. Die Breite dieses Bereichs liegt erfahrungsgemäß in der Größenordnung des Hundertfachen der Stufenhöhe der Metallschicht.

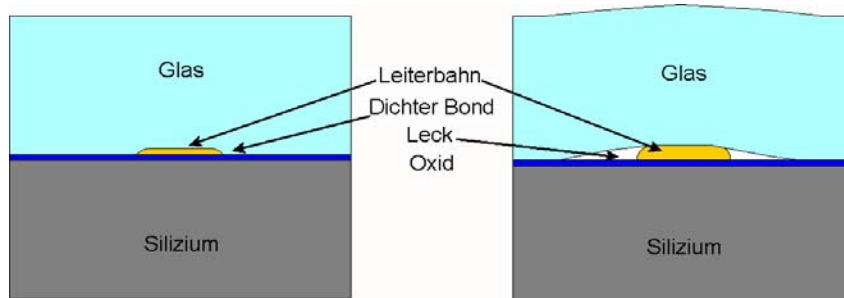


Bild 81: Laterale Durchführung einer Leiterbahn durch einen anodischen Bond [281]. Leiterbahnen von bis zu etwa 60 nm können durch Verformung des Metalls und der beiden Wafer dicht eingeschlossen werden (links), dickere Metallschichten erzeugen beiderseits einen undichten Streifen.

Als Abhilfe hat Petersen [282] bereits 1985 vorgeschlagen, die durchgeführte Leiterbahn mit rechtwinklig abstehenden und spitz zulaufenden Ausläufern zu versehen, **Bild 82**; aufgrund ihres geringeren Querschnitts an der Spitze sollten sie sich dort leicht verformen lassen und so den ungebondeten Bereich abdichten. Petersen gibt an, Titanschichten von 100 nm Dicke auf diese Weise dicht durchgeführt zu haben. Neben der für manche Anwendungen hinderlicher Vergrößerung der elektrischen Kapazität einer derartig modifizierten Durchführung ist allerdings auch zu beachten, dass die Fortsätze ihrerseits auch wieder ungebondete Bereiche zwischen einander erzeugen und somit die ungebondete Zone tendenziell verbreitern, zumindest aber ihre mechanische Festigkeit weiter schwächen sollten. Zum Erfolg dieser Gestaltung von Durchführungen liegen keine weiteren Hinweise vor.

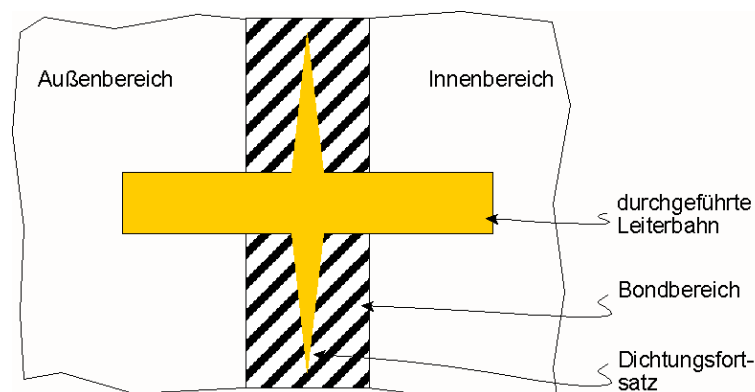


Bild 82: Abdichtung des Bondspalts seitlich einer durch den anodischen Bond durchgeführten Leiterbahn nach Petersen [282]. Die von links nach rechts verlaufende Leiterbahn wird mit rechtwinklig abstehenden und spitz zulaufenden Ausläufern versehen. Diese sollen sich wegen ihres dort geringeren Querschnitts an ihrer Spitze stärker verformen und den ungebondeten Bereich abdichten.

Es liegt nahe, das Problem zu entschärfen, indem die Leiterbahn nicht auf die Silizium- oder Glasoberfläche, sondern in einen flach geätzten Graben abgeschieden, bzw. ein derartiger Graben in der gegenüber liegenden Bondfläche vorgesehen wird. Durch Addition der Bearbeitungstoleranzen beim Ätzen und Abscheiden ist jedoch stets entweder mit einem verbleibenden Spalt oder Überstand zwischen Metall und Gegenfläche zu rechnen, [Bild 83](#) [285].

Wegen unvermeidlicher Toleranzen in der Photolithographie ist es auch generell nicht möglich, eine Metallschicht derart genau zu strukturieren, dass sie einen geätzten Graben lateral exakt ausfüllt, [Bild 84](#).

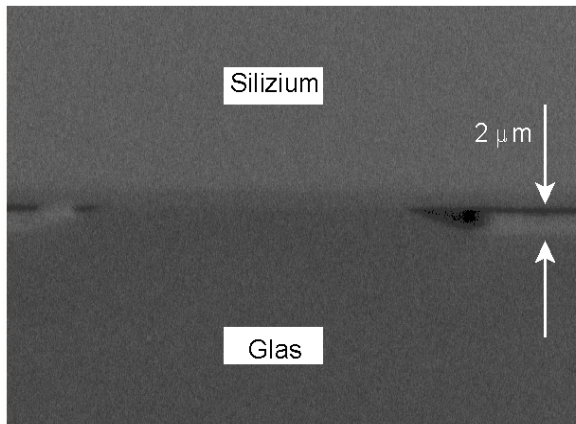


Bild 83: Glas-Silizium-Bond mit ins Glas eingesenkter Leiterbahn. Undichtigkeiten an der Ätzböschung im Glas und am Spalt Metall – Glasoberfläche.

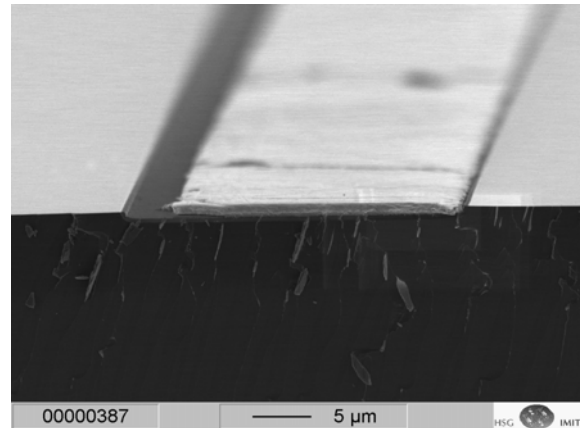


Bild 84: Aluminium-Leiterbahn in geätztem Kanal in Silizium. Justierfehler der Lithographie um ca. 3 μm.

Die Tatsache, dass die Ecken von Ätzstrukturen sich in Glas schärfer abbilden als in der metallischen Leiterbahn, [Bild 85](#), veranlasste uns in einem früheren Versuch, mäanderförmige Durchführungen mit Quetschdichtung zu testen, [Bild 86](#) [285]. Im Bereich der konkaven Ecke sollte das Metall auf der flachen Kanalböschung plastisch verformt werden und den Kanal abdichten. Versuche zeigten jedoch, dass zwar die erwartete Verformung auftrat, die Dichtwirkung aber dennoch unbefriedigend blieb. Ob die erhoffte Abdichtung der Ätzböschung eintrat und die Undichtigkeit auf den Spalt Metall – Glasoberfläche zurückging, wurde nicht im Detail untersucht.



Bild 85: Glaswafer mit ins Glas eingesenkter Leiterbahn. Glasstrukturen bilden sich schärfer ab als Metallstrukturen.

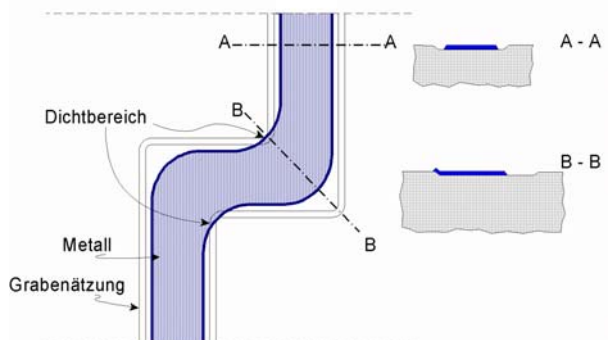


Bild 86: Aluminium-Leiterbahn in geätztem Kanal in Silizium. Justierfehler der Lithographie um ca. 3 μm.

Handwerklich solider ist es, dickere Metallisierungen, wie sie hier benötigt werden, nach der Abscheidung in isolierendes, bondbares Material, z.B. gesputtertes Borosilikatglas, einzubetten [280, 286 – 288]. Nach Abscheidung und Strukturierung der Leiterbahn wird eine entsprechend dickere Schicht des Isolatormaterials aufgebracht und strukturiert, [Bild 87](#).

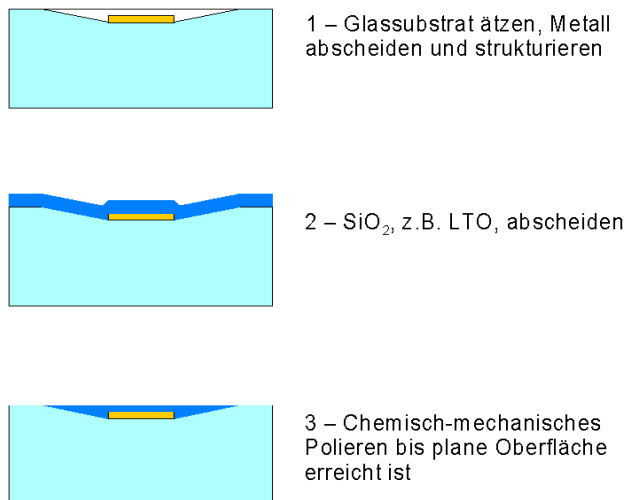


Bild 87: Dichte planare Durchführung dickerer Leiterbahnen [286, 287] durch Einbettung in einen bondbaren Isolator.

Nachteilig ist, dass das Isolatormaterial über der Leiterbahn um etwa die Dicke der Metallschicht aufgeworfen ist. Es wird daher ein (chemo-)mechanischer Planarisierungsschritt erforderlich, der die Oberfläche wieder einebnet. Während reines SiO₂ relativ einfach auch in größerer Dicke aufgebracht werden kann, ist das Sputtern von bondbarem Glas ein schwieriger, langsamer und damit teurer Prozess, der nicht in allen Anwendungen eine Alternative darstellt.

Hinzu kommt, dass die Dicke von Signalleitungen in der Elektronik häufig in der Größenordnung von 100 nm liegt, hier aber aus Gründen der Kontakthaltbarkeit mit 1 µm Metalldicke gearbeitet werden muss. Durch die unterschiedlichen thermischen Dehnungen von Gold ($\alpha_{T, Au} = 14,2 \text{ ppm/K}$) und Glas ($\alpha_{T, Glas} \approx 3,2 \text{ ppm/K}$) besteht die Gefahr, dass die Einbettung der Leiterbahn abplatzt. Wir haben dies in einer FEM-Simulation¹⁹ bestätigt, die eine 1 µm starke Gold- unter einer ebenfalls 1 µm starken SiO₂-Schicht annimmt. Bei Erwärmung auf 400 °C werden hier im Glas Zugspannungen von ca. 300 MPa abgeschätzt. Bei der vom Hersteller angegebenen Biegefestigkeit von 25 MPa [289] ist also mit Bruch zu rechnen.

¹⁹Herzlichen Dank an B. Folkmer

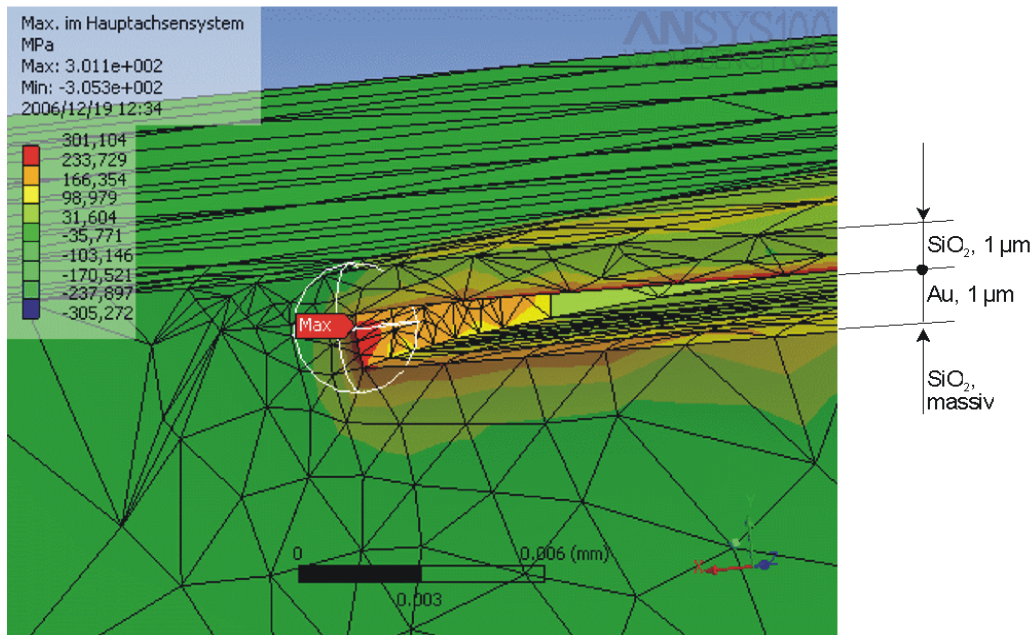


Bild 88: Glassubstrat mit vergrabener Goldschicht von 1 µm (ausgeblendet) unter 1 µm Glas und Erwärmung auf 400 °C. Mit 300 MPa erwarteter Zugspannung im Glas ist Abplatzen der Deckschicht wahrscheinlich.

2.4.3.2 Dotierte Durchkontaktierung

Unter Ausnutzung der Halbleitereigenschaft von Silizium ist es möglich, Leiterbahnen im Wafermaterial zu dotieren und diese für die Durchkontaktierung zu verwenden, **Bild 89**:

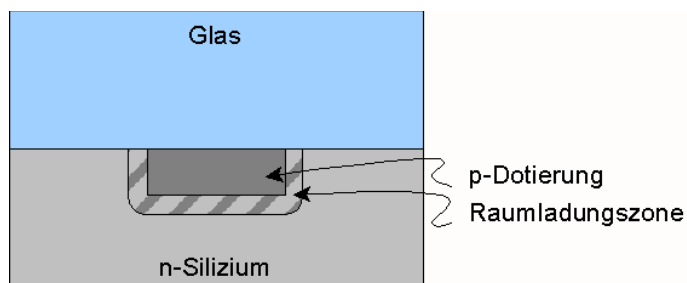


Bild 89: Dotierte Durchführung

Trotz dem Vorteil, dass diese Leiterbahnen grundsätzlich im Grundmaterial verlaufen, weist diese Technik doch einige Nachteile auf:

- Relativ hoher elektrischer Widerstand [290]
- Oxidierte diffundierte Durchführungen bilden Stufen, die keine hermetisch dichte Verbindung mehr erlauben [291]
- Ein nach der Dotierung durchzuführender Ätzschritt (Herstellung der Kavität) wird erschwert [280]
- Der anodische Bond zerstört durch seine erhöhte Prozesstemperatur, aber auch aufgrund von Raumladungszone, die beim Bonden entstehen, Eigenschaften des p-n-Übergangs, so dass keine klare Durchschlagsspannung mehr angegeben werden kann²⁰ [291].
- Beide Leiterbahnen sind nicht galvanisch getrennt

²⁰Eine mögliche, wenn auch aufwändige, Abhilfe besteht darin, die dotierte Durchführung unter einer Epitaxialschicht zu vergraben. Dadurch kann einerseits auf eine sehr ebene Schicht gebondet werden, andererseits werden beim Bonden eindringende Na-Ionen vom p-n-Übergang fern gehalten [292].

2.4.3.3 Vertikale Durchkontaktierung

Vertikale Durchkontaktierungen durch die beiden in der Mikrotechnik gebräuchlichsten Materialien Silizium (links) und Borosilikatglas (rechts) skizziert [Bild 90](#):

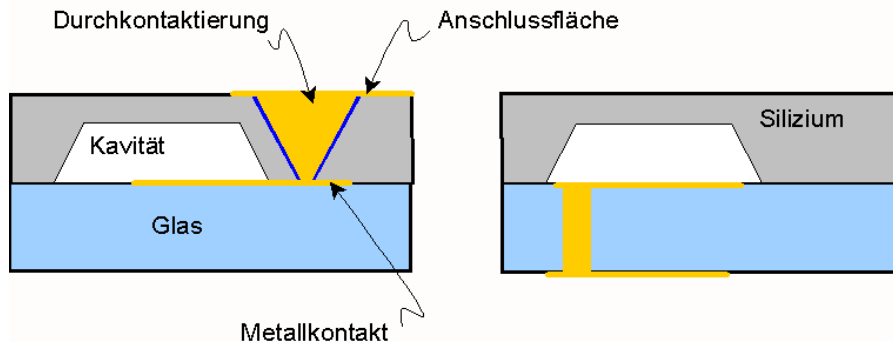


Bild 90: Vertikale Durchkontaktierung durch Silizium (links) bzw. durch Glas (rechts), nach [\[281\]](#).

Es liegt grundsätzlich nahe, Silizium wie im oberen Bild links durchzuätzen, zur gegenseitigen Isolation der Durchkontaktierungen zu oxidieren und zu metallisieren. Tanielian [\[293\]](#) schlägt hierzu einen Prozess wie in [Bild 91](#) vor:

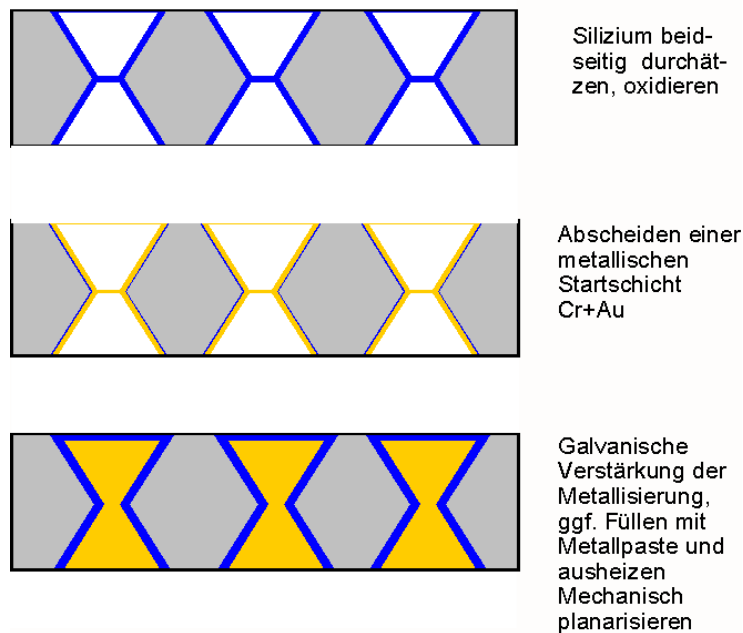


Bild 91: Durchkontaktierungen durch Silizium; zur Flächeneinsparung und zur besseren Haftung der Metallfüllung wird beidseitig geätzt [\[293\]](#).

Hierbei wird Silizium beidseitig durchgeätzt, oxidiert und anschließend metallisiert. Die dünne Startmetallisierung kann dann galvanisch oder mit eingefüllter Metallpaste verstärkt werden. Eine mechanische Planarisierung ist abschließend erforderlich.

Problematisch in diesem Vorschlag sind u.a. die separate Metallisierung der Löcher – wegen der strukturierten Oberfläche kann keine Photolithographie mehr durchgeführt werden, es wäre daher z.B. über Schattenmaske lokal zu metallisieren – und der Planarisierungsprozess, in dem keine leitfähigen Brücken durch Materialverschleppung erzeugt werden dürfen.

Einen speziellen Durchkontaktierungsprozess, der möglicherweise auf [\[293\]](#) aufbaut, bietet die amerikanische Firma Tru-Si an [\[294\]](#), [Bild 92](#):

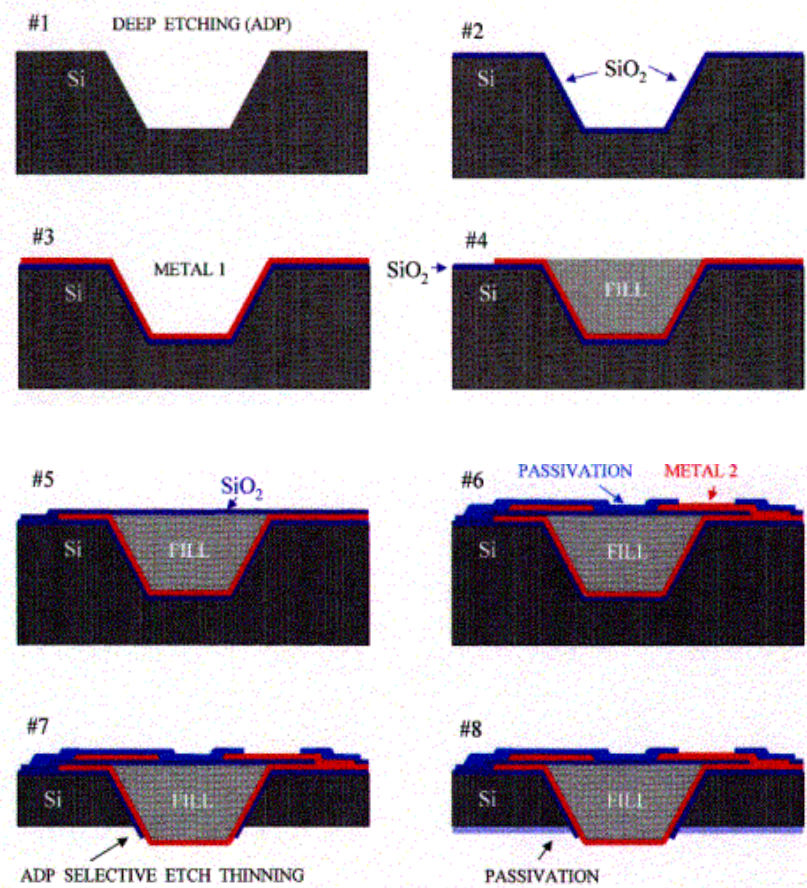


Bild 92: "Through-Silicon Interconnection" nach dem Verfahren der Firma Tru-Si, www.trusi.com

Silizium wird dort anisotrop geätzt, oxidiert, metallisiert und strukturiert. Die Metallisierung der Grube wird mit geeignetem Material bis zur Oberkante aufgefüllt und, wenn erforderlich, planarisiert. Die Füllung wird mit einer Oxidschicht bedeckt, diese punktuell bis auf das darunter liegende Metall geöffnet, und eine je nach Bedarf fein strukturierte Metallschicht wird abgeschieden und ggf. passiviert. Die Rückseite des Wafers wird dann bis zum Durchbruch der metallisierten Grube abgedünnt und die verbleibende Oxidschicht geöffnet.

Auch für vertikale Durchführungen sind Vorschläge mit **dotierten Bereichen** im Wafermaterial gemacht worden. Mikkor [295] beschreibt die in **Bild 93** dargestellte Konstruktion.

Durchführungen bestehen hier aus KOH-geätzten Gruben, deren Boden ein leitfähiger (p⁺-dotiertes Polysilizium) Kanal mit der Waferrückseite verbindet. Von Mikkor nicht beschrieben, aber nahe liegend ist, diese Kanäle nicht lokal zu dotieren, sondern als unterbrochene hochdotierte Epitaxieschicht zu gestalten.

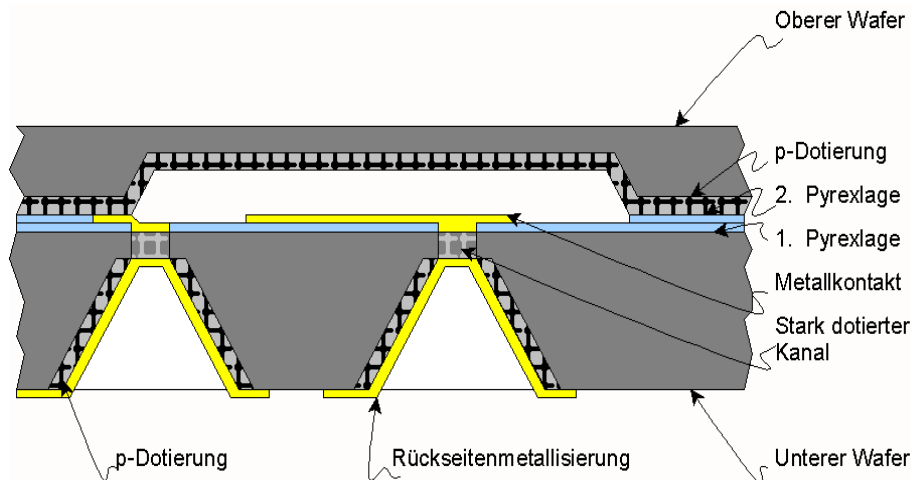


Bild 93: Vertikale dotierte Durchkontaktierung nach Mikkor (vereinfacht).

Durchkontaktierungen durch Glas sind tendenziell aufwändiger herzustellen [290], zunächst wegen des schwierigeren Bohrens, das in der Regel nicht durch mikrotechnische Prozesse erfolgen kann. Als mögliche Prozesse sind Bohren mit Laser [296, 297], durch elektrochemische Funkenerosion [298, 299] Sandstrahlen [300] oder Ultraschallbohren (Stoßläppen) bekannt.

Hülensberg und ihre Gruppe haben dagegen photostrukturierbares Glas verwendet und durch Ätzen strukturiert, allerdings mit einem selbst hergestellten und nicht verkäuflichen Glas, das im Unterschied zu anderen photostrukturierbaren Gläsern anodisch bondbar ist [296 und 301 – 305]. Große Vorteile der Durchkontaktierung durch Glas sind dagegen die hohe Isolationsfestigkeit und vor Allem die Nutzung der meist nicht funktionell genutzten Glasrückseite für den elektrischen Anschluss, eventuell sogar in SMD-Technik.

Zur Herstellung von Vias mit dem Laser empfiehlt Bowman [291], das Glassubstrat auf den teilweise metallisierten Siliziumwafer zu bonden, dann mit einem CO₂-Laser im Puls-Modus zu bohren. Auf diese Weise würden thermische Risse vermieden und die Unterseite des Loches nicht abgesprengt oder verschmutzt. Die vom Laserstrahl getroffene Metallisierung halte Stand. Wichtig sei die Form der Bohrungswände: Senkrechte Wände seien nicht durch Sputtern metallisierbar, daher sei ein trichterförmiges Loch durch Bewegen des Lasers empfehlenswert.

Ein Verfahren zum Bohren von Borosilikatglas im Plasma wurde von Li und anderen entwickelt [306]. Mit Deep Reactive Ion Etching (RIE) konnten Bohrungen Ø 10-100 µm durch 150-200 µm dickes Pyrexglas gebohrt werden. Der gebohrte Wafer wurde mit Photolack auf einem mit einer Cr-Au-Startschicht metallisierten Wafer befestigt und anschließend, nach Aufputtern einer Cr-Haftschrift, mit Nickel gefüllt. Für die weitere Bearbeitung in Dünnschichttechnik war ein darauf folgender mechanischer Polierschritt erforderlich. Das erreichbare Aspektverhältnis bei Löchern ist 5 bis 7, bei Gräben bis zu 10.

Ein grundsätzliches Problem besteht in den thermischen Spannungen zwischen der aus Dichtheitsgründen häufig gewünschten massiven leitfähigen Füllung einer Glasbohrung und dem Glas selbst sowie der Haftfestigkeit der Füllung auf der Bohrungswand [280]. Werden allerdings duktile Füllstoffe wie reines Kupfer verwendet, so beobachtete Hülensberg auch bei Erwärmung und Abkühlung um 300 K keine hierdurch erzeugten Risse im Glas [304].

2.4.3.4 Bewertung

Von den dargestellten planaren Durchkontaktierungen wurde die Wirksamkeit des größten Teils bereits in der Praxis widerlegt. Eingebettete und abpolierte Leiterbahnen wie in **Bild 87** dargestellt bieten das

Potential zu hermetisch dichter Durchführung. Der erforderliche Prozess (Glas ätzen, Glas abscheiden, polieren) ist jedoch aufwändig, und es ist damit zu rechnen, dass sich die Glasschicht beim Polieren wegen fehlender Haftung auf dem Gold oder durch thermische Dehnung ablöst.

Dotierte Durchführungen scheiden in diesem Projekt wegen zu hohen Widerstands und fehlender galvanischer Trennung der Leiter aus.

Vertikale Durchkontaktierungen sind besonders interessant wegen der Möglichkeit, Anschlüsse auf die anderweitig nicht genutzte Unterseite zu verlegen. Hiermit würde zum Einen Grundfläche eingespart, zum Anderen würde dies die Möglichkeit zur Oberflächenmontage (SMD-Technik) eröffnen.

Besonders vorteilhaft wäre die vertikale Durchkontaktierung durch Glas, die durch Silizium ist jedoch nicht grundsätzlich zu verwerfen.

Ein Aufbau wie von Tanielian ([Bild 91](#)) vorgeschlagen, wäre denkbar; da das erste Ätzniveau allerdings der Schaltkavität entsprechen müsste, würden die Gruben eine Breite von ca. $\sqrt{2}$ *Wafertdicke, d.h. minimal 450 μm aufweisen, was relativ viel ist. Bei Verwendung abgedünnter Wafer könnten geringere Werte erreicht werden. Mit der Technologie des HSG-IMIT ist allerdings eine beim Ätzen offen liegende Metallschicht nicht kompatibel, ein Ablauf Grubenätzen – Füllen – Dünnen scheidet daher aus.

Zum Bohren von Glas scheidet Plasmaätzen aus Kostengründen aus, ebenso Sandstrahlen und Funken-erosion; Laser- und Ultraschallbearbeitung kommen jedoch in Frage.

2.4.4 Experiment

2.4.4.1 Planare Durchkontaktierung

In Scheiben aus Borosilikatglas (Pyrex von Corning) wurden Kanalstrukturen 2 μm tief mit Chrom-Maske geätzt und Aluminium 2,5 μm aufgesputtert. Die Scheiben wurden anschließend bei Poly-Optik GmbH, Bad Blankenburg, poliert. Es gelang hierbei nicht, die Scheiben gleichmäßig abzupolieren: Lokal wurde die Metallisierung mit Kanälen ganz entfernt, in anderen Bereichen blieb Metall auch auf erhabenen Bereichen erhalten, [Bild 94](#). Der Grund hierfür konnte nicht genau ermittelt werden – möglich ist ein Einfluss der Scheibenthalterung oder auch, dass das industrielle optische Polierverfahren für den Glasabtrag, nicht aber für den Abtrag eines duktilen Metalls ausgelegt ist.

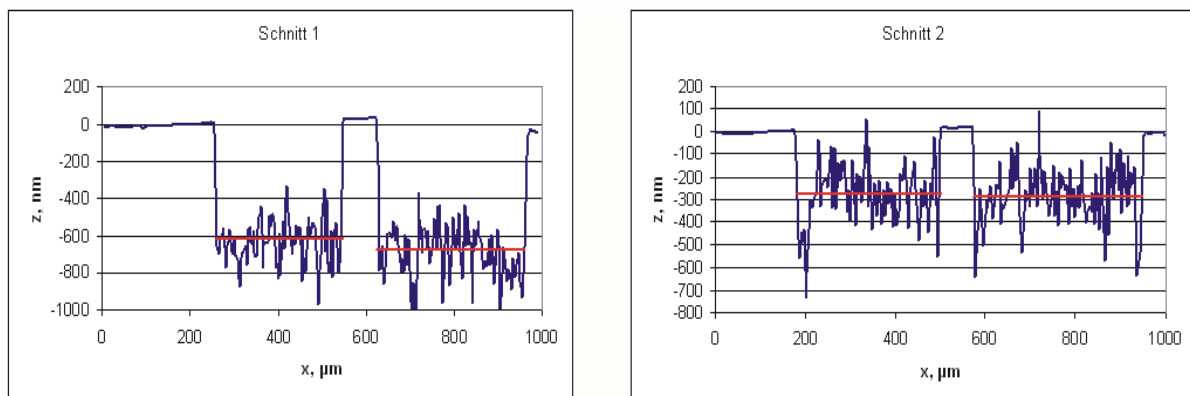


Bild 94: lokal eingetzter und mit Aluminium besputterter Wafer, optisch poliert; Tastschnitt durch zwei Leiterbahnen. Durch das Polierverfahren konnte die Aluminiumschicht nicht gleichmäßig abgetragen werden.

Alternativ wurden in Silizium Kanäle nach dem selben Layout 2 μm tief eingesenkt, mit 600 nm SiO_2 isoliert und mit 3 μm Aluminium besputtert. Bei einem Teil der Proben wurde die Aluminium-Metallisierung auf einen Überstand von 5 μm über die Kanalränder strukturiert. Per CMP wurden die Scheiben anschließend planarisiert.

Auch dieser Prozess liefert, wie [Bild 95](#) zeigt, keine akzeptablen Resultate. Das weiche Aluminium lässt sich nicht ohne hohen Polierdruck abtragen, welcher andererseits ungleichmäßigen Abtrag verursacht.

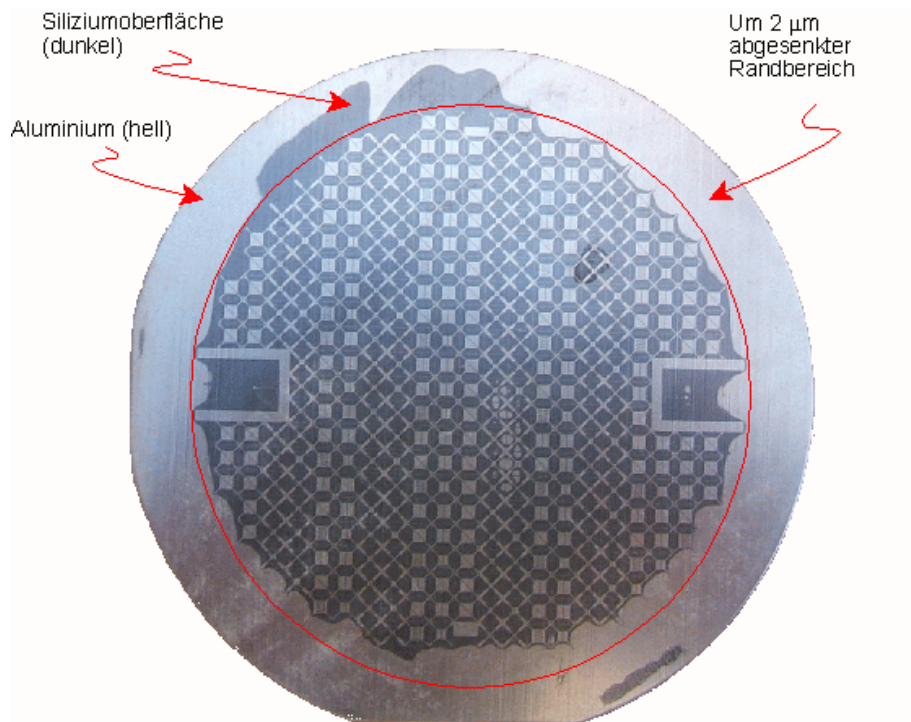


Bild 95: lokal eingätzter und mit Aluminium besputterter Wafer, chemomechanisch poliert. Das Verfahren ist auf die Bearbeitung spröder Schichten ausgelegt; das duktile Aluminium ließ sich nur schwer abtragen.

2.4.4.2 Vertikale Durchkontaktierung – Bohren

Zusammenfassung:

Reines Borosilikatglas absorbiert IR-Laserstrahlung erst ab ca. 4 µm Wellenlänge, ist daher mit Nd:YAG-Lasern nur schwer bearbeitbar. Auch mit langwelligen CO₂-Lasern jedoch treten aufgrund der thermischen Dehnung des erhitzten Glases tangentielle Risse auf, die bei eng benachbarten Bohrungen das Material zerstören. Ein anodisch bondbares Spezialglas "TG5" dagegen lässt sich ohne größere Schädigung im nahen IR bearbeiten, ist aber z.Zt. nicht am Markt erhältlich. Für dieses Projekt wird deswegen zunächst auf Laserbearbeitung verzichtet, statt dessen wird mit Ultraschall-gebohrten Substraten gearbeitet.

Borosilikatglas, speziell Pyrex[®] von Corning oder Schott Borofloat[®], lässt sich nur schwer mit dem am HSG-IMIT vorhandenen und bei 1064 nm arbeitenden Nd:YAG-Laser bearbeiten, grundsätzlich geeignet ist dagegen ein CO₂-Laser mit 10,6 µm Wellenlänge [307], [Bild 96](#).

Da Borosilikatglas wegen seiner an Silizium angepassten thermischen Dehnung (3,25 ppm/K zwischen 20 und 300 °C [308]) und seines Ionengehaltes gut anodisch bondbar ist, wird dieses Material standardmäßig zum Aufbau von Mehrschichtkomponenten in der Silizium-Mikromechanik verwendet.

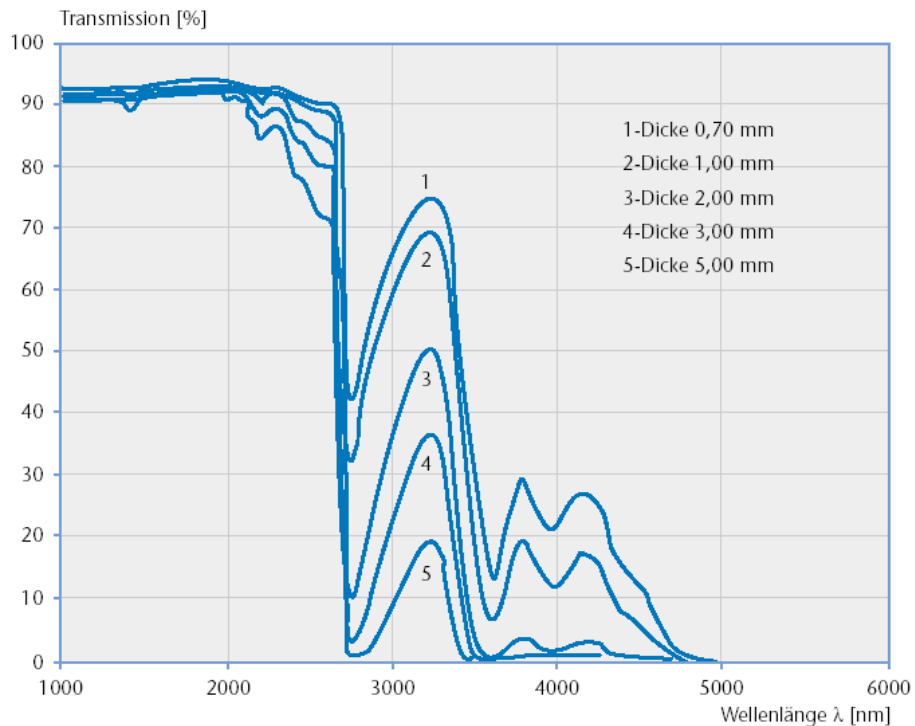


Bild 96: Transmissionsspektrum von Borosilikatglas Schott Borofloat® [309]. Das Glas absorbiert ab 5000 nm Wellenlänge nahezu vollständig. Die Bearbeitung mit einem CO₂-Laser (10.600 nm) ist daher möglich, mit einem Nd:YAG-Laser (1.064 nm) dagegen nur schwer. Die hier verwendete Scheibendicke ist 0,5 mm.

In einem ersten Versuch wurde von Prof. Dr. B. Reuter an der Fachhochschule München mit CO₂-Laser ein Raster von Bohrungen in einer Borosilikatglasscheibe erzeugt. Um die einzelnen Bohrungen herum traten Mikrorisse auf, die bei Lochabständen von unter 2 mm zusammentreffen und die Festigkeit des Restmaterials stark vermindern. Offensichtlich führt die Erwärmung und Dehnung des Glases in der Wärmeeinflusszone zu einer Überlastung des umgebenden kalten Materials.

Ein weiterer Versuch wurde bei [ALL Lasertechnik GmbH](#), ebenfalls München, unternommen. Die Bohrungen wiesen sehr reproduzierbare Durchmesser um 200 µm auf und ebenfalls Risse in einem Radius von 450 ... 550 µm. Nahe benachbarte Bohrungen wiesen aufgrund der Spannungsüberlagerung längere Risse auf, bei Abständen über 2 mm traten fast keine Risse auf, [Bild 97](#).

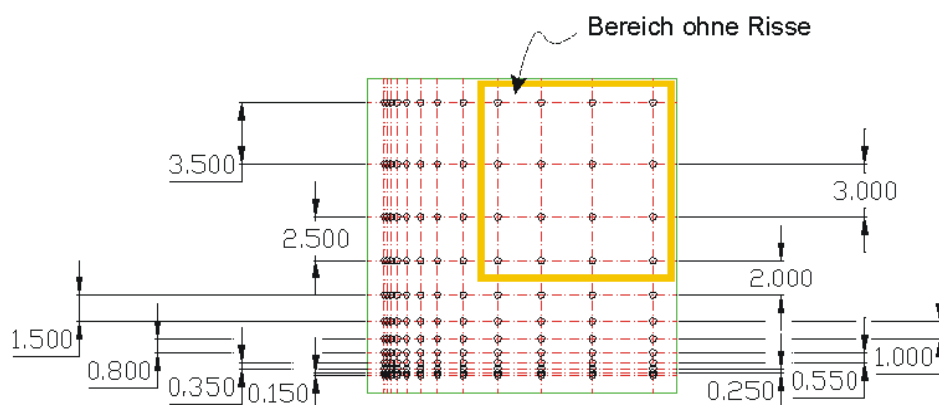


Bild 97: Testplättchen aus Borosilikatglas 18x18 mm² mit Raster der Bohrungsmittelpunkte (gleiche Abstände in x- und y-Richtung). Ab Lochabstand 2 mm traten nur vereinzelt Risse auf.

Aufgrund der Aufschmelzung um eine Bohrung herum betrug der kleinste realisierbare Lochabstand 350 µm, [Bild 98](#).

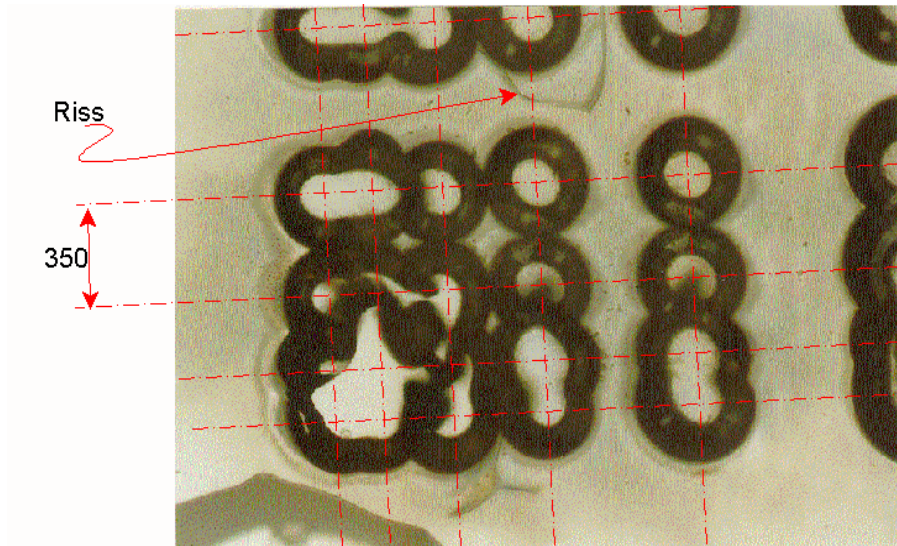


Bild 98: Mit CO₂-Laser gebohrtes Borosilikatglas. Minimaler Bohrungsabstand 350 µm.

Als Alternative wurde ein von der Gruppe um Prof. D. Hülsenberg an der Technischen Hochschule Ilmenau entwickeltes, mit Nd:YAG-Laser bearbeitbares und anodisch bondbares, Spezialglas "TG5" [310] getestet.

Dieses Glas wurde zunächst an einem Nd:YAG-Laser QY 75 der Firma Trumpf Laser, Schramberg, bearbeitet. Die nachfolgende [Tabelle 12](#) stellt einen Auszug aus der Parametervariation dar.

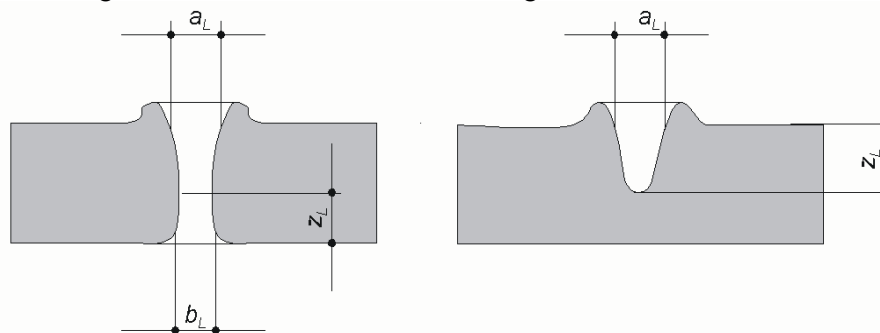


Bild 99: Maße an Laser-gebohrten Löchern: Lichte Weite a_L auf der Eintrittsseite, b_L auf der Austrittsseite, Tiefe z_L . Bei durchgehenden Bohrungen befindet sich der engste Durchmesser auf Tiefe z_L .

Demnach sind mindestens 580 V Lampenspannung und 10x 0,5 ms Pulsdauer erforderlich, um Glas TG5 mit 600 µm Stärke zuverlässig zu bohren. Offensichtlich beeinflusst die Lampenspannung zwischen 580 und 700 V die Größe der Eintrittsöffnung a_L nicht (Strahldurchmesser ca. 200 µm), vgl. [Bild 99](#). Höhere **Spannung** bewirkt allerdings parallelere Bohrungswände mit größerer Austrittsöffnung b_L und einen größeren Schädigungsdurchmesser d_L (225, 300 und 410 µm). **Längere Pulse** (2 oder 3 gegenüber 0,5 ms) ergeben größere Austrittsöffnungen b_L (617 gegenüber 410 µm bei 700 V und 720 gegenüber 300 µm bei 600 V) und deutlich größere Schädigungsdurchmesser d_L (225, 240 und 285 µm). **Mehr Pulse** (10, 20 oder 50) bei 580 V verändern die Eintrittsöffnung a_L nicht und den engsten Querschnitt nicht nachweisbar (Mittelwerte 43, 39 und 39 µm), scheinen aber einen größeren Austrittskrater b_L zu bewirken (90, 105 und 118 µm) sowie einen größeren Schädigungsdurchmesser d_L (225, 240 und 285 µm).

Zur Bearbeitung sollten deswegen $U= 580$ V und $t= 10 \times 0,5$ ms verwendet werden. Dies ergibt Bohrungen von 210 ± 10 µm auf der Vorder- und 105 ± 15 µm auf der Rückseite mit einem engsten Querschnitt von 40 ± 5 µm. Größere Bohrungen sollten als Kreise, Linien, Dreiecke o.ä. geschnitten werden, [Bild 100](#).

Tabelle 12: Parametervariation zur Einstellung des Bohrprozesses von TG5, 600 m, am Trumpf-Laser. Spannung U, Anzahl der Pulse n, Pulsdauer t, übrige Maße aus der folgenden Skizze.

Loch	U, V	n	t, ms	durch	$a_l, \mu m$	$z_l, \mu m$	$b_l, \mu m$	$d_l, \mu m$	b_{min} bei $z=$
16	500	10	0,5	—	203	160			
17		20	0,5	—	203	220			
18	550	10	0,5	✓	203 ... 216		45	135	
19		20	0,5	✓	216		45	270	36 bei -34 μm
20		20	0,5	✓	203 ... 216		50	315	45 bei -34 μm
21		20	0,5	—	194 ... 203				
22	580	10	0,5	✓	225		90	225	40 bei -36 μm
23		10	0,5	✓	216 ... 225		90	225	45 bei -36 μm
24		10	0,5	✓	216 ... 225		90	225	45 bei -33 μm
25	580	15	0,5	✓	207		90	180	36 bei -38 μm
26		15	0,5	✓	216 ... 225		113	315	36 bei -40 μm
27		15	0,5	✓	207 ... 225		113	225	45 bei -36 μm
28	580	20	0,5	✓	203		113 ... 180	315	50 bei -38 μm
29		20	0,5	✓	216		135	270	50 bei -57 μm
30		20	0,5	✓	212 ... 216		45	270	18 bei -27 μm

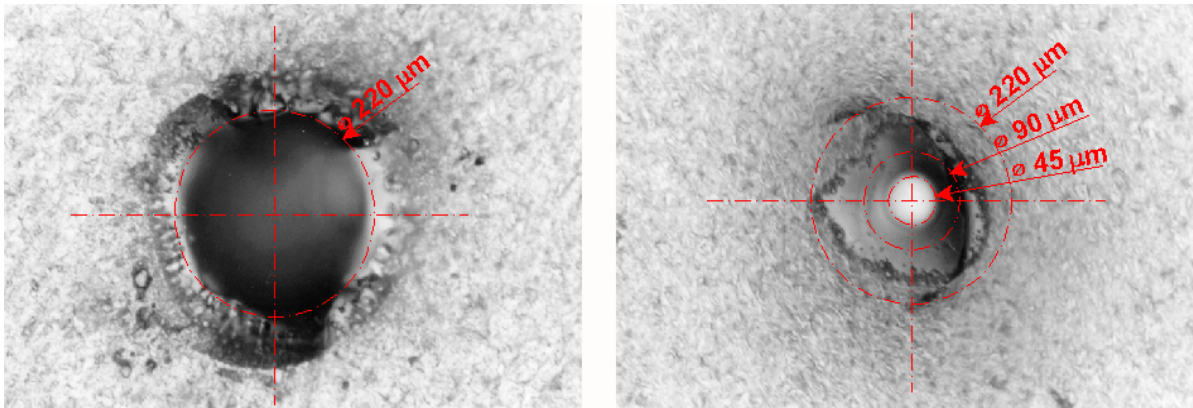


Bild 100: Bohrung "Loch 23" nach optimalen Bohrungsparametern. Links: Eintritts-, rechts Austrittsseite des Strahls.

In einem letzten Versuch schließlich wurde mit Hilfe eines Mikrofokus-Nd:YAG-Lasers Quantronics Q 532 (Excel Technologies Europe²¹) nochmals TG5 gebohrt, um mit diesem Gerät kleinere Durchmesser und somit engere Lochraster zu erzeugen.

Dies gelang auch, wie das folgende [Bild 101](#) wiedergibt.

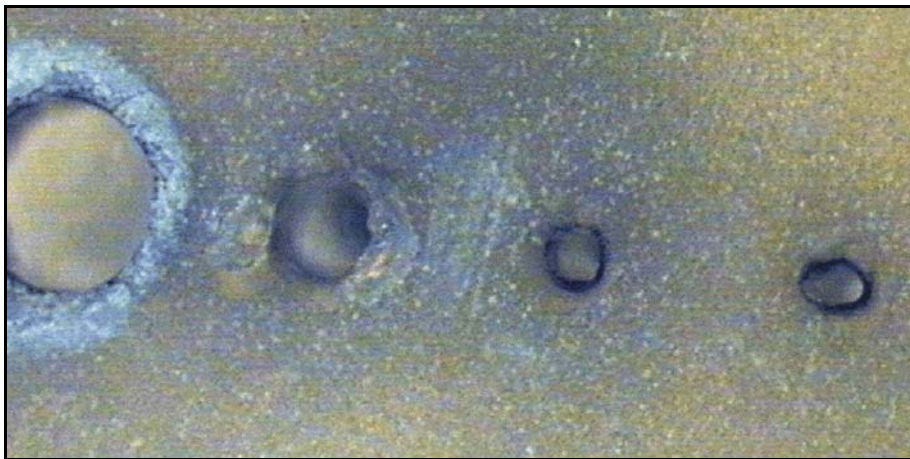


Bild 101: Glas TG5 mit Bohrungen \varnothing 500, 250, 100 und 50 μm . Die Verformung des kleinsten Lochs ist durch die gewählte Verfahrensgeschwindigkeit bedingt.

Punktweise wurden hiermit Bohrungen von \varnothing 500, 250, 100 und 50 μm geschnitten. Der Zeitbedarf hierfür betrug 17, 11, 5 bzw. 3 Sekunden. Zuzüglich Fahrzeiten bedeutet dies bei ca. 1000 Bohrungen pro Wafer einen Zeitaufwand von 1 – 1,5 Stunden pro Wafer.

Diese Vorversuche wurden als sehr erfolgversprechend eingestuft, mussten aber eingestellt werden, da die TH Ilmenau nur eine beschränkte Menge von TG5 hergestellt hatte und momentan kein weiteres Material von TG5 mehr beschafft werden konnte.

Das Bohren von Glaswafern durch **Ultraschall-Stoßläppen** ist dagegen ein erprobtes Standardverfahren, das von mehreren spezialisierten Dienstleistern kommerziell angeboten wird und im Allgemeinen die Erwartungen des Kunden erfüllt. Ein vertikal schwingendes Werkzeug nahezu beliebiger Querschnittsgeometrie wird dabei von einer Schleifsuspension umspült und arbeitet sich in die Werkstückoberfläche ein. Bohrungen ab ca. \varnothing 250 μm [311] werden realisiert, wobei mit Mehrfachwerkzeugen ein ganzes Bohrbild parallel erzeugt werden kann.

²¹<http://www.excel-europe.com>

Für die weitere Prozessentwicklung wurde daher handelsübliches Borosilikatglas eingesetzt, das bei Groß Ultraschalltechnik, Rottenburg, durch Stoßlappen gebohrt worden war.

2.4.4.3 Vertikale Durchkontaktierung – Füllen

Zusammenfassung

In einem einfachen Galvanikprozess wurden gebohrte Glasscheiben mit Kupfer gefüllt. Als Startmetallisierung wurde ein dünn und ohne Haftschrift mit Gold besputterter Glaswafer hinter die zu füllende Scheibe geklemmt. Das abgeschiedene Metall füllte die Bohrungen formtreu und fest mit Abzugsfestigkeiten von ca. 8 N aus und erscheint als Basis einer folgenden Dünnschichtmetallisierung geeignet.

Prozessalternativen

Zum leitfähigen Beschichten bzw. Füllen einer vertikalen Durchkontaktierung bietet sich zunächst die Metallabscheidung durch Sputtern bzw. Aufdampfen an. Bei hohem Aspektverhältnis Bohrungstiefe / Durchmesser findet jedoch in der Tiefe nahezu keine Beschichtung durch Sputtern mehr statt; beim Aufdampfen tritt Selbstabschattung der Bohrung ein, und es wird nur ein Teil der Innenwand dünn beschichtet, [Bild 102](#).

In der Leiterplattentechnik etabliert ist die Palladiumbekeimung ins Leiterplattenmaterial gebohrter Löcher und die nachfolgende galvanische Verstärkung [\[312\]](#); die hiermit hergestellten Durchkontaktierungen (Vias) sind jedoch in der Regel keine dichten Füllungen, sondern bedecken nur die Bohrungswand [\[313\]](#).

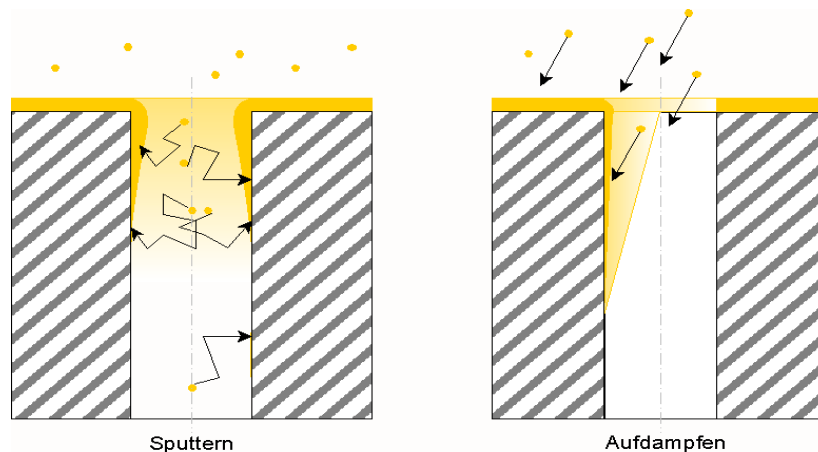


Bild 102: Durch Sputtern können nur Bohrungen mit kleinem Aspektverhältnis beschichtet werden, wogegen beim Aufdampfen zusätzlich wegen Abschattung nur ein Teil der Wandung beschichtet wird.

Tanielian [\[293\]](#) u.a. empfehlen die Füllung mit Metallpaste. Derartige Pasten sind ebenfalls in der Leiterplattentechnik verbreitet; sie bestehen typischerweise aus einem Metallpulver und Antioxidans in einem Suspensionsmittel. Nach Auftrag werden sie gebrannt, wobei die flüchtigen Phasen ausgetrieben werden. Von der Substrathftung her sind sie für keramische Leiterplatten optimiert und lassen sich nach Aussage eines Herstellers nicht für Glassubstrate einsetzen. Auch nach dem Ausheizprozess ist noch mit Restgehalten an flüchtigen Komponenten zu rechnen, weswegen Pasten-gefüllte Substrate sich nicht für die Weiterbearbeitung in Dünnschichttechnologie eignen.

Da in der Literatur von guten Erfahrungen mit Kupfer-gefüllten Vias für die Dünnschichttechnik berichtet wird, wurde hier dieser Weg gewählt [\[314\]](#).

Galvanik: Grundlagen

Das Prinzip der Galvanotechnik ist allgemein bekannt, es wird in Lehrbüchern dargestellt wie z.B. [\[315\]](#) oder [\[316\]](#).

Bei der einfachsten Kupfergalvanik werden eine Opferanode in einem Elektrolyten aufgelöst und die gelösten Ionen auf einer als Kathode kontaktierten Oberfläche abgeschieden, [Bild 103](#), wobei gilt:

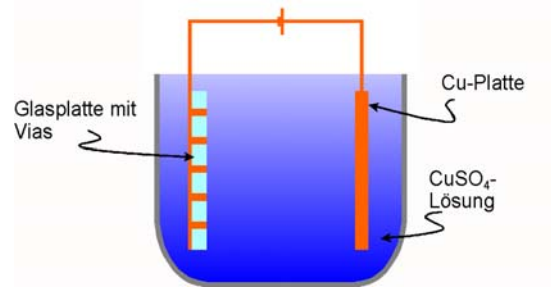
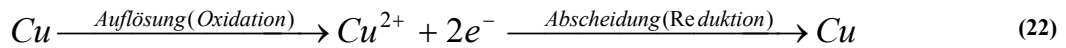


Bild 103: Kupfergalvanik, Grundprinzip: Eine Opferanode wird im Elektrolyten abgetragen, die gelösten Kationen werden auf der Kathode abgeschieden

Metallsalze bilden in wässrigen Lösungen hydratisierte Kationen. Durch Diffusion und Konvektion und unter dem Einfluss des elektrischen Feldes gelangt das hydratisierte Metallion in die Nähe der Kathode, wo es in die Diffusionsschicht eintritt. Die Bewegung wird jetzt diffusionskontrolliert und ist nur vom Konzentrationsgefälle abhängig. In der Diffusionsschicht kommt es zu einer Ausrichtung der Liganden. Beim Eintritt in die Doppelschicht trennt sich das Ion aufgrund der dort herrschenden Feldstärke von bis zu 10^7 V/cm von seinem Ligandenfeld. An der Kathodenoberfläche wird das Ion adsorbiert und neutralisiert. Von dort aus wandert es zu einer Wachstumsstelle auf der Oberfläche und baut sich in das Kristallgitter ein [317], [Bild 104](#).

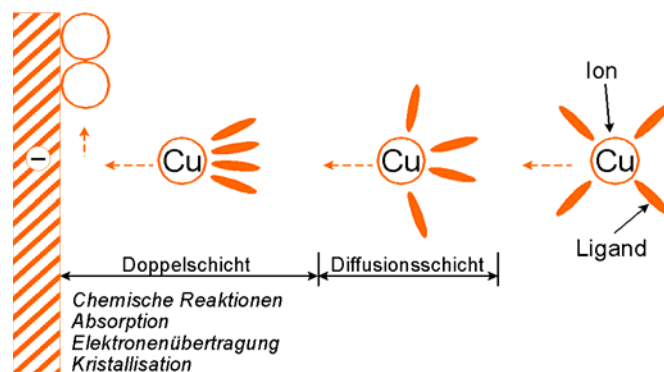


Bild 104: Das gelöste Metallion wird hydratisiert und wandert entlang der Feldlinien in die Diffusions-/Doppelschicht, in der die Beschichtung diffusionsbestimmt verläuft, nach [317].

Für Mikroelektroden bestehen aufgrund ihrer kleinen Abmessungen auch innerhalb der Diffusionsschicht je nach Geometrie unterschiedliche Abscheidebedingungen: Entsprechend dem Feldlinienverlauf kann der Diffusionstyp z.B. eher sphärisch oder eher linear sein [318]. Wird, wie hier, in einer mikrostrukturierten Form abgeschieden, so ändert sich der Diffusionstyp während des Prozesses, so dass der Abscheidevorgang mit zunehmender Geschwindigkeit verläuft.

Galvanikstartschicht

Die zu beschichtende Fläche muss grundsätzlich auf negativem Potential liegen, um die gelösten Ionen reduzieren zu können. Die Unterseite der Via muss deswegen metallisiert und kontaktiert werden.

In einem ersten Versuch war hierzu 12 µm starke und elektrolytisch gereinigte Kupferfolie mit isolierender Folie hinter die durchbohrte Glasscheibe geklebt worden. Dies führte aber zu schlechtem geometrischem Kontakt zwischen Kupferfolie und Glas; Folie und galvanische Rückstände ließen sich zu dem nur schwer nach dem Prozess entfernen.

Sehr gute Resultate lieferte dagegen eine mit ca. 80 nm Gold (ohne Haftschicht) besputterte Glasscheibe, die gegen die zu füllende Scheibe geklemmt wurde. Aufgrund der Planarität der hinteren Scheibe bestand

guter geometrischer Kontakt, die gesputterte Schicht besitzt eine nahezu rein metallische Oberfläche, die Probe ist rückseitig gut isoliert, und die Hilfsscheibe lässt sich leicht wieder ablösen.

Füllprozess

Zwei unterschiedliche Galvanikbäder wurden verwendet:

- CUPRORAPID 666 von Polyclad Technologies, Neuss
- Nickelelektrolyt von Dr. Ropertz GmbH, München

Der Beschichtungsprozess²² lässt sich wegen seiner Nichtlinearität nicht exakt bei Füllung der Vias beenden, statt dessen baut sich die Kupferfüllung über die Glasoberfläche auf. Dieser Überstand und die Reste der rückseitigen Startschicht werden durch Schleifen auf einer metallographischen Schleifmaschine abgetragen.

Die Haftfestigkeit der gefüllten Vias wurden nach DIN EN ISO 2819 [319] durch Auflöten eines Prüfdrahtes und anschließender Zugprüfung gemessen. Im Mittel betrug dieser Wert 8,2 N mit 1,9 N Standardabweichung, was für Viafüllungen ausreichend ist. Wie [Bild 105](#) zeigt, kommt die raue Struktur der Ultraschall-gebohrten Löcher dieser rein formschlüssigen Füllmethode entgegen, da das abgeschiedene Metall die Unebenheiten ausfüllt.

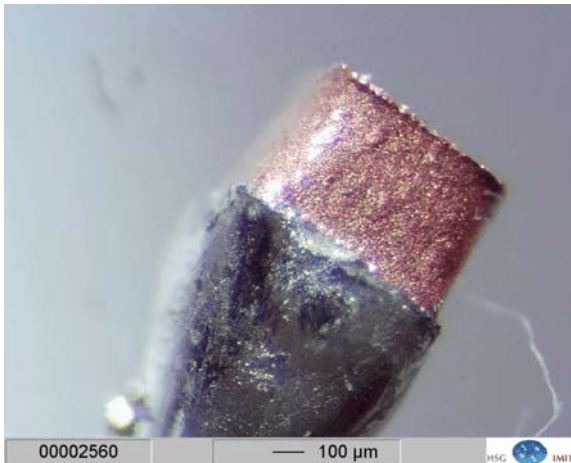


Bild 105: Ausgezogene Kupferfüllung – die Füllung bildet die Rauheit der Ultraschall-Bohrung ab und bildet einen Formschluss.

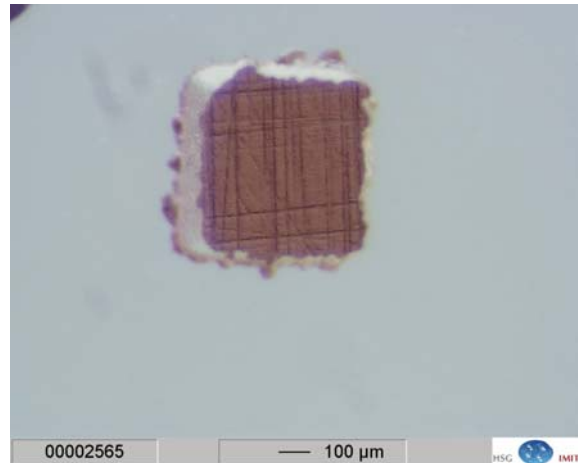


Bild 106: Kupferfüllung nach Schleifen. Die Füllung gleicht auch den leicht ausgebrochenen Rand der Bohrung aus und bildet eine – von den sichtbaren Schleifspuren abgesehen – plane Oberfläche.



Bild 107: Prozessfehler – Hohlraum in der Füllung durch Lufteinschluss bei Prozessbeginn.

²²vgl Cuprorapid von Doduco: kath. Stromdichte 0,2 – 0,7 mA/mm²

Die Dichtheit der Viafüllungen wurde nicht quantitativ gemessen; aufgrund des Abscheidenvorgangs und der guten Abbildung der Glasoberfläche kann jedoch von Spalten von weniger als 100 nm nach dem Prozess ausgegangen werden. Die Füllung erwies sich regelmäßig als massiv ohne erkennbare Korngrenzen oder gar Risse. Einzig Lufteinschlüsse in den Bohrungen zu Prozessbeginn traten als Prozessfehler auf, [Bild 107](#); diese lassen sich jedoch durch sorgfältiges Entgasen vor dem Prozess vermeiden.

2.4.4.4 Vertikale Durchkontaktierung – Bonden

Zusammenfassung

Die gefüllten Scheiben lassen sich anodisch bonden, wobei allerdings die Gefahr von Spannungsrissen besteht. Diese Gefahr lässt sich durch eine vorausgehende Wärmebehandlung und die Verwendung runder Bohrungsquerschnitte deutlich vermindern.

Anodisches Bonden von Silizium auf Glas

Mikrotechnische Bauteile lassen sich meist nicht mit einer Scheibenebene allein realisieren. Bereits seit 1968 ist als anodisches Bonden ein Verfahren bekannt [\[320\]](#), mit dem sich Silizium mit bestimmten Gläsern ohne Verbindungsmittel dicht und unlösbar verbinden lässt, [Bild 108](#).

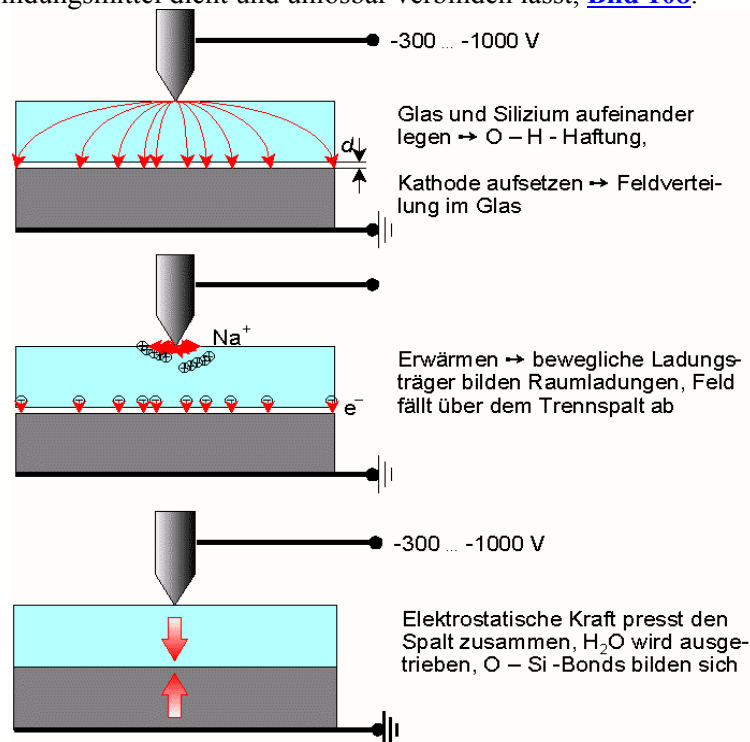


Bild 108: Prinzip des anodischen Bondens

Die beiden Scheiben werden zunächst justiert auf einander gelegt; sind beide Oberflächen ausreichend eben, so beginnen sie gleich, an einander zu haften, was auf eine Wasserstoffbrückenbildung zwischen adsorbierten OH-Gruppen zurückgeführt wird. Es können jedoch auch Scheibenpaare mit einander verbondet werden, die keine optisch ebenen Oberflächen besitzen, sondern z.B. plane Oberflächen, in welche Gruben oder Kanäle eingätzt sind.

Legt man an das Plattenpaar ein elektrisches Feld an, so fällt dieses wegen der Leitfähigkeit des Siliziums zwischen der Siliziumoberfläche und der Glaselektrode ab. Bei Erwärmung auf Werte um 300 °C werden im Glas befindliche Ladungsträger beweglich und trennen sich entsprechend dem angelegten Feld → längs des Trennspaltes und um die Glaselektrode bilden sich Raumladungen, und das Innere der Glas-

scheibe wird feldfrei. Das gesamte Potential U fällt nun über den Trennspace d von ca. 1 μm Breite ab und bewirkt eine elektrostatische Kraft F

$$\frac{F}{A} = \frac{\epsilon_0 U^2}{2d^2}$$

Mit $\epsilon_0 = 8,854 \cdot 10^{-12} \text{ F/m}$ und $U = 500 \text{ V}$ ergibt sich ein elektrostatischer Druck von 1,1 MPa oder 11 bar.

Dieser Druck presst beide Partner zusammen und führt bei der wirkenden Prozesstemperatur bald zur chemischen Bindung zwischen dem Sauerstoff des Glases und dem Silizium des Wafers.

Die entstandene Bindung ist dann dicht gegen Flüssigkeiten und Gase, unlösbar und von nicht mehr messbarer Dicke.

Problematik

Ein Problem bei diesem Prozess kann die erforderliche Temperatur von 300 – 500 °C sein; wegen der von Silizium ($\alpha_T \approx 3 \text{ ppm/K}$) abweichenden thermischen Ausdehnungskoeffizienten können über die Breite eines Wafers hinweg beträchtliche mechanische Spannungen entstehen, die die Auswahl an Verbindungspartnern stark einschränkt.

Werden mit Kupfer gefüllte Glasscheiben verwendet, so stellen sich zwei Fragen:

- Lässt sich das vom Feldverlauf und Ladungsverteilungen abhängige Verfahren bei Vorhandensein von Kurzschlusspfaden im Glas durchführen?
- führen die unterschiedlichen Dehnungskoeffizienten (Kupfer: $\alpha_T = 16,5 \text{ ppm/K}$ [62]; Glas: $\alpha_T = 3,25 \text{ ppm/K}$ [308]) zu Rissen im Glas?

Feldverteilung und Risse

Sind Kurzschlusspfade im Glas vorhanden, so ändert sich die sonst als näherungsweise – bis auf den Bereich um die Punktelektrode und Reliefkanten an der Siliziumoberfläche – homogen angenommene Feldverteilung ähnlich der Skizze in [Bild 109](#):

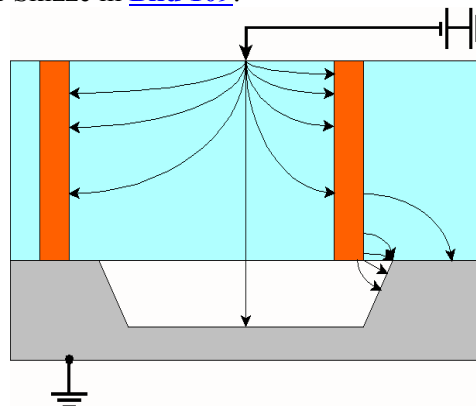


Bild 109: Skizze – Feldverteilung mit gefüllten Vias im Glas.

Enden Vias oder ihre angeschlossene Metallisierung auf Silizium, so liegen offensichtlich das umgebende Glas und Silizium auf dem selben Potential, und es findet keine elektrostatische Anziehung zwischen den Partnern mehr statt.

Bleibt eine Via isoliert vom Siliziumpartner, so verlaufen noch Feldlinien zur Siliziumoberfläche, denen bei Erwärmung die beweglichen Ionen des Glases folgen. Je nach Position der Via verläuft also noch eine gewisse Zahl an Feldlinien über die Silizium-Glas-Grenzfläche, allerdings mit starker lokaler Feldkonzentration. Aus diesem Grund wird auch die Gefahr von Durchschlägen in Kavitäten erhöht.

Hier wurden Siliziumscheiben in einer RCA-Reinigung hydrophilisiert; die durchkontaktierten Glasscheiben wurden, um die Metallfüllung nicht zu korrodieren, mit Aceton, Propanol und DI-Wasser gespült, im Sauerstoffplasma oberflächenaktiviert und schließlich nochmals in Caro'scher Säure und DI-

Wasser gespült. In einem Vorversuch wurde bestätigt, dass der Schleifprozess (Körnung 1200) die Bondfähigkeit nicht beeinträchtigt.

Die Elektrode wurde über eine Aluminiumscheibe mit Bohrungen $\varnothing 1,5$ mm, die die quadratischen Vias mit 0,6 mm Kantenlänge ausnimmt, aufgesetzt.

Gebondet wurde anschließend bei 360 °C, Spannung 600 V und einer Druckkraft von 100 N.

Die ersten Bondversuche lieferten gute Verbindungen Silizium-Glas, jedoch Risse an den Durchführungen, [Bild 110](#).

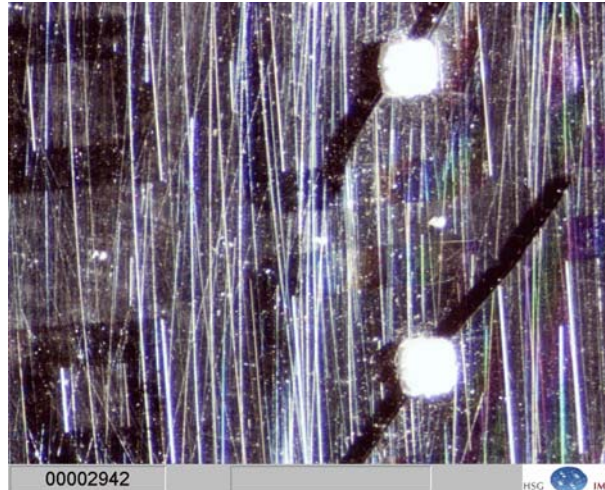


Bild 110: Erste Bondversuche: Deutliche Risse an Nickel-gefüllten Vias, ausgehend von den Ecken der quadratischen Lochquerschnitte.

Aus dem verallgemeinerten Hookeschen Gesetz [\[321\]](#)

$$\sigma_i = \frac{E}{1 + \nu} \left(\varepsilon_i + \frac{\nu}{1 - 2\nu} (\varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z) \right)$$

folgt für $\varepsilon_x = \varepsilon_y$ und $\varepsilon_z = 0$:

$$\sigma_x = \varepsilon_x \cdot \frac{E}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} \quad (25)$$

Bei $\Delta T = 340$ K, $\alpha_{T, \text{Glas}} = 3,25$ ppm/K und der Näherung $E_{\text{Glas}} \gg E_{\text{Metall}}$ ergibt sich

- für Kupfer mit $\alpha_{T, \text{Cu}} = 16,5$ ppm/K, $E_{\text{Cu}} = 115$ GPa und $\nu_{\text{Cu}} = 0,34$ eine theoretische Druckspannung von 1200 MPa, die durch Fließen auf 100 – 200 MPa abgebaut wird.
- Reines Nickel mit $\alpha_{T, \text{Ni}} = 13,3$ ppm/K, $E_{\text{Ni}} = 216$ GPa und $\nu_{\text{Ni}} = 0,31$ besitzt eine ähnliche Fließgrenze wie Kupfer und liefert damit ähnlich hohe Spannung.

Genauere Ergebnisse liefert eine numerische Rechnung mit finiten Elementen, die B. Folkmer vom HSG-IMIT durchgeführt hat. Für Kupfer wurde hier eine Bohrung mit quadratischem Querschnitt, [Bild 111](#), mit einer runden, [Bild 112](#), verglichen.

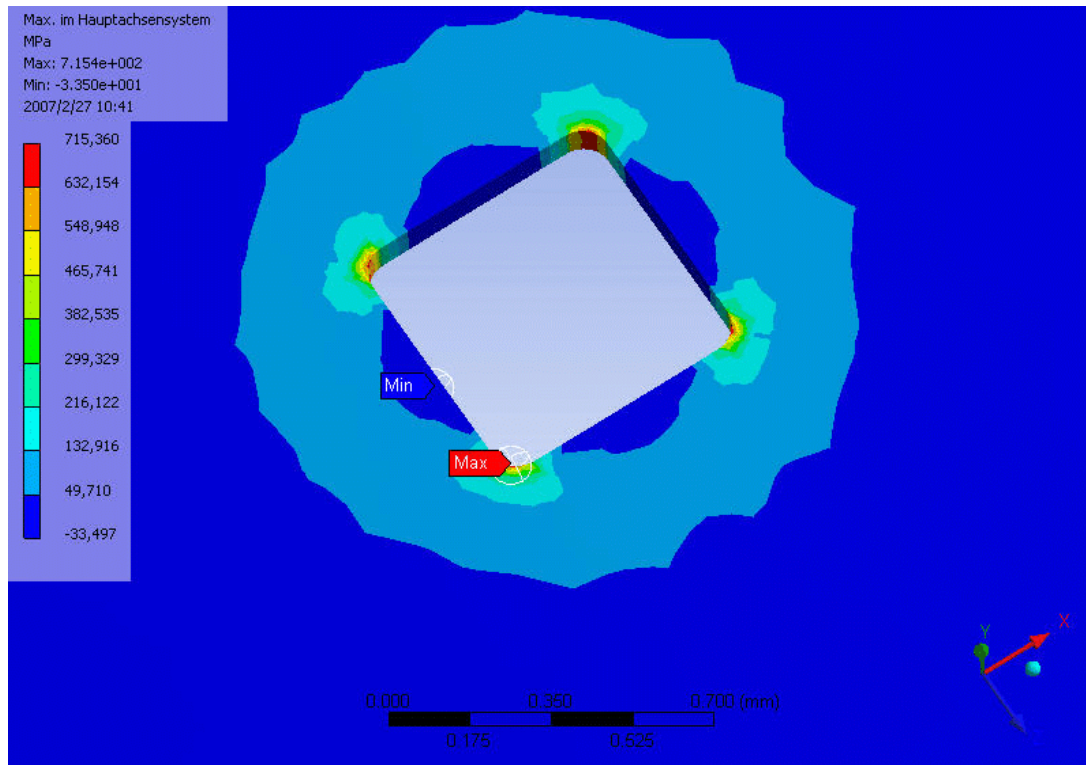


Bild 111: FEM-Analyse einer Kupfer-gefüllten Via mit quadratischem Querschnitt und Kantenlänge 0,6 mm bei Erwärmung um 340 K und Fließen bei 200 MPa. Starke Spannungskonzentration in den Bohrungsecken.

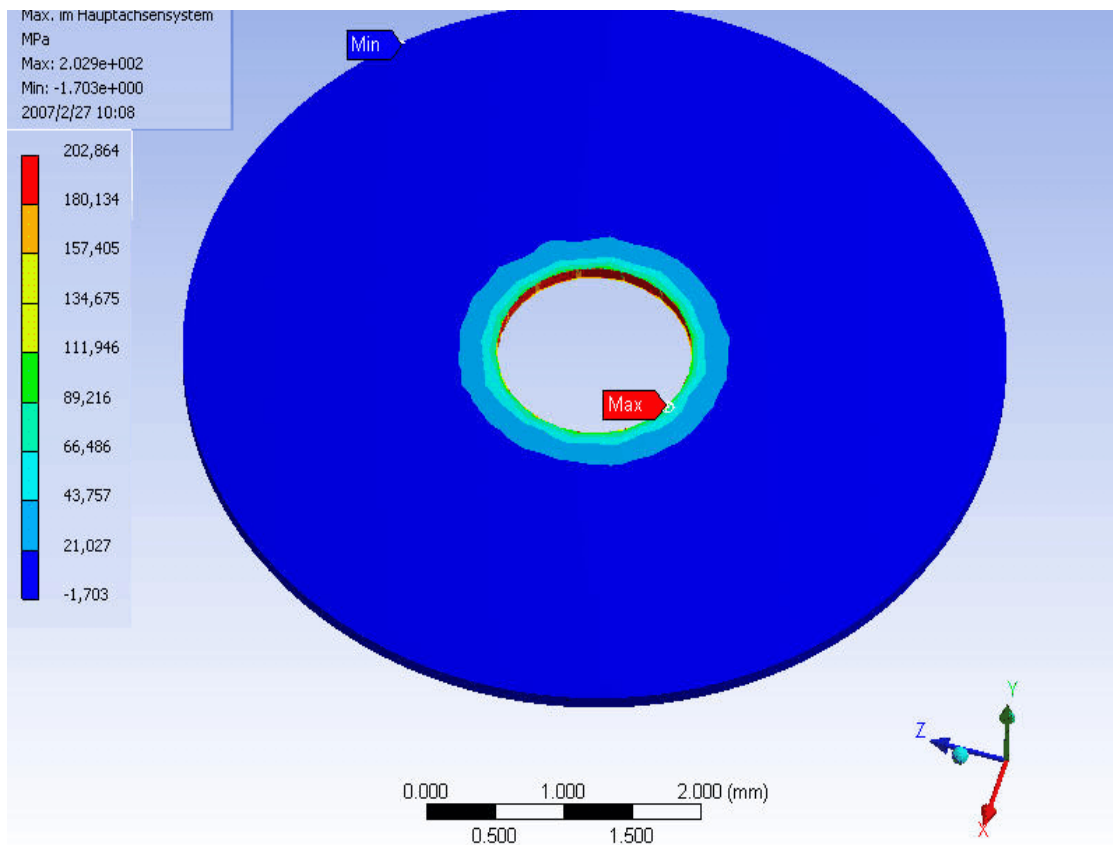


Bild 112: FEM-Analyse einer Via mit rundem Querschnitt, \varnothing 1,2 mm, modelliert in einer runden Scheibe. Die Spannungen sind deutlich geringer, bergen aber noch immer die Gefahr von Brüchen im Glas.

Erwartungsgemäß konzentrieren sich bei der quadratischen Variante die Spannungen in den Ecken und verursachen die beobachteten Risse. Auch bei rundem Querschnitt liegt die Spannung allerdings noch im kritischen Bereich.

Der Ansatz, ein Bad aus zusatzfreiem Elektrolyt zu verwenden, um so besonders reines Kupfer mit niedrigerer Fließgrenze abzuscheiden, führt nicht zum Erfolg, denn derartige Kupferschichten sind grobkörniger, spröder und stehen unter höheren inneren Spannungen [316].

Spannungen in einem Werkstoff können grundsätzlich durch Wärmebehandlung abgebaut werden, wobei die Bereiche der Erholung und Rekristallisation unterschieden werden. Bei der Erholung werden Eigenspannungen bereits in wesentlichem Umfang abgebaut. Wird die Temperatur weiter bis auf $T_{rek} \approx 40\%$ der (absoluten) Schmelztemperatur T_m erhöht, dann rekristallisiert das verformte Gefüge. Es bilden sich durch thermisch aktivierte Platzwechsel bei sehr geringen Weglängen neue, unverzerrte Kristallite. Die treibende Kraft der mit der Primärkristallisation vergleichbaren (primären) Rekristallisation ist die Verzerrungsenergie der Versetzungen.

Mit der Schmelztemperatur von Kupfer $T_m = 1356\text{ K}$ beträgt $T_{rek} \approx 542\text{ K} = 270\text{ °C}$. Die ertragbare Temperatur von 180 °C liegt unter diesem Wert, Kristallerholung ist jedoch bereits möglich. Zusätzlich vorteilhaft sind die kleinen Abmessungen der Füllung, denn Kristallite unter $100\text{ }\mu\text{m}$ können nach der Theorie von Herring-Nabarro erleichtert durch langsame plastische Verformung (Kriechen) Spannungen abbauen [322].

Die gefüllten Scheiben wurden deswegen nach dem Prozess 2 Stunden bei 180 °C gehalten und anschließend gebondet. Dies führte zu einer drastischen Abnahme der Rissbildung, wie [Bild 113](#) und [Bild 114](#) belegen.

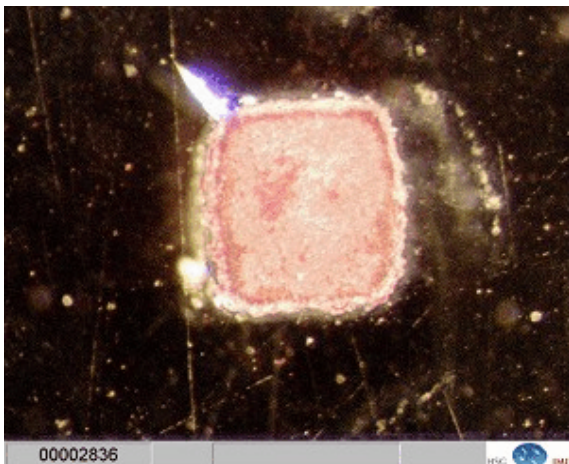


Bild 113: Via nach Temperung und Bonden: Aufgrund der Kristallerholung nur kleiner Riss

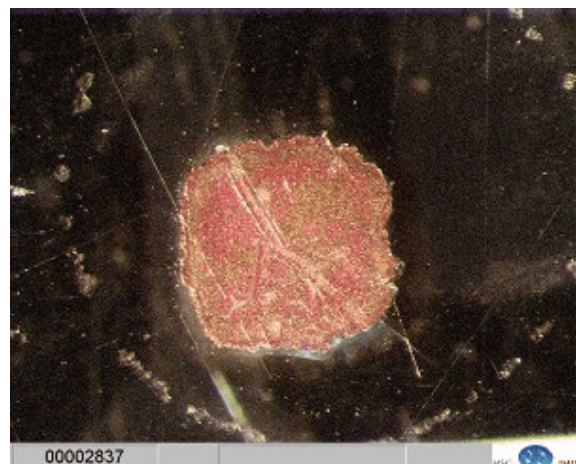


Bild 114: Via nach Temperung und Bonden: Kein Riss

2.5 Laserunterstütztes “kaltes” Waferbonden

Zusammenfassung

Ein thermisch wenig belastendes Verfahren zur Verbindung von Waferpaaren, laserunterstütztes legierungsbildendes Bonden, wurde entwickelt. Hierbei werden zwei metallisierte Wafer an den einander zugewandten Oberflächen miteinander verschweißt bzw. unter Bildung einer Legierung mit dem Substrat miteinander verbunden. Das Verfahren lieferte zufriedenstellende Ergebnisse, ist aber neu und daher bisher in der Technik nicht verbreitet. Dies erschwert es, Produkte, die dieses Verfahren benötigen, an andere Produktionsstätten zu transferieren. Da es zudem ein schreibendes Verfahren und bei sehr engem Bauteilraster zeitaufwändig ist, wird es für die weitere Entwicklung nicht verwendet.

Entwicklungsziel

Mikrotechnische Schalter enthalten notwendigerweise metallische Kontakte, welche wiederum in der Regel aus einem mehrteiligen Schichtsystem bestehen – z.B. Silizium-Chrom-Nickel-Gold oder Glas-Titan-Gold-Rhodium. Derartige Schichtsysteme neigen über längere Zeiträume hinweg und bei erhöhter Temperatur auch in relativ kurzer Zeit dazu, sich durch Interdiffusion zu durchmischen. Dies führt zum Einen dazu, dass für die Funktion des Ganzen erforderliche Schichten (z.B. Haftsichten) verschwinden, indem sie sich in benachbarten auflösen und u.U. Hohlräume hinterlassen; zum Anderen ändern sich wichtige Eigenschaften (Härte, elektrische Leitfähigkeit) von Metallen durch derartige Legierungsbildung. Schließlich können auf diese Weise auch neue Schichten entstehen, wie z.B. intermetallische Phasen oder isolierende Oxidschichten auf der Oberfläche des eigentlich edlen Kontakts.

Die höchste Temperatur tritt im Prozess nach Abscheidung der Metallschichten während der Verbindung des Scheibenpaares, d.h. beim anodischen Bonden auf. In diesem Teil des Projektes soll daher eine Möglichkeit gesucht werden, Waferpaare ohne derartige Erwärmung der Kontaktbereiche miteinander zu verbinden. Eine nahe liegende Alternative besteht in der rein punktuellen Erwärmung der Oberflächen durch einen Laserstrahl.

Layout und Technologie

Der Grundgedanke des Laserbondens, welches auch als Methode zum punktuellen anodischen Bonden eingesetzt wird, ist hier, metallisierte Oberflächen miteinander zu verschweißen, [Bild 115](#). Ein Waferpaar besteht aus mindestens einem für die verwendete Laserwellenlänge durchsichtigen Partner, also z.B. Silizium zusammen mit einer Scheibe aus Borosilikatglas, wenn ein Nd:YAG-Laser eingesetzt wird. Beide Partner sind auf der einander zugewandten Oberfläche metallisiert, z.B. mit Gold auf einer geeigneten Haftsicht. Fällt das Laserlicht durch den Glaswafer, so wird es nur in der Metallschicht absorbiert und erwärmt dank der hohen Wärmeleitfähigkeit des Metalls die Metallisierung des Partnerwafers mit. Besonders im Falle von Gold als Beschichtung, welches ohnehin wegen seiner oxidfreien Oberfläche zum Kaltverschweißen neigt, kommt so eine Verschweißung der benachbarten Oberflächen zustande.

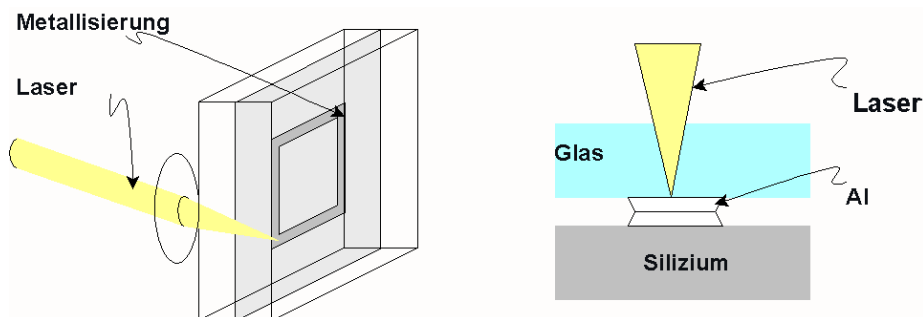


Bild 115: Prinzip des laserunterstützten Bondens

Ein mikrotechnischer Schalter wird im typischen Dünnschichtverfahren ganzflächig metallisiert, anschließend wird das nicht benötigte Metall u.A. in den Bereichen, in denen Silizium und Glas miteinander anodisch verbondet werden, wieder abgeätzt. Ein großer Vorteil der hier entwickelten Schweißtechnik besteht auch darin, dass ohne weitere Prozessschritte ohnehin vorhandene Metallisierung zum Verbinden genutzt werden kann. Sie löst auch das Problem, statt eines Paares von Substratkontakten, die durch eine sonst nicht kontaktierte Brücke geschlossen werden, den einen Arbeitskontakt auf das Substrat und den anderen auf die Membran zu legen; der elektrische Anschluss des Membrankontakts würde dabei über die Verschweißung sicher erfolgen.

Die Versuche zur Entwicklung der Technologie wurden zwar nicht an einem Schalterlayout, sondern an ganzflächig metallisierten Scheiben durchgeführt [[329](#), [330](#)], wegen der lokalen Natur der Verbindung ist dieser Unterschied jedoch nicht relevant.

Test

Wafer mit linienförmigen Verschweißungen wurden anschließend auf der Säge in Chips zerteilt und auf einer Zugprüfmaschine wieder aufgetrennt. Wie [Bild 116](#) wiedergibt, wurden Festigkeiten erreicht, die

zwar weit von der des Grundmaterials entfernt liegen, aber v.A. bei Gold-Gold-Bonds doch für einen festen Halt der Partner an einander sorgen.

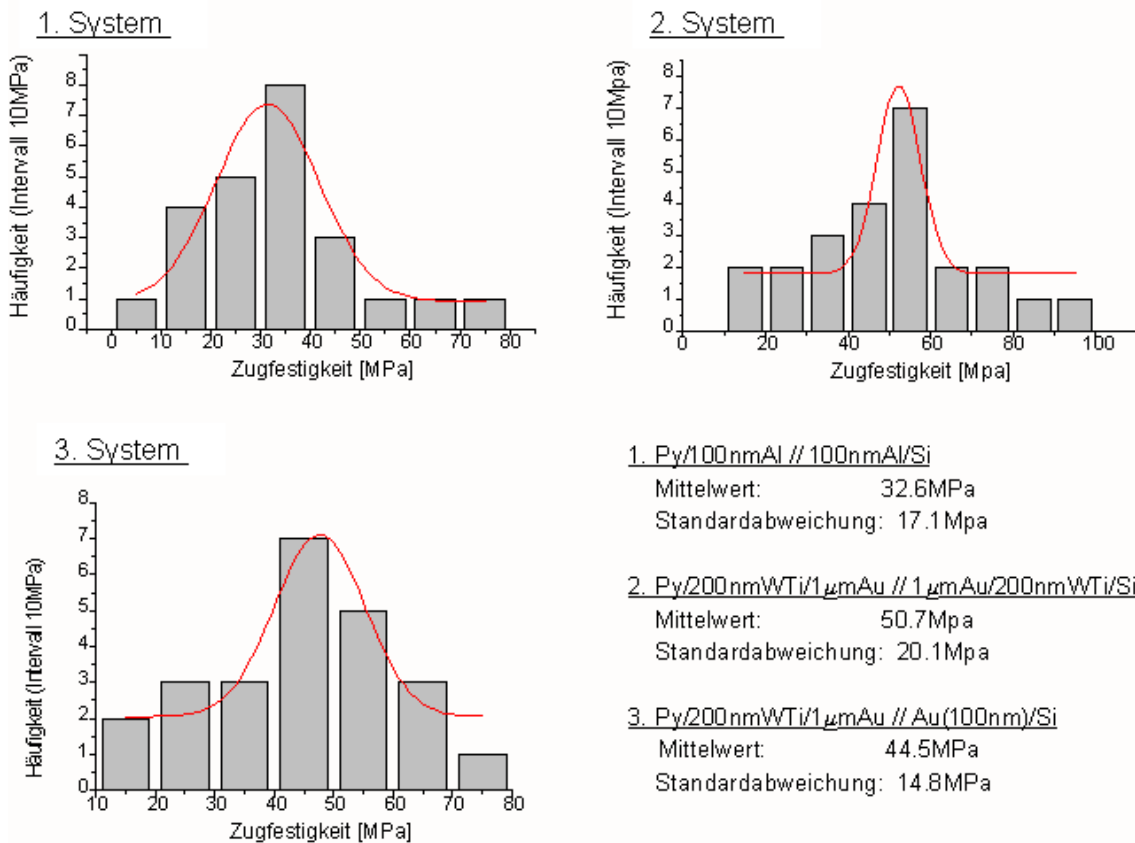


Bild 116: Festigkeit laserunterstützt hergestellter Verbindungen [329].

Querschliffe der Verbindungen mit anschließender Mikroanalyse des Materials haben ergeben, dass der Verbindungsmechanismus nicht ganz so eindeutig ist wie es dem Grundgedanken entspräche: Besonders bei höheren Laserleistungen sind neben den Metallschichten selbst auch die jeweiligen Substrate mit in die Wärmeeinflusszone einbezogen, so dass auch Legierungsbildung mit Silizium, mehr oder weniger eutektischer Zusammensetzung, auftritt.

Bewertung

Es konnte gezeigt werden, dass eine quasi kalte Verbindung eines Silizium-Glas-Scheibenpaars möglich ist. Der Prozess ist relativ einfach und liefert eine gute Ausbeute bei mittlerer Festigkeit der Verbindung. Der Hauptvorteil des Verfahrens liegt darin, dass außerhalb der eigentlichen Schweißstelle nur geringe Erwärmung der Umgebung und damit der Kontaktschichten auftritt. Ein wichtiger Nachteil des Verfahrens ist allerdings der schreibende Vorgang. Bei sehr kleinen Chipabmessungen und damit vielen Schweißlinien wird das Verfahren langwierig. Für diese Arbeit wurde daher entschieden, weiterhin das Verfahren des anodischen Bondens einzusetzen, da es als Standardverfahren eingeführt ist und am HSG-IMIT wie auch bei kommerziellen MST-Fertigern im Unterschied zum neuen Laserverfahren gut beherrscht wird. Zudem zeigte sich die gefundene Metallisierung aus Hartgoldlegierung auf Haftschrift thermisch sehr beständig. Der thermisch belastende Bondprozess stellt damit kaum mehr eine Einschränkung für die Prozessausbeute dar sondern eher eine für den Anwender wünschenswerte Vor-Alterung der Bauteile.

3 Mikrotechnischer Schalter: Prototyp

3.1 Zusammenfassung

In diesem Entwicklungsabschnitt wurden mikrotechnische Tastschalter technologisch realisiert, die unter elektrischer Last ohne nennenswerte Leistungsabnahme und bei nur geringer Widerstandserhöhung bis zu 8 Millionen Schaltzyklen erreichten.

Ebenfalls wurde ein leistungsfähiger Messplatz mit zugehöriger Messtechnik entwickelt. Kontaktwiderstand und das Kraft-Weg-Verhalten mikrotechnischer Membranschalter können mit hoher Genauigkeit teilautomatisch ermittelt und in einheitlichem Format gespeichert werden.

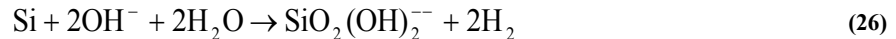
Der verwendete Herstellungsprozess ist so durchführbar, weist allerdings noch Schwachstellen auf, die die Ausbeute reduzieren. Sie gehen in erster Linie auf das Problem zurück, einen gebondeten Stapel nachträglich dünn zu ätzen, ohne dass Ätzlauge in die Grenzfläche eindringt. Dennoch müssen zum Ende des Prozesses die in dieser Grenzfläche liegenden Bondanschlüsse geöffnet sein.

Noch nicht vollständig gelöst ist auch die Problematik der Betätigung. Es wurden zwar kostengünstige Lösungen für einige der Anforderungen gefunden, jedoch v.a. die Realisierung des Nachlaufs in Kombination mit hoher Reproduzierbarkeit des Schaltpunktes ist noch nicht optimal.

3.2 Ätzen von Silizium

Die hier beschriebene Entwicklung verwendet Technologien der Silizium-Massivmikromechanik und davon, soweit nicht besonders beschrieben, eingeführte und bekannte Standardprozesse. Einführungen in die Silizium-Mikromechanik und eine Übersicht über die Technologie findet sich in den einschlägigen Lehrbüchern, z.B. [331 – 333].

Silizium wird anisotrop in 30-prozentiger Kalilauge (KOH) bei 80 °C geätzt. Der zu Grunde liegende Prozess beinhaltet [331] in der vollständig zu K^+OH^- dissoziierten Lauge



Die Reaktionsgeschwindigkeit hängt stark von den Bindungsverhältnissen der Siliziumatome im Kristallgitter ab, so dass sich eine deutliche Richtungsabhängigkeit ergibt. Der Ätzangriff in die im kubischflächenzentrierten (**kfz**) Siliziumkristall dichtest gepackten {111}-Ebenen hinein, d.h. in Richtung der $\langle 111 \rangle$ -Vektoren, erfolgt dabei am langsamsten (zu diesen Millerschen Indizes siehe z.B. [334] oder [335]). Er beträgt etwa ein Hundertstel der Ätzgeschwindigkeit senkrecht zur (100)-Ebene der Waferoberfläche, **Bild 117**.

Aus dieser Passivität der {111}-Flächen ergibt sich die hohe Strukturtreue der anisotropen Siliziumätzung mit geringsten geometrischen Fertigungstoleranzen in lateraler Richtung, schränkt allerdings die Formenvielfalt auf rechteckige Strukturen ein²³. Die Einstellung der Ätztiefe und damit der Dicke des bei nicht vollkommener Durchätzung verbleibenden Ätzbodens, der Membran, erfolgt mit dem geringsten Aufwand durch genaue Einhaltung der vorbestimmten Ätzzeit. Bei sorgfältig kontrollierter Zusammensetzung des Ätzbades und seiner Temperatur sind hier Toleranzen von etwa 0,5 % der Ätztiefe möglich. Ätzfehler wie ballige Membranform (die Kanten zwischen Ätzboden in (100)-Orientierung und den begrenzenden schrägen {111}-Flächen tendieren zum schnelleren Abtrag) sind in dieser Toleranz enthalten.

²³ ... und erlaubt, genau genommen, nur konkave Rechtecke. Konvexe Formen wie in die geätzte Grube vorstehende Ecken bieten dem Ätzangriff schnell ätzende Richtungen und benötigen daher spezielle Kompensationsstrukturen, wenn sie nicht verrundet werden sollen.

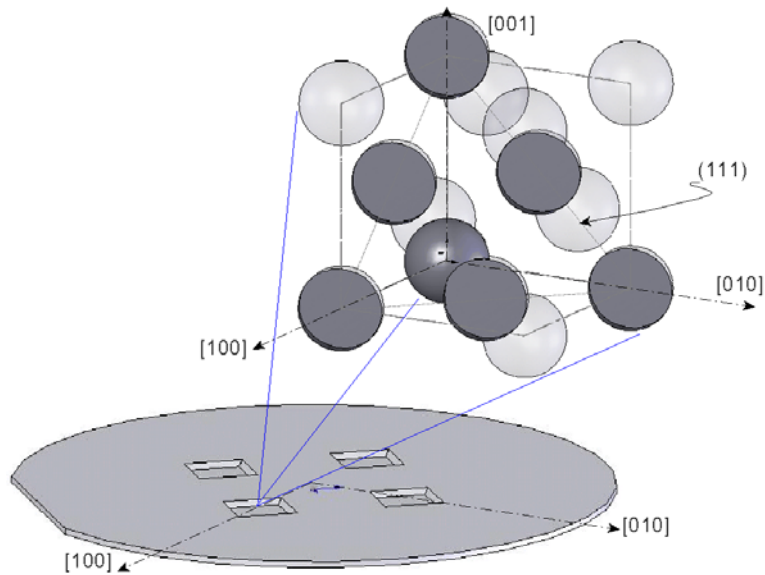


Bild 117: Siliziumwafer in $\langle 100 \rangle$ -Orientierung mit Kristall-Hauptrichtungen und -flächen (unten) und Basiszelle des kfz-Gitters mit Schnitt durch die (111) -Ebene (oben). Da die Ätzung vertikal zur (111) -Fläche nur sehr langsam erfolgt, bleiben diese Flächen bei der Ätzung bevorzugt stehen und bilden die charakteristischen Böschungen geätzter Gruben mit dem Neigungswinkel $54,74^\circ$.

Die begrenzenden $\{111\}$ - Flächen schneiden die (100) -orientierte Waferoberfläche in $\langle 111 \rangle$ -Richtungen parallel zum Wafer-Flat, der als Orientierungshilfe angeschliffenen geraden Waferkante, vgl. [Bild 117](#). Im Arbeitsablauf wird daher der vorbereitete belackte Wafer mit seinem Flat parallel bzw. im rechten Winkel zu den Rechteckstrukturen der abzubildenden Fotomaske justiert, über die Maske belichtet und anschließend geätzt. Da der Fotolack dem alkalischen Ätzbad nicht Stand hält, muss vorher eine resistente Beschichtung – meist SiO_2 oder Si_3N_4 über SiO_2 – auf den Wafer aufgebracht worden sein, welche zunächst mittels Plasmaabtrag durch die Lackmaske geöffnet wird und anschließend im KOH -Bad die nicht zu ätzende Oberfläche abdeckt, [Bild 118](#).

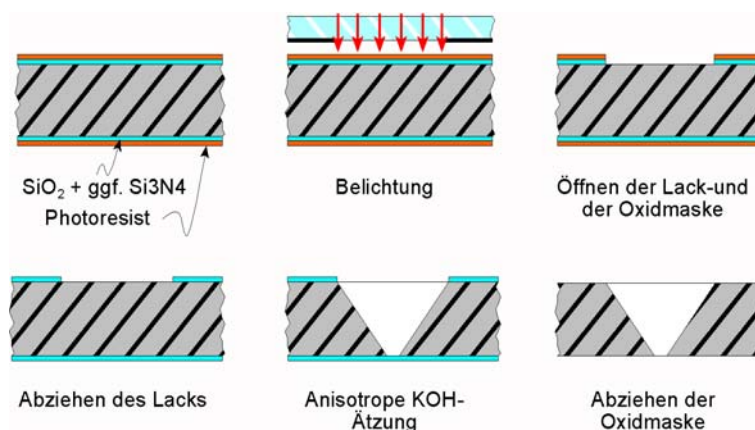


Bild 118: Arbeitsablauf beim Silizium-Ätzen in KOH : Abscheidung einer resistenten Oxid- und ggf. einer weiteren Nitridschicht, Aufschleudern von Fotolack, Belichtung über die Maske, Öffnen der Oxidschicht, Entfernen des Lackes, Ätzen in KOH , Entfernen der Oxidschicht.

3.3 Layout

Basierend auf eigenen früheren Vorarbeiten wurde von einem einfachen mikrotechnischen Schalteraufbau ausgegangen, an dem auch einige der Grundlagenuntersuchungen wie das Problem der Durchkontaktierungen und die Auswahl der Kontaktmetallisierung durchgeführt wurden.

Das Muster enthält zwei auf ein isolierendes Glassubstrat abgeschiedene ebene Kontakte, die durch eine metallisierte Siliziummembran überbrückt werden können. Die Kontaktflächen füllen den Raum der Schaltkavität nahezu aus und sind durch einen Spalt von 100 µm Breite voneinander getrennt. Die beiden Zuleitungen verlaufen, um die Bondfläche möglichst wenig zu schwächen, ebenfalls diagonal von den Ecken der Kontaktflächen durch den dort weniger stark mechanisch belasteten Bondbereich zu den Chipecken, [Bild 119](#). In der Hoffnung, dadurch eine dichte Durchführung zu erreichen, wurden sie treppenstufenförmig statt geradlinig begrenzt.

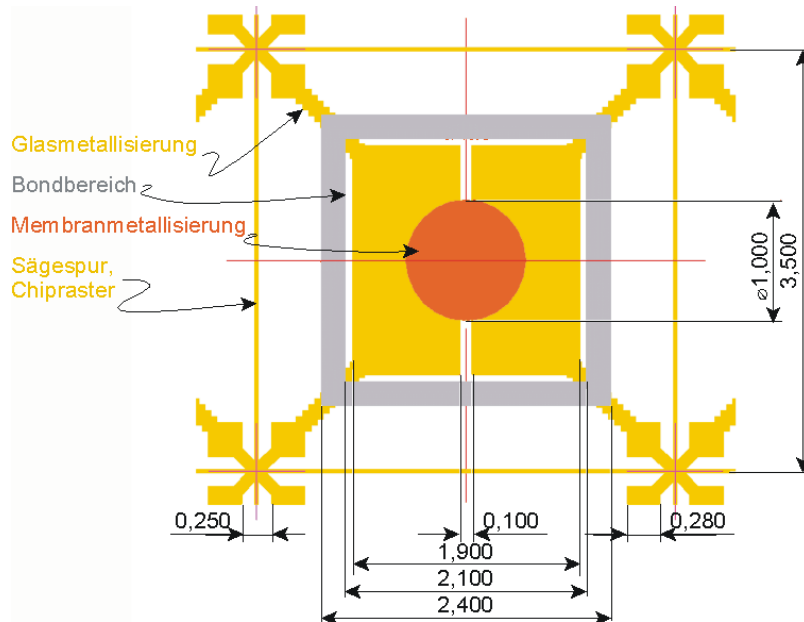


Bild 119: Layout mit über einander gelegten Maskenstrukturen. Gelb: Substratmetallisierung; Grau: Bondbereich; Orange: Membranmetallisierung. Rastermaß ist 3500 µm, die Chipkantenlänge ist um die Breite der Sägefuge geringer. Die aufgebondete Silizium-Membran ist in diesem Muster kleiner als die Chipabmaße.

Wie oben dargestellt, sollte die Dicke der Schaltmembran ca. 20 µm betragen, der Siliziumwafer von 525 µm Standarddicke muss also entsprechend gedünnt werden. Wird eine in (100)-Richtung orientierte Silizium-Scheibe in KOH lokal eingätzt, so entstehen ebene Böschungen mit der Breite $1/\sqrt{2}$ der Ätztiefe, [Bild 120](#):



Bild 120: Böschungsbreite der Ätzgrube.

Bei einer Ätztiefe von etwa 500 µm verbreitert sich damit die erforderliche Membrangröße um $2 \cdot 1/\sqrt{2} \cdot 500 \mu\text{m} = 707 \mu\text{m}$. Bei angestrebten Chipkantenlängen im Millimeterbereich ist dies eine erhebliche Zunahme von ca. 50 % Flächenmehrerbrauch und aus Kostengesichtspunkten nicht akzeptabel. Die Bauteile wurden deswegen nicht lokal eingätzt, sondern statt dessen wurde der Siliziumwafer komplett abgedünnt.

In die Unterseite des Wafers, die mit dem Glassubstrat verbondet wird, ist die Schaltkavität 10 µm tief eingesenkt und trägt die Membranmetallisierung. Auf die selbe Tiefe eingesenkt wird der Außenbereich der Membran; während des Ätzprozesses schützt die noch vorhandene Silizium-Brücke die

Substratmetallisierung mit den Bondanschlüssen, beim Sägeprozess soll sich dieser Bereich jedoch öffnen.

Um spätere galvanische Verstärkung zu ermöglichen, hängt die gesamte Substratmetallisierung über dünne Verbindungslinien auf dem Chiptraster zusammen. Diese Linien dienen auch als Sägemarkierung und werden beim Sägen abgetragen. Die Bondanschlüsse liegen im Abstand 250 µm von einander. Mit einem Sägeschnitt von 130 µm Breite liegen sie somit im Abstand 60 µm von der Sägekante.

Das komplette Bauteil ist in der Zeichnung in [Bild 121](#) dargestellt. Die Abmessungen des Bauteils liegen je nach Einzelvariante zwischen 2 und 3,3 mm Kantenlänge.

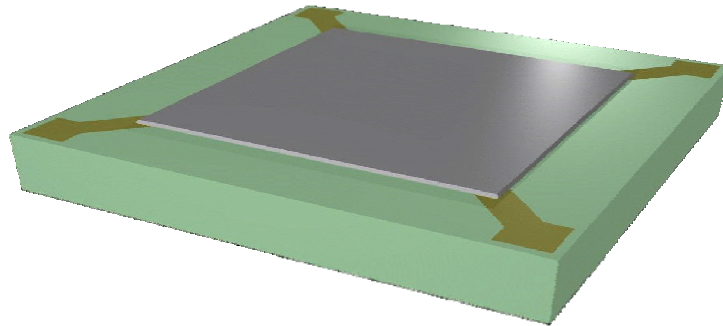


Bild 121: Erstes Muster : Membranschalter mit diagonalen Anschlüssen.

3.4 Herstellung

3.4.1 Prozess

Bei der Herstellung von Glas-Silizium-Verbundbauteilen ist es im Allgemeinen vorteilhaft, die Glas- und die Silizium-Komponente getrennt von einander in Standardprozessen zu fertigen und abschließend zu verbinden. In diesem Fall jedoch besitzt der Silizium-Wafer eine sehr geringe Dicke, die nicht mit den vorhandenen Methoden handhabbar ist. Wie in [Bild 122](#) dargestellt, werden daher beide Komponenten einseitig bearbeitet – die Glasscheibe wird lokal eingetieft (**a**), plan metallisiert (**b**) und ggf. lokal verstärkt (**c**), die Silizium-Scheibe wird auf die Tiefe der gewünschten Schaltkavität geätzt (**d**) und metallisiert (**e**) – und dann mit einander verbunden (**f**). Anschließend wird der Verbund in KOH abgedünnt.

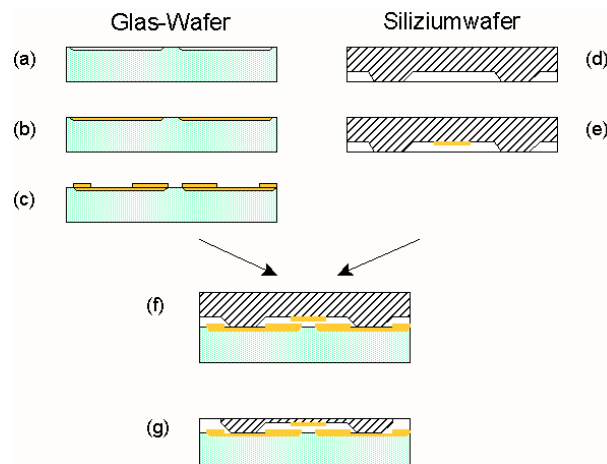


Bild 122: Schema des Prozessablaufs – ein Glaswafer wird lokal eingesenkt (**a**) und mit der Substratmetallisierung plan beschichtet (**b**, **c**); in einen Siliziumwafer wird einseitig die spätere Schaltkavität eingeeätzt und der Brückenkontakt abgeschieden (**e**). Nach dem anodischen Bonden (**f**) wird die Siliziummembran auf die benötigte Dicke abgedünnt (**g**).

Ursprünglich gehegte Befürchtungen, das KOH-Bad werde sich durch den Kontakt mit der Glasscheibe und namentlich durch die Lösung von Natriumionen verändern, erfüllten sich nicht in nennenswertem Ausmaß.

Ein großer Schwachpunkt des Prozesses, der die Ausbeute erheblich reduziert, ist jedoch der folgende: Zu Prozessende müssen die Bondanschlüsse zum Aufschweißen der Bonddrähte frei zugänglich sein; andererseits muss aber der Siliziumwafer während des Ätzens ganzflächig geschlossen bleiben, und es darf an keiner Stelle ein Durchbruch auftreten. Andernfalls würde KOH-Lauge in die Grenzfläche eintreten, sich dort auf Grund des kapillaren Sogs großflächig verteilen und – durch den Kontakt mit Edelmetall katalytisch beschleunigt – die bestehenden Strukturen zerstören.

Im Idealfall dagegen bleibt eine Siliziumschicht von der Dicke der Schaltmembran auch über den Bondpads stehen und löst sich im nachfolgenden Sägeprozess ab. Erfolgt dies in der Praxis nicht zuverlässig, so wird der Bondprozess behindert.

3.4.2 Trennprozess

Auch der Trennprozess selbst bedurfte der Entwicklung. Neben der möglichen Beschädigung der Metallisierungen standen hierbei die Fixierung der Bauteile während des Prozesses und das unerwünschte Eindringen von Wasser und Sägeschlamm in die Schaltkavität im Vordergrund.

Als Königsweg hierzu erschien zunächst, den Wafer mit der Silizium-Seite auf die Sägefolie aufzukleben, von der Pyrex-Seite her bis auf eine geringe Restdicke zu trennen und den Rest zu brechen, um so den Silizium-Glas-Bondbereich vor dem Angriff des Sägeblattes und des Kühlwassers zu schützen, [Bild 123](#). Der Restbruch verlief jedoch so unregelmäßig, dass die Substratmetallisierung stark geschädigt und die Chipkante unregelmäßig ausgebrochen wurde, [Bild 124](#). Auch bei Durchsägen von der Substrat-Seite her mit 40 bis 50 µm Abstand zwischen Metallisierung und physischer Sägekante bei Verwendung eines 150µm-Sägeblattes traten leichte Kantenausbrüche (“Chipping”) am Glas und schwere Beschädigung mit Ablösung der Metallisierung auf, [Bild 125](#). Zusätzlich tritt, wie befürchtet, Wasser mit Sägeschlamm in den Schaltraum ein. Diese Verschmutzung tritt weniger bis gar nicht auf, wenn von der Silizium-Seite her gesägt wird; auch hier besteht jedoch das Problem der Metallablösung.

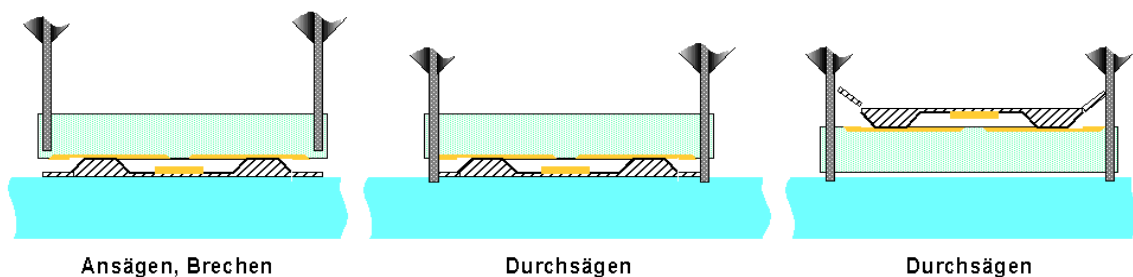


Bild 123: Trennen – Prozessalternativen. Links: Ansägen von der Glassubstrat-Seite her und anschließendes Brechen; Mitte: Durchsägen von der Substratseite her; Rechts: Durchsägen von der Siliziumseite her. Der dünne Überstand der Silizium-Komponente soll sich aufgrund der mechanischen Belastung beim Sägen ablösen.

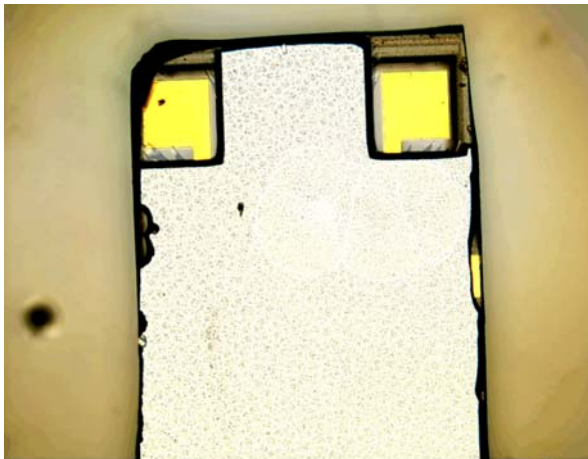


Bild 124: Chipkante nach Anritzen und Restbruch. Der Bruch verläuft unregelmäßig. Hier wurde ein unten in Kapitel 4 beschriebenes Bauteil-Layout verwendet.

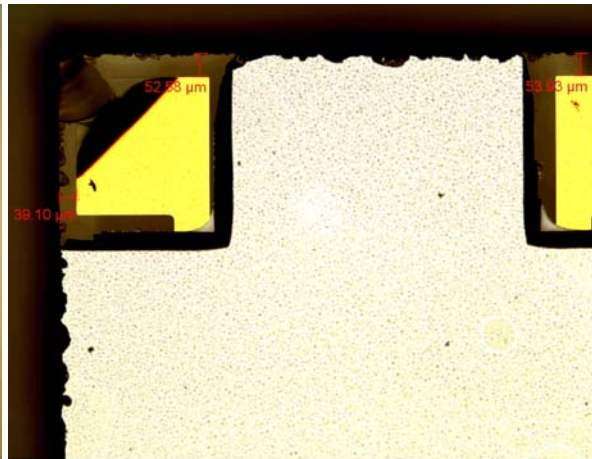


Bild 125: Chipkante, durchgesägt; der Abstand von 40 – 50 µm von Struktur- zu Sägerkante birgt noch die Gefahr der Delamination.

Nachfrage beim Sägenhersteller Disco²⁴ und bei anderen Halbleiterfertigern ergaben, dass das Problem – wenn auch nicht seine genaue Ursache – bekannt ist und in der Regel durch Vorhalten eines Sicherheitsabstandes der Metallstrukturen von der Chipkante gelöst wird.

Tatsächlich wirkt in der unmittelbaren Nähe des Sägeschnitts durch Beschleunigung des auf das Sägeblatt gerichteten Kühlwassers ein hoher Staudruck: Mit einem Sägeblatt-Durchmesser von 50 mm und der Drehzahl 25.000 /min ergibt sich eine Umfangsgeschwindigkeit von 65,45 m/s.

Der Staudruck lässt sich damit abschätzen zu

$$p_{\text{Stau}} = \frac{1}{2} \rho v^2 = \frac{1}{2} \cdot 1000 \text{ kg/m}^3 \cdot (65,45 \text{ m/s})^2 = 2,14 \text{ MPa}$$

Um zu beurteilen, ob dieser Druck genügt, um die Haftfestigkeit der Schicht zu überwinden, wurde die Schichthftung von µ-Sen GmbH, Rudolstadt, gemessen. Die gemessenen Haftfestigkeiten von 30 bis 40 MPa, [Bild 126](#), widerlegen dies jedoch zunächst.

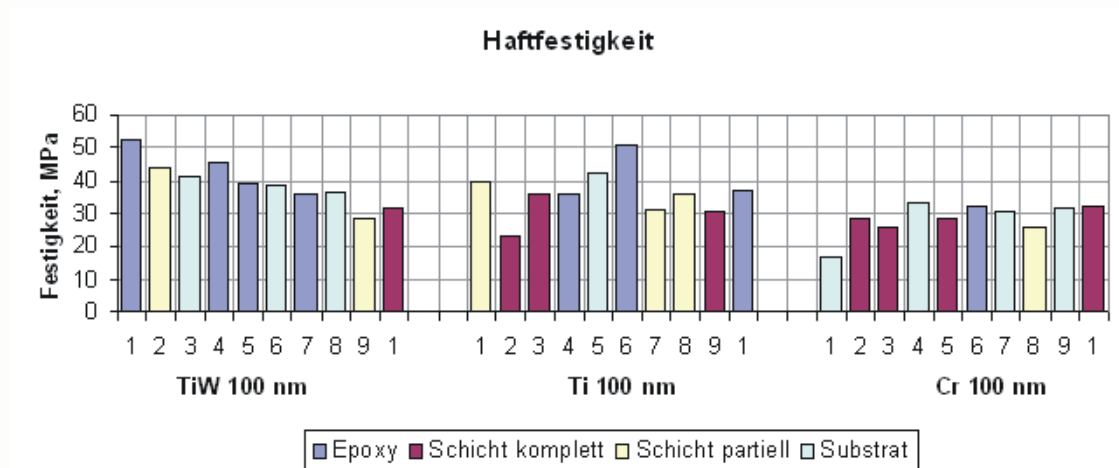


Bild 126: Messung der Schichtadhäsion mit TiW, Ti und Cr als Haftsichten zwischen oxidiertem Silizium und 500 nm Gold. Bei “Epoxy” trat der Bruch im Kleber zwischen Schicht und Zugstempel ein, bei “Schicht komplett” und “partiell” zwischen Substrat und Metallschicht, bei “Substrat” im Substrat.

Nachdem sich in einem anderen Entwicklungsprojekt eine auf Glas aufgesputterte AgNi-Schicht aufgrund hoher Eigenspannungen unter tangentialem Bruch (!) des Substrates abgelöst hatte, wurde der innere Spannungszustand der Metallschichten untersucht.

²⁴<http://www.disco.co.jp>

Hierzu wurde die Krümmung ganzer Silizium-Wafer – 6 Wafer oxidiert, 6 ohne Oxid – nach flächiger Beschichtung mit 100 nm TiW, Ti oder Cr gemessen.

Die drei Haftsichten unterscheiden sich deutlich, wie **Bild 127** belegt: Neben dem Einfluss der Oxidschicht mit Druckspannung liefert das Diagramm sehr hohe Zugspannung in der TiW-Schicht, relativ geringe in der Ti- und hohe Druckspannung in der Chromschicht.

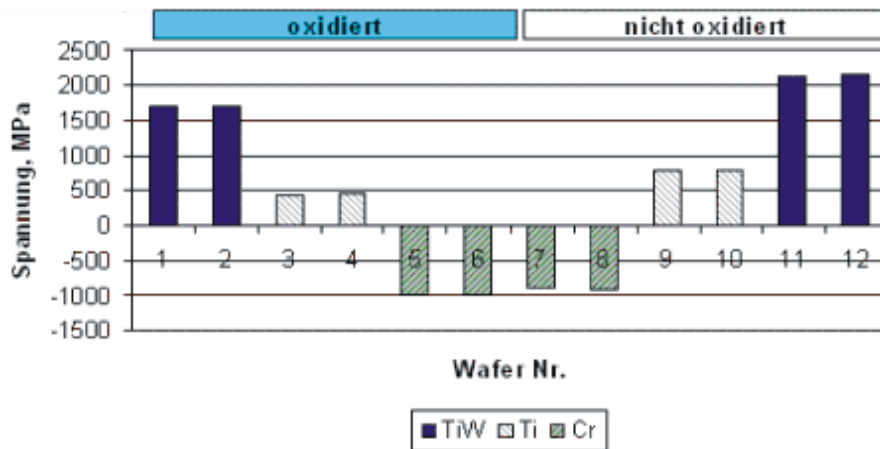


Bild 127: Spannungsmessung an oxidierten (Wafer 1–6) und unoxidierten (W 7–12) Wafern mit jeweils 100 nm TiW (W1, 2, 11 und 12), Ti (W 3, 4, 9 und 19) und Cr (W 5–8).

Aus der Strukturmechanik ist bekannt, dass die Schichtspannungen in einem Laminat aus fest mit einander verbundenen Schichten unterschiedlicher Eigenspannung (Bimetallproblem) grundsätzlich nicht an der Grenzfläche abgebaut werden, sondern an den Einspannungen [336], **Bild 128**.

Ist jedoch eine der beiden Schichten unterbrochen, so wirkt die Zug- oder Druckkraft dieser Schicht doch auf die Grenzfläche, und zwar auf einem relativ kurzen Bereich von etwa dem Fünfffachen der Schichtdicke.

In der Realität trägt die stark gespannte Haft- noch eine ihr gegenüber dicke Edelmetallschicht, die ebenfalls Schubkraft aufnimmt, **Bild 129**. Dennoch kann diese Theorie die Adhäsionsproblematik an Metall-Strukturkanten erklären. Wird die Kante durch Substratriss aufgrund der mechanischen Belastung beim Trennen und durch auftreffendes Kühlwasser zusätzlich belastet, so kann Delamination auftreten.

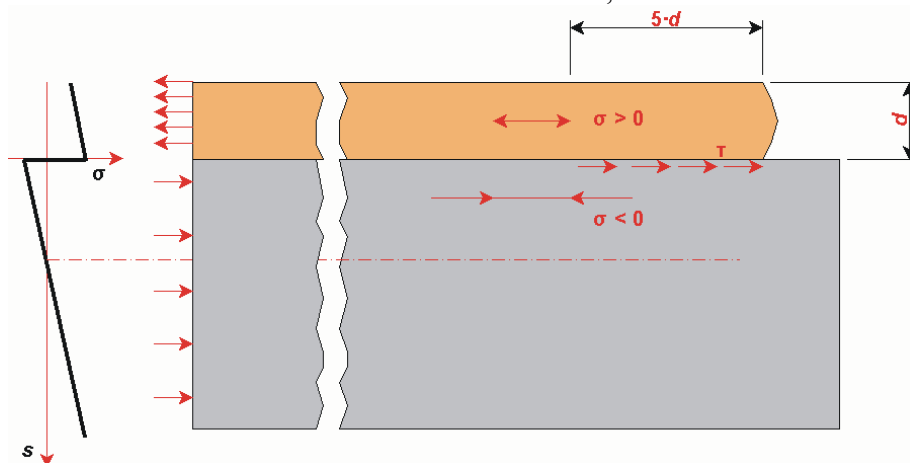


Bild 128: Substrat mit Deckschicht unter Zugeigenspannung, links: Spannungsverlauf über dem Weg in vertikaler Richtung. Bei ununterbrochenen Schichten werden die Spannungen von der Einspannung gehalten, bei Unterbrechungen fallen sie als Schubspannungen an der Grenzfläche ab.

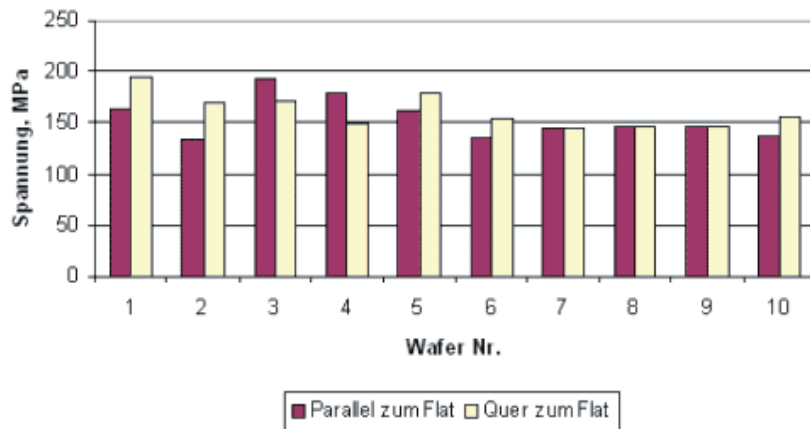


Bild 129: Messung der mechanischen Schichtspannung von 30 nm TiW + 500 nm Gold auf Glas. Mittelwert: 158 MPa ± 18 MPa.

Zur Abhilfe wurde eine reduzierte Haftschichtdicke von nur mehr 30 nm gewählt und der minimale Abstand Strukturkante – Sägekante auf 65 µm festgelegt, wobei bei den benutzten *Disco*-Sägeblättern von einer Schnittbreite 30 µm über der Blattbreite auszugehen ist.

Als Haltefolie bewährte sich nach mehreren Versuchen schließlich die UV-lösbare Folie *Disco* D-203, alle anderen Fabrikate wiesen ungenügende Haftkraft auf, um die Bauteile während des Prozesses zu halten.

3.4.3 Diffusionsprobleme

Der Herstellungsprozess des Bauteils wurde in Grundzügen oben in Abschnitt [3.4.1](#), S. [114](#), beschrieben. Nach Teilschritt (d), der Ätzung der Schaltkavität, wurde ursprünglich eine Oxidation vorgesehen, auf die die Metallisierung erfolgte. Dies bedeutete aber neben einem zusätzlichen Prozessschritt Nachteile für den anodischen Bond zwischen Silizium- und Glaskomponente: Das unterstützende elektrische Feld fällt mit der Oxiddicke über eine wesentlich größere Distanz ab, und die chemische Verbindung zwischen Silizium und Glas wird bei dazwischen liegender SiO₂-Schicht erschwert. Schließlich neigen in der Silizium-Oberfläche vorhandene Reliefs bei der Oxidation nicht zu einer gleichmäßigen Beschichtung, sondern zu einer gewissen Kantenüberhöhung; hierdurch wird der Bond tendenziell eher linien- als flächenförmig und grundsätzlich geschwächt, [Bild 130](#) und [Bild 131](#).

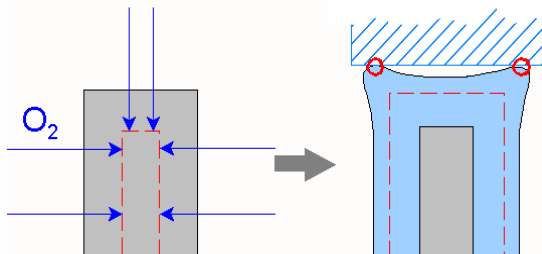


Bild 130: Durch die Überlagerung zweier Oxidationsfronten überhöhen sich Reliefkanten bei der Oxidation; die Berührung mit einer Gegenfläche erfolgt daher eher linienförmig.

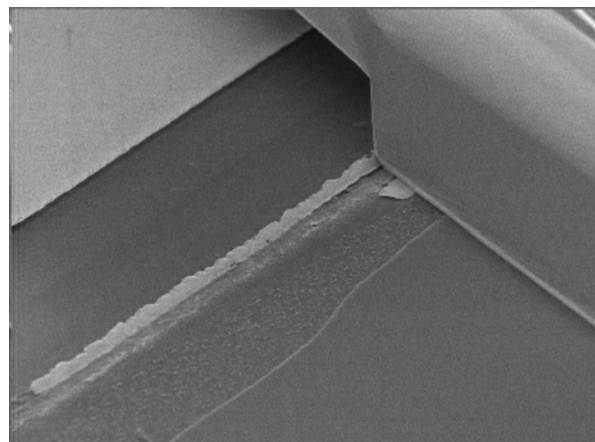


Bild 131: REM-Photographie eines mit einer Kavität versehenen Siliziumchips (oben rechts, gebrochen) auf einem Glassubstrat mit Metallisierung (oben links). Linienförmiger Bond Si – Glas.

Bei einigen Bauteilen wurde daher auf diese Oxidation verzichtet und erwartet, dass eine 100 nm dicke TiW-Haft- und Sperrschicht Interdiffusion von Silizium und Gold verhindere.

Nach dem anodischen Bond wurden allerdings Veränderungen der Membranmetallisierung beobachtet, [Bild 132](#); der Verdacht auf Interdiffusionseffekte erhärtete sich nach einem Temperversuch bei der Bondtemperatur von 360 °C, [Bild 133](#):

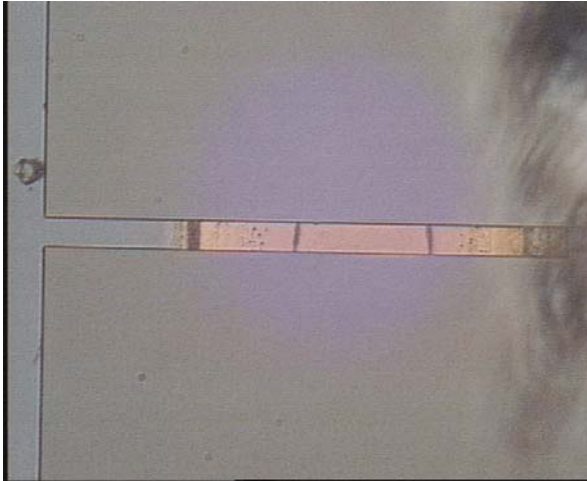


Bild 132: Membranmetallisierung mit Verfärbung nach dem Bonden, gesehen durch das Glassubstrat mit Elektroden. Spaltbreite 100 µm.

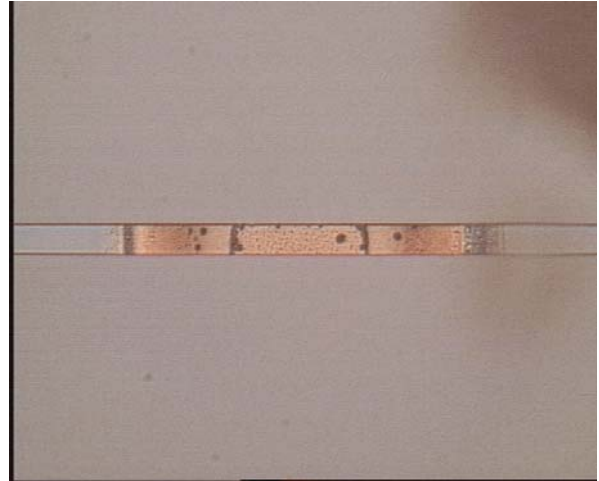


Bild 133: Membranmetallisierung nach Tempern 60 min bei 360 °C, Nachweis von Diffusionseffekten als Ursache

Ein noch extremeres Beispiel ergab sich an einem Wafer mit 970 nm Gold auf nur 30 nm TiW nach 20 min im Sauerstoffplasma bei 200 °C, [Bild 134](#).

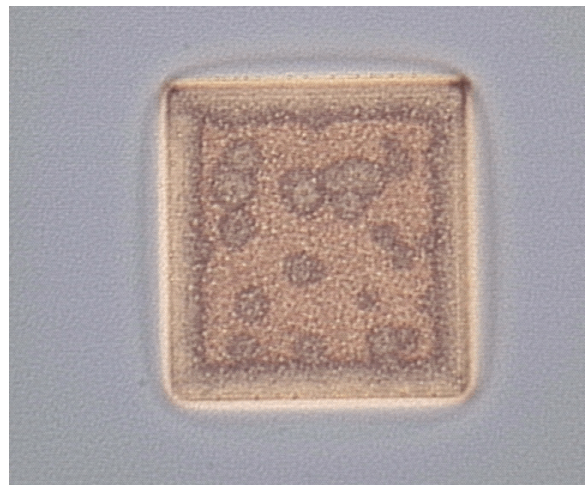


Bild 134: 30 nm TiW + 970 nm Au nach 45 min im Plasma-Barrelreaktor – linienförmige Interdiffusion an den Strukturkanten, punktförmige in der Fläche. Breite des Quadrats 300 µm.

Um das Problem genauer zu untersuchen, wurden ein oxidiertes und ein nicht oxidiertes Wafer mit gleicher Metallstruktur beschichtet und getempert, [Bild 135](#) bis [Bild 138](#):

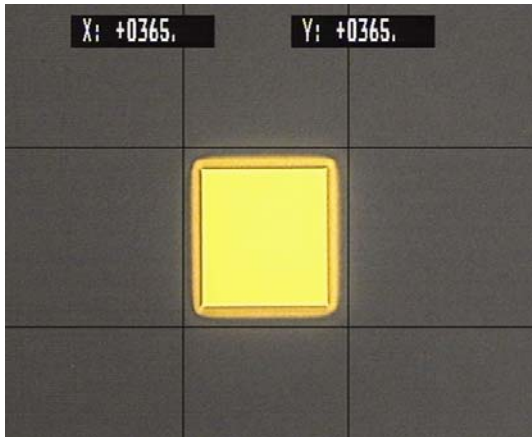


Bild 135: 30 nm TiW + 970 nm AuCo_{0,5} auf 400 nm Oxid, vor dem Tempern

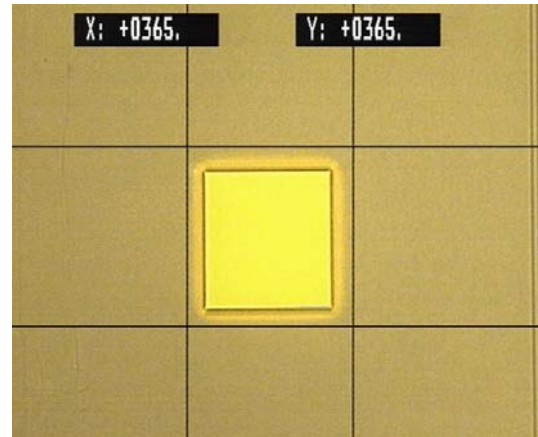


Bild 136: 30 nm TiW + 970 nm AuCo_{0,5} auf nicht oxidiertem Silizium, vor dem Tempern

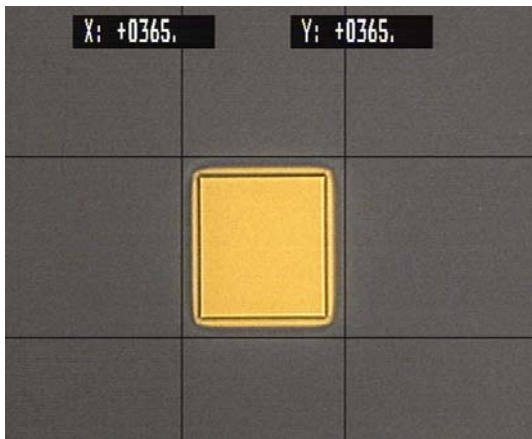


Bild 137: Probe mit Oxid nach 15 min bei 360 °C – leichte Verfärbung.

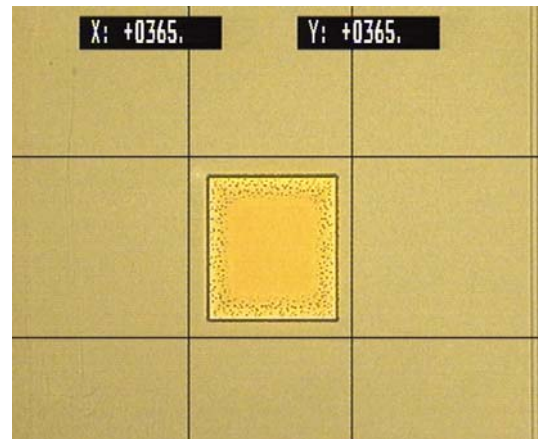


Bild 138: Nicht oxidierte Probe nach 15 min bei 360 °C – deutliche Diffusionserscheinungen

Nach 15 Minuten bei 360 °C trat bei der Probe mit Oxidschicht leichte Verfärbung auf, vermutlich verursacht durch Oxidation des geringen Kobalt-Legierungsanteils, während die Probe ohne Oxidschicht deutliche Degradation aufwies. Der Tastschnitt weist auf ihr die Bildung von Mikrospitzen mit 600 nm Höhe nach, **Bilder [139](#) und [140](#)**:

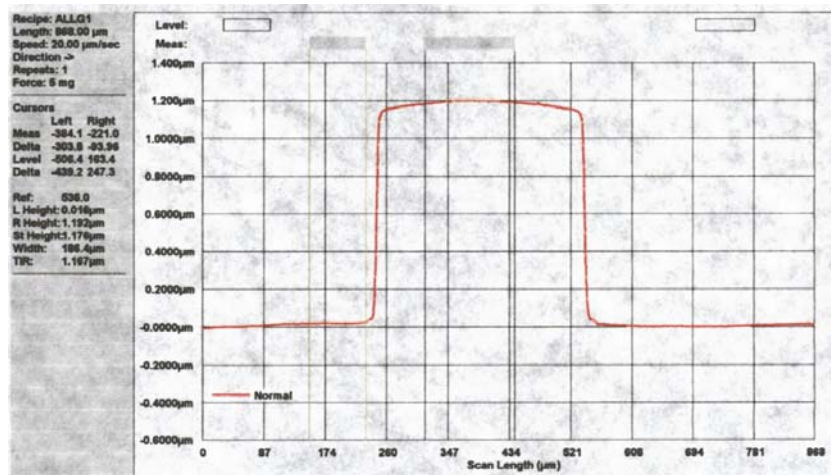


Bild 139: geometrischer Tastschnitt über die Probe mit Oxidschicht. Beschriftung der Abszisse: Scanlänge 0 – 868 µm in 10 Schritten; Ordinate: -0,6 – 1,4 µm in 10 Schritten. Dicke der Metallisierung 1,2 µm.



Bild 140: geometrischer Tastschnitt über die Probe mit Oxidschicht. Beschriftung der Abszisse: Scanlänge 0 – 868 µm in 10 Schritten; Ordinate: -1,5 – 3,5 µm in 10 Schritten. Dicke der Metallisierung 1,2 µm, Spitzenhöhe ca. 0,6 µm.

Eine weitere getemperte Probe ohne Oxidschicht, die sowohl die oben beobachteten Höcker als auch grubenförmige Defekte aufwies, wurde mit energiedispersiver Röntgenmikroanalyse (EDX) untersucht. Neben einer oberflächlich nachweisbaren Kobaltansammlung belegt die Analyse den Austausch von Gold gegen Silizium in diesen Defekten, **Bilder 141** und **142**.

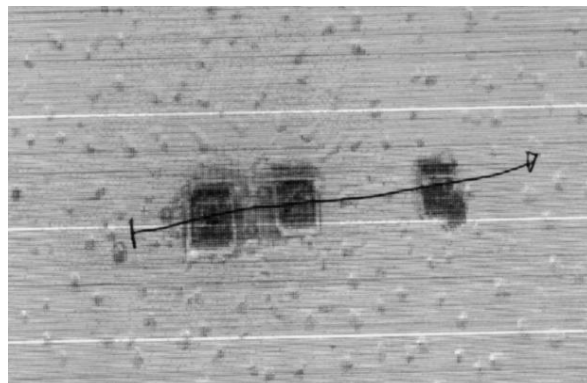
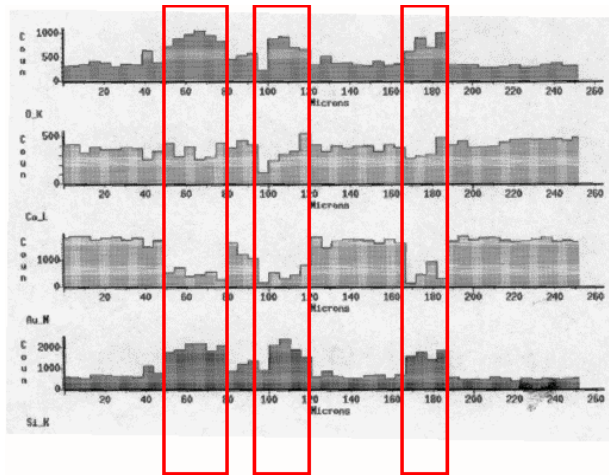
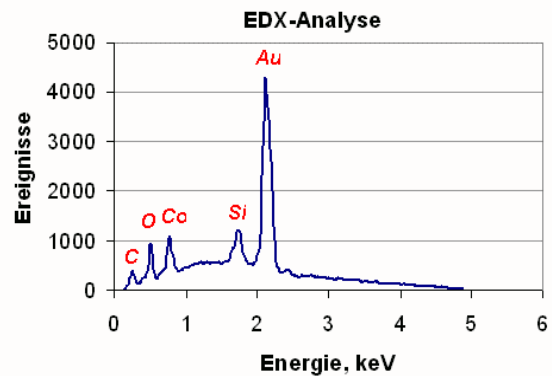


Bild 141: Gruben auf der Metallisierungsfläche nach dem Tempern (REM-Bild). Eingezeichnet ist der Weg des EDX-Linienscans.



Sichtbar veränderte Bereiche

Bild 142 – links: EDX-Scan über einen Bereich auf der Goldoberfläche mit drei dunklen Flecken. Darstellung der Sauerstoff-K-Linie (oben), der Kobalt-I-Linie, der Gold-M-Linie sowie der Silizium-K-Linie (unten) über der Strecke von 250 μm . Offensichtliche Zunahme von Si, Co und O auf Kosten des Goldes. Rechts: EDX-Spektrum auf einem Fleck.



Als Ergebnis kann festgehalten werden:

- Bei erhöhter Temperatur bildet sich eine dünne Schicht Kobaltoxid Co_2O_3 an der Kontaktoberfläche.
- 100 nm TiW zwischen Silizium und Gold verhindern nicht die Interdiffusion, die vor Allem an den Strukturkanten stattfindet und zu siliziumreichen Höckern und Gruben in der Metallschicht sowie zur Oxidation des Siliziums an der Oberfläche führt. Ursache hierfür können Unterätzungen der TiW-Schicht an den Strukturkanten und Punktdefekte (“Pinholes”) in der Fläche sein.
- Eine Siliziumoxidschicht unter der Metallisierung bildet dagegen eine wirksame Diffusionsbarriere.

3.5 Messtechnik und Ergebnisse

3.5.1 Messaufbauten

Bereits während des Prozesses wurden die Scheiben stichprobenartig optisch und elektrisch auf einem Waferprober geprüft. Nach dem Vereinzeln wurden die Bauteile in Gruppen auf Testplatinen aufgesetzt und auf einem eigens zusammengestellten Prüfstand charakterisiert. Dieser besteht aus einer Probenhalterung mit Vertikalverstellung und einem Kraftsensor (Hottinger Baldwin Q11), der mit Hilfe eines x-y-Kreuztisches verfahren wird und mit einer Prüfspitze die Schaltmembran mechanisch belastet, [Bild 143](#).

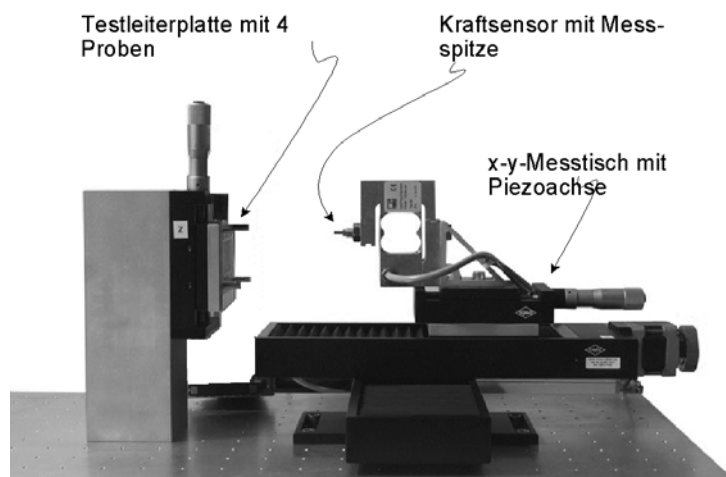


Bild 143: Messplatz zur Schaltercharakterisierung. Links: Manuelle z-Achse; rechts: x-y-Kreuztisch mit Kraftsensor.

Im Testablauf wird die Probe elektrisch an ein Vielfachmessgerät (Keithley Source Measurement Unit) angeschlossen und über die Prüfspitze des Kraftsensors bis zu einem Maximalwert von 3N belastet und wieder entlastet. Kontaktwiderstand, Betätigungsweg und Kraft werden aufgezeichnet, [Bild 144](#).

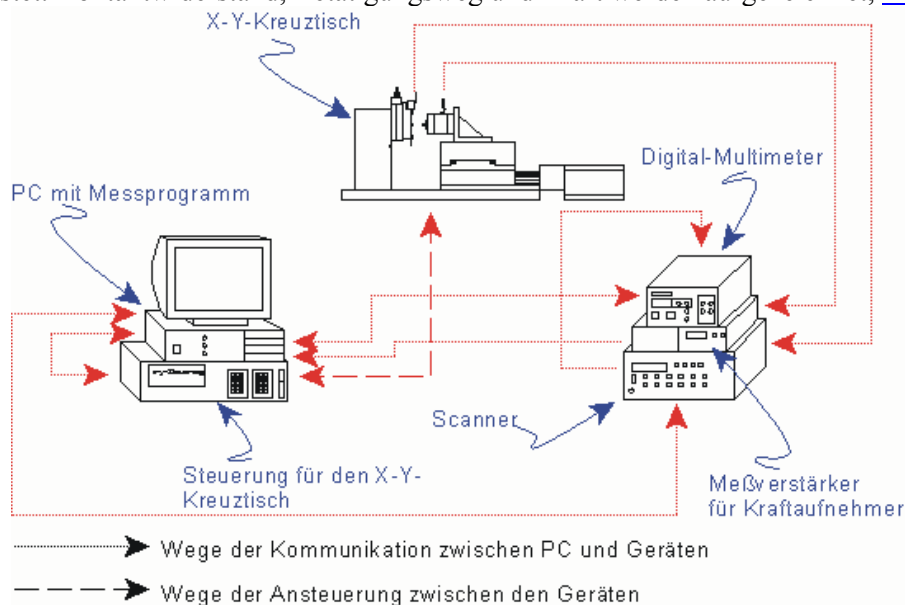


Bild 144: Schema des Messstandes zur Schaltercharakterisierung

Nach der ersten Charakterisierung wurden die Proben unter der elektrischen Last von 10 bzw. 12 V und 10 mA gealtert. Hierzu wurde zunächst ein Aufbau verwendet, in welchem die Bauteile pneumatisch betätigt wurden, [Bilder 145](#) und [146](#):

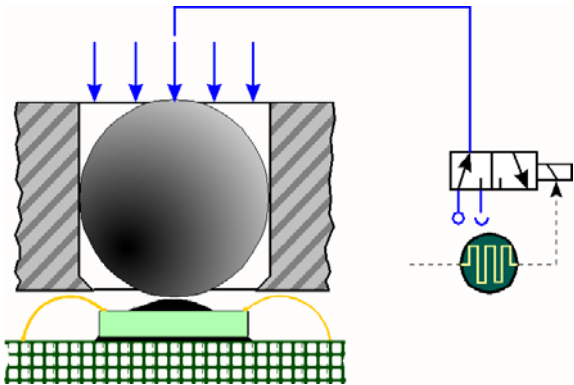


Bild 145: Pneumatische Dauertestvorrichtung – oszillierender Luftdruck wirkt über Stahlkugeln auf die Schaltmembranen

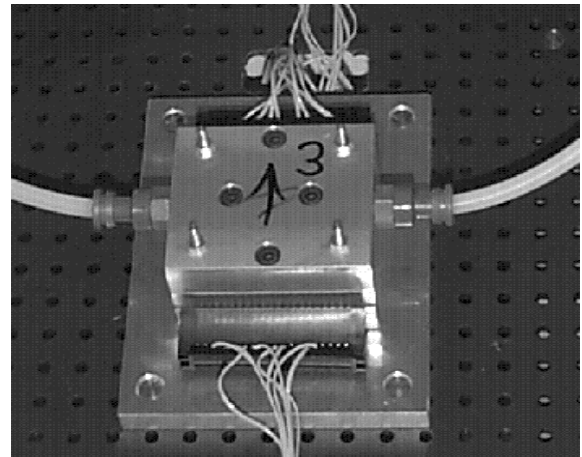


Bild 146: Pneumatische Dauertestvorrichtung – Vorrichtung für 8 Proben

Dieser Aufbau erlaubte wegen der langsamen Ausbreitung des Druckpulses allerdings nur geringe Betätigungsfrequenzen von 1 bis 2 Zyklen pro Sekunde. Eine zweite Version verwendete daher Piezobieger als Betätigungsinstrumente und lieferte Betätigungsfrequenzen von bis zu 1000 Hz; sie wird im folgenden Kapitel beschrieben.

Der Messplatz mit piezobetätigter x-Achse ermöglichte die Messung der $R(s)$ -Kennlinie mit Sub-Mikrometer-Auflösung und damit genaue Aussagen über das Verformungs- und Schaltverhalten der Proben, [Bild 147](#):

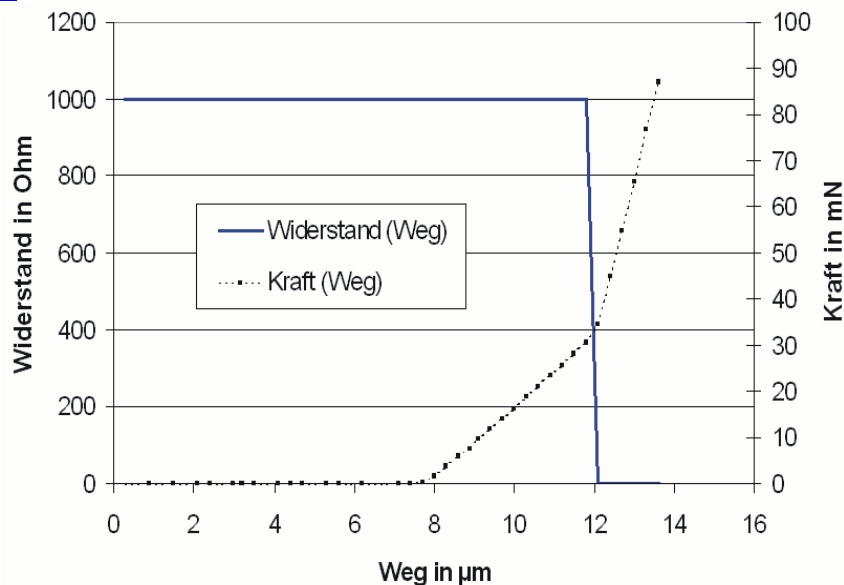


Bild 147: $R(s)$ bei 2mm-Membran, Kontaktabstand 2 μm ; R_{offen} wegen Messbereichsüberschreitung auf 1 $\text{k}\Omega$ gesetzt. Die Kraftkurve gibt die sehr lineare Membranverformung wieder. Bei Position 12 μm legt sich die Membran ans Substrat an; aufgrund leichter Verformung des Messaufbaus weicht der weitere Kurvenverlauf von der Senkrechten ab. Bei der Auswertung der Messungen wurde diese Systemnachgiebigkeit subtrahiert.

Ebenfalls konnten auf diese Weise eine genaue Charakterisierung erfolgen und die Qualität der Kontakte im Neuzustand sowie nach Alterung bestimmt werden, [Bild 148](#):

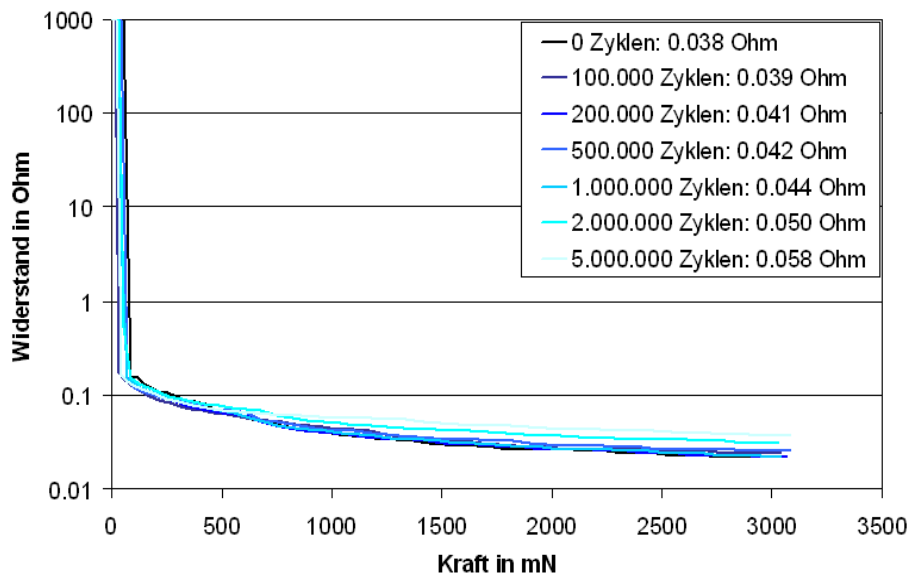


Bild 148: Wahrer Kontakt- ohne Zuleitungswiderstand, Alterungseinfluss bei 1mm-Membran; AuCo-Kontakt, Kontaktabstand 4 μm

3.5.2 Testergebnisse

Einige Ergebnisse wurden oben bereits dargestellt. So spiegelt der Kontaktwiderstand in erster Linie den Schichtwiderstand (spezifischer Widerstand und Schichtdicke) wider, vgl. [Bild 69](#) auf S. [77](#).

Wir haben generell $R(F)$ -Charakteristiken nach unterschiedlichen Alterungszeiten aufgenommen, um so Aussagen über die Lebensdauer treffen zu können. Die untersuchten Typen schalteten im Neuzustand bei Belastungen unter 1 N. Höhere Kräfte führten zu leichter geometriebedingter Abnahme des Kontaktwiderstands, da die wirksame Kontaktfläche sich vergrößerte.

Der wahre Kontakt- ohne Zuleitungswiderstand, der über die auf S. [113](#) dargestellte Vierpolmessanordnung ermittelt wurde, lag bei einer Kraft von 1,5 N zwischen 30 und 45 m Ω und näherte sich asymptotisch 20 m Ω , [Bild 149](#), der Gesamtwiderstand lag bei 1,5 Ω , wobei die $R(F)$ -Charakteristik nicht nennenswert eingeht.

Ein Widerstand von mehr als 500 m Ω bei einer Belastung von 1,5 N (Schalter geschlossen) und ein Wert von weniger als 10 M Ω ohne Belastung (Schalter offen) wurde als Ausfall gewertet. Ebenfalls als Ausfall angesehen wurden sichtbare Schäden (Membranbruch). Die so ermittelte Ausfallverteilung ergibt sich in einfacher Darstellung aus [Bild 150](#) und in der Weibull-Analyse in [Bild 151](#). Erste Ausfälle sind demnach nicht unter etwa 8000 Zyklen zu erwarten, während die charakteristische Lebensdauer in der Größenordnung von 10^6 Schaltspielen liegt.

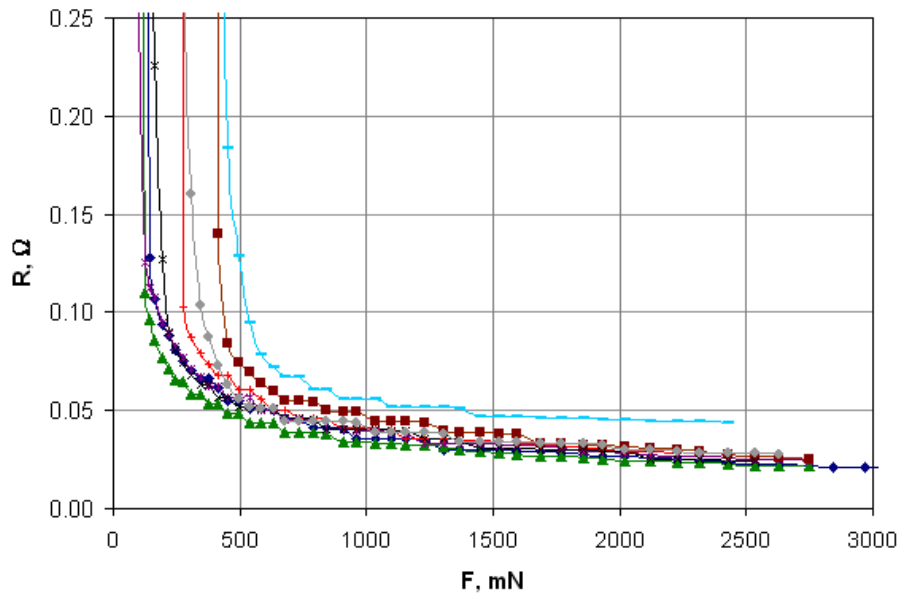


Bild 149: $R(F)$ bei acht Schaltern "M1" mit 2mm-Membran. Metallisierung ist $1\ \mu\text{m AuCo}$. Die Streuung der Einschaltkräfte geht vermutlich auf ungenaue Zentrierung des Betätigers im Messaufbau zurück.

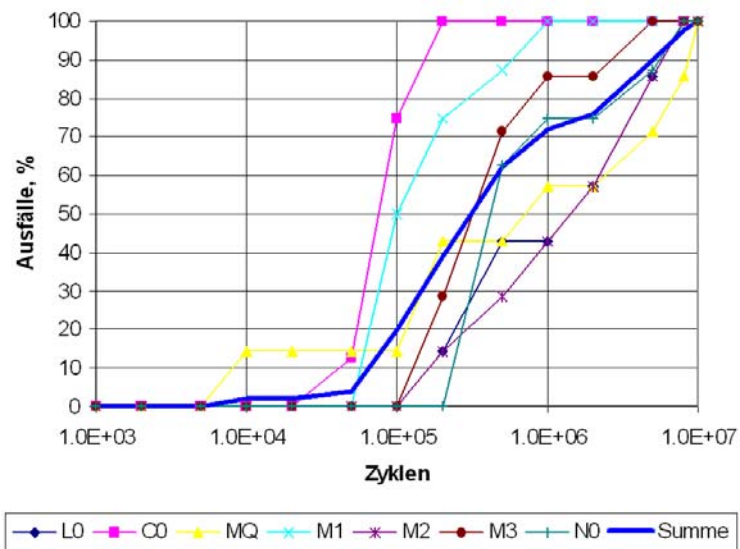


Bild 150: Ausfallhäufigkeit als Funktion der Belastungsdauer für unterschiedliche Stichproben und Gesamtkurve

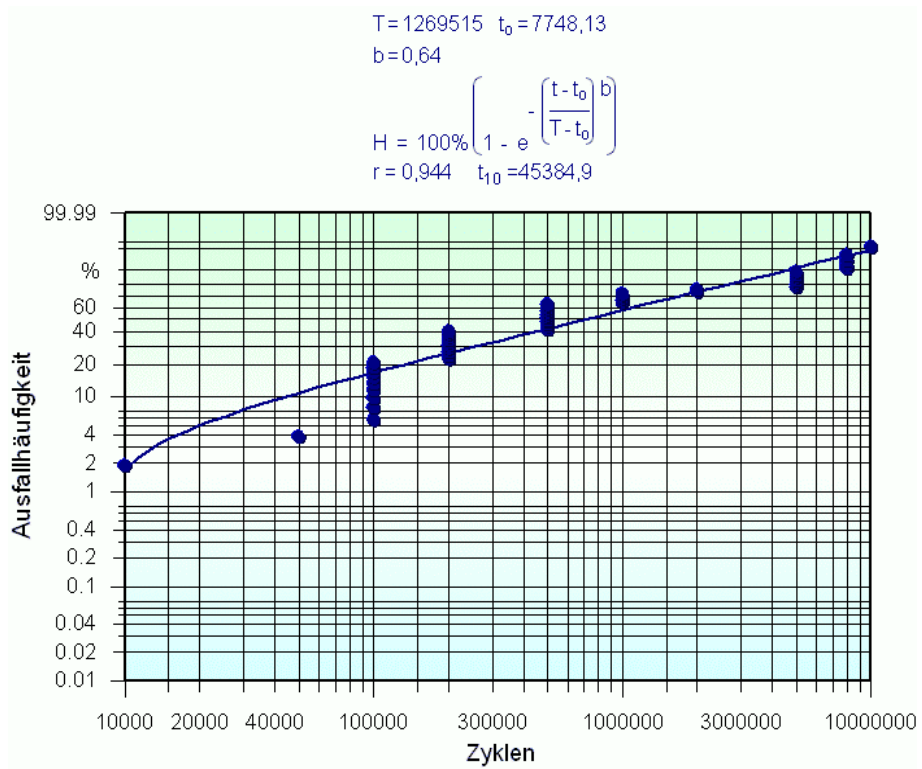


Bild 151: Schalterausfälle im Weibulldiagramm. Mindestlebensdauer t_0 ist etwa 8000 Zyklen, die charakteristische Lebensdauer T_0 liegt bei etwa 10^6 Zyklen.

3.6 Abschätzung des Kontaktabbrandes

Beim Ein- und beim Ausschalten fällt die im Stromkreis gespeicherte Energie an den Kontakten als Verlustleistung ab, die zur Kontaktterrosion führt, vgl. S. 57.

Von der Konstruktion des Schalters abhängig ist dabei die Form der Kontaktstücke, die sich gegenüber stehen und einen Kondensator bilden. Die hierin vorhandene Energie und ihr Beitrag zur Kontaktterrosion soll daher kurz abgeschätzt werden.

Die Form der Kontakte ist oben in [Bild 119](#) dargestellt: Zwei rechteckige Substratkontakte, die einem gemeinsamen Membrankontakt mit $\varnothing 1$ mm gegenüber stehen. Sie bilden damit zwei in Reihe geschaltete halbkreisförmige Kondensatoren.

Wird der Schalter betätigt, so steigt wegen des abnehmenden Spaltes seine Kapazität bis zum Schalten und der damit einher gehenden Entladung erst eines, dann des zweiten Kontaktpaares. Da bei der Reihenschaltung

$$C_{gesamt} = \frac{1}{1/C_1 + 1/C_2} \stackrel{C_1=C_2}{=} \frac{1}{1/C + 1/C} = \frac{C}{2},$$

ist die Entladungsenergie des zweiten Kontaktes doppelt so groß wie die des ersten.

Mit der Gleichung für die Auslenkung eines zweiseitig eingespannten Biegebalkens

$$w(x) = \frac{ql^4}{24EI_y} \left[\left(\frac{x}{l} \right)^2 - 2 \left(\frac{x}{l} \right)^3 + \left(\frac{x}{l} \right)^4 \right] = c \cdot \left[\left(\frac{x}{l} \right)^2 - 2 \left(\frac{x}{l} \right)^3 + \left(\frac{x}{l} \right)^4 \right] \quad (31)$$

(Auslenkung w , spezifische Längenbelastung q , Biegesteifigkeit EI_y) und mit Ätztiefe $5 \mu\text{m}$, Mittenauslenkung $w(x=l/2) = 4,9 \mu\text{m}$ und der Membrankantenlänge $l = 2100 \mu\text{m}$ wurden die ausgelenkte Membran als Parallelschaltung vieler differentiell kleiner Flächenstücke und zugehöriger Abstände betrachtet und diese numerisch integriert. Die Kapazität eines halben Schalters ergibt sich so zu $C_{1/2} = 5,07 \cdot 10^{-12}$ F. Die beim Einschalten frei werdende Feldenergie $W = 1/2 CU^2$ ergibt sich bei $U = 12$ V zu $W = 3,65 \cdot 10^{-10}$ J.

Würde diese Energie vollständig dazu verwendet, ein kleines Metallisierungsvolumen zu erwärmen, zu schmelzen und zu verdampfen, so wäre dazu die Energie $W = W_{therm} + W_{Schmelz} + W_{Siede}$ erforderlich.

Mit den thermischen Daten Siedetemperatur $T_b = 2960$ °C, Wärmekapazität (näherungsweise konstant) $c_p = 0,13$ J/gK, Schmelzwärme $W_m = 66,8$ J/g und Verdampfungswärme $W_b = 1750$ J/g sowie Dichte $\rho = 19,3$ g/cm³ von Gold [[337](#)] ist dies

$$(2960 - 20) \text{ K} \cdot 0,13 \text{ J/gK} + 66,8 \text{ J/g} + 1750 \text{ J/g} \approx 2200 \text{ J/g}$$

Mit den verfügbaren $3,65 \cdot 10^{-10}$ J ließe sich umgekehrt ein Volumen von $V = 0,01 \mu\text{m}^3$ verdampfen. Trotz der groben Abschätzung und der Vernachlässigung von Wärmeleitungsverlusten wird sie in [Bild 152](#) mit $2.500 \mu\text{m}^3 / 220.000 = 0,011 \mu\text{m}^3$ bestätigt.

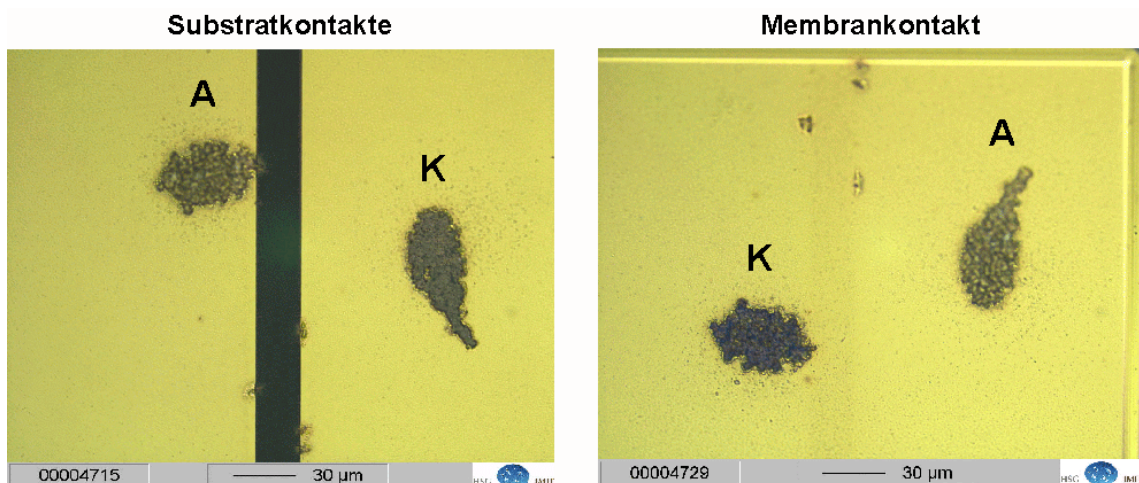


Bild 152: Erosionsflecken auf einem bei 12 V und 10 mA über 220.000 Zyklen gealterten Schalter. Markiert sind jeweils anodischer und kathodischer Brennfleck. Die gesamte Erosionsfläche auf einer Komponente ist $2500 \mu\text{m}^2$.

3.7 Betätigung des Schalterchips

3.7.1 Anforderungen und Wünsche

Der mikrotechnische Membranschalter stellt ein komplettes Schaltelement dar, das grundsätzlich ohne weitere Bearbeitung außer dem Anschluss an einen Stromkreis diesen öffnen und schließen kann. Unter anderem wegen seiner Kleinheit und Forderungen nach einem größeren Schaltweg, Nachlauf etc. müssen dennoch Hilfsmittel zur Betätigung²⁵ geschaffen werden. Tatsächlich ist die Form des Bauteils, die seine Funktion in einer für den Anwender geeigneten Weise zur Verfügung stellt, für den Erfolg der Entwicklung ausschlaggebend.

Folgende Ziele für die Gehäuseentwicklung wurden genannt:

- einfache Betätigung, d.h. weite Toleranzen, leichte Zentrierung des Stößels (soweit verwendet)
- Überlastfestigkeit
- Nachlauf (Über-Weg des Stößels nach Schließen des Schalters, vgl. S. 21) von 100 ... 500 µm
- Erhalt des geometrisch exakten Schaltpunktes

Dem gegenüber gilt für den Bauteilchip für sich genommen zunächst, [Bild 153](#):

- Die Mitte der Schaltmembran muss relativ genau getroffen werden
- Bruchgefahr beim Belasten des Membranrandes
- Das Schaltelement besitzt von sich aus keinen Nachlaufweg

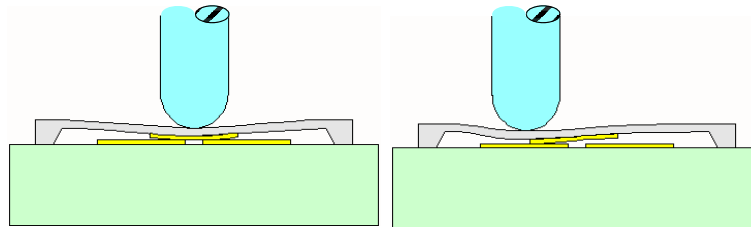


Bild 153: Da die zwei Kontakte auf dem harten Substrat über die Brücke kurz geschlossen werden müssen, ist relativ genaue Betätigung im Bauteilzentrum erforderlich.

3.7.2 Einfache Realisierungen

Es wurden einige Muster realisiert, die zumindest einen Teil der Wünsche der Anwender erfüllen. Im Mittelpunkt stand dabei das Hauptproblem, die Zentrierung des Betätigers bzw. die Betätigung genau in der Membranmitte, zu vereinfachen: Aufgrund der Breite 100 µm des Abstands zwischen den beiden Substratkontakten muss der Betätiger mit ± 50 µm Genauigkeit die Membranmitte treffen.

²⁵die hier benötigte Gehäusefunktionalität weicht also deutlich von der eines konventionellen Schalters, wie in 1.1.1.4 beschrieben, ab.

Variante 1: Komplettverguss des Bauteils mit Elastomer

Wir haben zunächst Bauteile auf Testleiterplatte mit einem Elastomer mit definiertem Volumen komplett vergossen, [Bild 153](#).



Bild 154: Schalter auf Demonstratorleiterplatte, komplett vergossen

Vorteile:

- leicht betätigbar
- Schaltelement incl. Anschlüsse gut geschützt
- extrem einfacher Aufbau
- sehr preisgünstig
- SMD-fähig (je nach Vergussmasse)
- Nachlaufweg zwar klein, aber vorhanden

Nachteile:

Der Verguss verformt sich nicht ausreichend reproduzierbar
→ weniger definierter Schaltpunkt

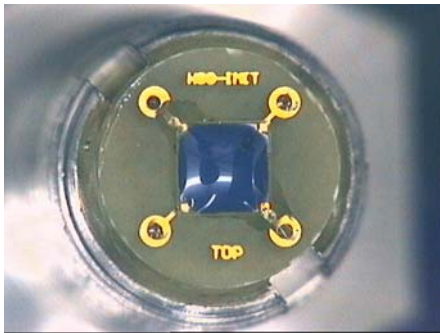


Bild 155: Schalter auf Demonstratorleiterplatte, nur Chip vergossen

Variante 2: Ungehäustes Schaltelement teilweise vergossen

Als verbesserte Variante wurde daher die Chipoberfläche allein mit einer definierten Menge eines Elastomers bedeckt, die elektrischen Anschlüsse wurden je nach Erfordernis geschützt, [Bild 155](#).

Vorteile:

- extrem einfacher Aufbau
- sehr preisgünstig
- SMD-fähig (je nach Vergussmassen)
- kleiner Nachlaufweg

Nachteile

- Schaltelement nicht so gut geschützt
- Schaltpunkt durch unterschiedliches Verhalten (auch Kriechen) des Elastomers weniger definiert

Variante 3: Gehäustes Schaltelement, vergossen

In einem dritten Ansatz, der die Vereinfachung der Zentrierung mit dem Erhalt der exakten Schaltpunktlage verbindet, wurde der elastische Verguss in einem Gehäuse gefasst, [Bild 156](#). Nimmt man an (was nicht vollkommen, aber in hier ausreichendem Maß erfüllt ist), dass das Elastomer inkompressibel sei und nicht plastisch fließe – so dass es z.B. nicht durch den engen Spalt zwischen Kugel und Gehäuse herausfließt – und dass das Gehäuse selbst sich unter der aufgetragenen Belastung nicht nennenswert verforme, so ist das Verschiebevolumen der eingesetzten Stahlkugel gleich dem Verformungsvolumen der Membran.

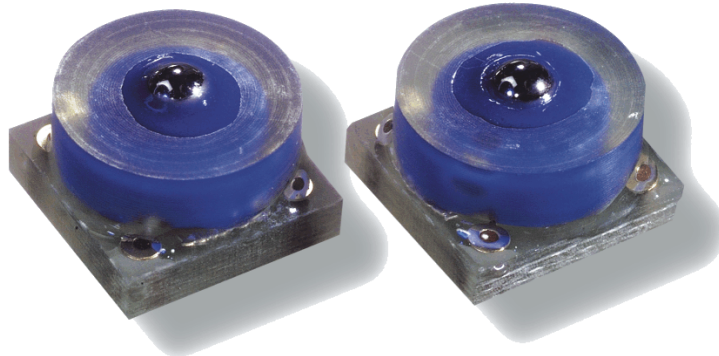


Bild 156: Schalter auf Demonstratorleiterplatte, im Gehäuse vergossen

Vorteile:

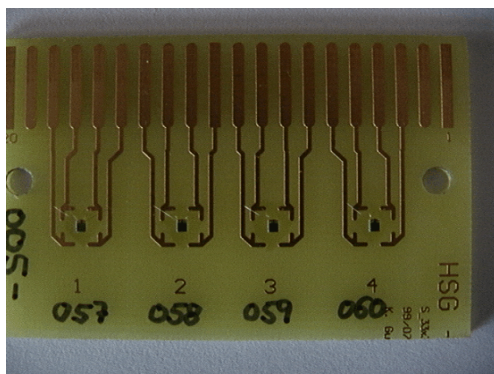
- sehr einfache Konstruktion
- preisgünstig
- je nach Materialwahl SMD-fähig
- genauer Schaltpunkt

Nachteil:

- etwas aufwändigerer Aufbauprozess
- kaum Nachlaufweg

Variante 4: Gehäustes Schaltelement mit Federstößel

Die drei bisherigen Varianten sind einfach und kostengünstig zu realisieren, liefern aber nicht den für sogenannte Mikroschalter typischen Nachlauf des Betätigers, vor allem nicht in Kombination mit exaktem Schaltpunkt. In Zusammenarbeit mit einem Schalterhersteller wurde daher eine einfache Federkonstruktion entworfen, die beides in ausreichendem Maße vereinen soll und im nächsten Kapitel vorgestellt wird.



Laborvariante: Ungehäuste Chips auf Testleiterplatte

Für die Halterung der Bauteile zur Charakterisierung wurde eine Leiterplatte entwickelt, auf der die Chips über eine Schablone justiert montiert und durch Drahtbonden kontaktiert wurden.

Die Leiterplatte trägt zwei symmetrische Reihen à 4 Schalter; sie wird durch einen Mehrfach-Steckverbinder angeschlossen und ermöglicht die automatische Vermessung der 4 Chips auf einer Seite.

3.7.3 Schnappende Betätigung

Grundsätzlich ist für schaltende Kontakte eine schnappende, schlagartige Betätigung – z.B. wie auf S. 26 beschrieben – wünschenswert, um zum Einen schnell vom strom- und damit verlustleistungslosen offenen Zustand ($R \rightarrow \infty$) in den geschlossenen und (idealer Weise) ebenfalls verlustleistungslosen Zustand mit $R \approx 0$ zu wechseln. Da die Zeit mit $0 < R < \infty$ sehr kurz ist, fällt dann nahezu keine die Kontakte zerstörende Energie ab. Zum Anderen kann die Betätigungskraft mit einer kleinen Schwingung überlagert sein, die genau am Betätigungs-Schwellwert zu hochfrequentem Öffnen und Schließen führen und den Kontakt binnen Kurzem zerstören könnte.

Zusätzlich zu den oben beschriebenen Beispielen sind Schnappfunktionen u.A. auch in geprägten Membranen wie Schnappscheiben realisiert. Hier wird eine ausgewölbte Membran von einer Gleichgewichtslage in eine andere bewegt; der Energieaufwand zur Überwindung eines gespannten Zustandes wird dabei in Beschleunigung umgesetzt.

Wir hatten bereits früher in einer unveröffentlichten Arbeit Siliziummembranen plastisch verformt, was oberhalb von ca. 600 °C leicht möglich ist. Eine Siliziummembran wurde dabei innerhalb eines Ofens auf eine Unterlage mit Vakuumböhrung gelegt und erwärmt. Nach wenigen Minuten war die Elastizitätsgrenze so weit abgesunken, dass die höchst belasteten Bereiche zu gleiten begannen und die Membran bleibend verformt wurde, **Bild 158**.

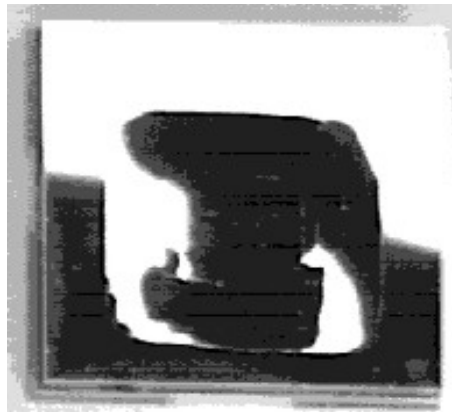


Bild 158: Bei 650 °C plastisch verformte Siliziummembran, Kantenlänge 5 mm.

Für praktische Anwendungen mit weiterer mechanischer Belastung – gar Umschnappen in den zweiten Gleichgewichtszustand – war das Ergebnis jedoch nicht zu gebrauchen: Die Obere Fließgrenze ist in versetzungsarmem Silizium nach [338 und 339] so stark überhöht, dass nur die wenigen Bauteilbereiche mit der höchsten Belastung fließen, die benachbarten jedoch nicht. Das Resultat ist ein hoch verspanntes Bauteil mit extremen Spannungsgradienten, das bereits bei leichter Belastung bricht.

Abhilfe wäre denkbar durch ein dehnungs- statt belastungsgesteuertes Umformen, das uns allerdings nicht praktikabel erschien.

Ätztechnisch konnte ebenfalls keine sinnvolle Möglichkeit gefunden werden, eine Schnappmembran zu erzeugen, da die so realisierbaren Oberflächen zu stark eingeschränkt sind.

Wird eine mechanische Schnappfunktion gefordert, so muss diese daher außerhalb des Siliziumbauteils erzeugt werden.

Es sollte jedoch nicht vergessen werden, dass der Schaltvorgang selbst bereits ein nichtlinearer Vorgang ist, der physikalisch durch das Einsetzen der Leitfähigkeit und das Abreißen der Schmelzbrücke eine dem Schnappen vergleichbare Funktion liefert.

3.7.4 Schließen bei Abkühlung?

Ein Projektpartner, der die Schalter in seiner Applikation testete, berichtete uns von seiner Beobachtung, die Schalter schlossen bei Abkühlung auf -40 °C . Grundsätzlich ist dieser Effekt nicht ausgeschlossen, da sich das Gasvolumen in der Schaltkavität kontrahiert und der Innendruck absinkt. Andererseits ist das Volumen nicht dicht abgeschlossen, so dass ein Druckausgleich stattfinden kann. Obwohl der Effekt nicht reproduziert werden konnten, wurde das Verhalten bei Abkühlung numerisch berechnet. Unter der Annahme eines hermetisch dicht geschlossenen Schaltraumes und Berücksichtigung des Bimetalleffekts zwischen Siliziummembran und Goldauflage ergab sich eine Auslenkung um $1,95\text{ }\mu\text{m}$. Schließen könnte damit zwar im Fall fortgeschrittener Materialwanderung theoretisch auftreten, erscheint aber nicht plausibel. Als Grund wahrscheinlicher ist eher ausfrierende Luftfeuchtigkeit zwischen den nicht weiter geschützten elektrischen Anschlüssen.

4 Optimierter mikrotechnischer Schalter

4.1 Zusammenfassung

Zum vorläufigen Abschluss der Schalterentwicklung werden zwei Varianten vorgestellt, die funktionell und von der Wirtschaftlichkeit her etwa gleichwertig sind.

Eine der beiden Varianten beinhaltet ein Glassubstrat der Dicke 500 μm mit einer aufgebondeten Schaltmembran von ca. 30 μm Dicke und planer Oberfläche, während die andere auf dem gleichen Substrat eine 300 μm starke Silizium-Komponente mit erhabenem Rahmen um die Schaltmembran trägt.

Bei Chipabmessungen von $1 \times 1,4 \text{ mm}^2$ und einer Schaltweite von 2 μm werden unter 14 V und 10 mA elektrischer Last elektrisch-mechanische Lebensdauern von einigen Millionen Schaltspielen erreicht; der Ausfall erfolgt bei sachgemäßer Betätigung durch Materialwanderung und schließlichem Kurzschluss. Der Kontaktwiderstand incl. Zuleitungsverlusten auf dem Chip bleibt davor im Bereich um 1 Ω .

Der Prozess ist von seiner Komplexität und erzielbaren Ausbeute her für die Produktion geeignet und mit Standardanlagen der mikrosystemtechnischen Produktion durchführbar.

4.2 Aufbau

Der bei der Entwicklung des Prototypen erreichte Stand beinhaltete bereits einen mikromechanischen Schalter, der die technischen Anforderungen erfüllte, dessen Abmaße – und damit die Anzahl der pro Wafer realisierbaren Bauteile – jedoch noch nicht die gesetzte Grenze der Produktionskosten einhalten konnte. Höchste Priorität hat in diesem Abschnitt demnach die Entwicklung eines Bauteils zu geringst möglichen Kosten.

Die beiden Ansätze zu diesem Ziel bestehen in weiterer Reduzierung der Chipabmessungen – eventuell zuzüglich Vergrößerung des Waferdurchmessers – und in weitest möglicher Vereinfachung des Prozesses, d.h. Reduzierung der Bearbeitungsschritte und Erhöhung der Ausbeute, vgl. Abschnitt “Herstellungsprozess”.

Die Minimierung der Abmessungen bedingte den Verzicht auf das (ohnehin nur für Labortests benötigte) zweite Anschlusspaar zur Messung des Kontaktwiderstands in Vierleitertechnik. Zur leichteren elektrischen Kontaktierung wurden die elektrischen Anschlüsse in den Bereich der Bauteilecken gelegt; dies erforderte allerdings zwei Zugangsfenster pro Bauteil in der Siliziummembran, während neben einander liegende Anschlüsse mit einem Zugangsfenster hätten erschlossen werden können.

Dieser Minimalschalter mit **planer Membran** ist in [Bild 159](#) dargestellt.

In diesem Projekt war von Anfang an vorgesehen, wirtschaftlich fertigbare Komponenten und Systeme zu entwickeln. Zu diesem Zweck wurde eng mit einem Hersteller („Foundry“) zusammen gearbeitet, der am Ende des Projektes einen beispielhaften Produktionsdurchlauf mit einer für fundierte Aussagen zur Wirtschaftlichkeit ausreichend großen Wafermenge durchführen sollte.

Bei der Planung des Prozesses zeigte sich, dass der vorgesehene Hersteller die dargestellte plane Variante nicht realisieren konnte; zur Nutzung seiner Fabrikationslinie mussten die Konstruktion angepasst und die Technologie auf getrennte Prozessierung des Siliziumwafers umgestellt werden, also in einen Prozess, in welchem beide Komponenten erst nach Fertigbearbeitung zusammengefügt werden. Dies bedeutet allerdings, dass der Siliziumwafer während seiner Bearbeitung eine zur Handhabung ausreichende Steifigkeit benötigt und nicht wie in der planen Variante komplett abgedünnt werden kann. Eine **zweite Variante** wurde deswegen parallel hergestellt, die wegen des Platzbedarfs der beim Ätzen entstehenden $\{111\}$ -Flächen geringfügig größere Abmaße aufweist, [Bild 160](#).

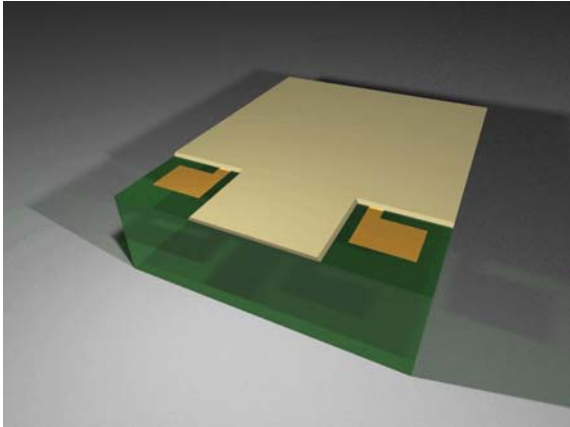


Bild 159: Schalter mit planer Siliziummembran auf Glassubstrat (CAD-Zeichnung)

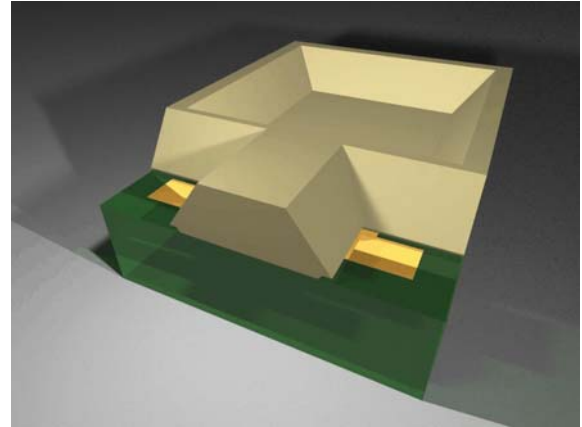


Bild 160: Schalter mit strukturierter Siliziummembran auf Glassubstrat (CAD-Zeichnung)

4.3 Herstellungsprozess

4.3.1 Plane Membran

Der Herstellungsprozess, [Bild 161](#), folgt dem oben vorgestellten Prototypen. Ein deutlicher limitierender Faktor in der Ausbeute des ersten Prozesses bestand in der Festlegung der Membrandicke durch genaue Steuerung des Ätzprozesses. Das Hauptproblem liegt darin, dass von der Oberseite her Fenster geöffnet werden müssen, durch welche später der Zugang zu den Bondanschlüssen erfolgen kann. Hierbei darf jedoch keine Ätzlösung mit der Metallisierung der Anschlüsse in Berührung kommen. Bisher war dies derart gelöst worden, dass eine Siliziummembran über den Anschlüssen belassen wurde, welche beim Trennen des Wafers zerstört werden sollte. Dies geschah allerdings in der Praxis nur unvollkommen, was den Draht-Bondprozess behinderte.

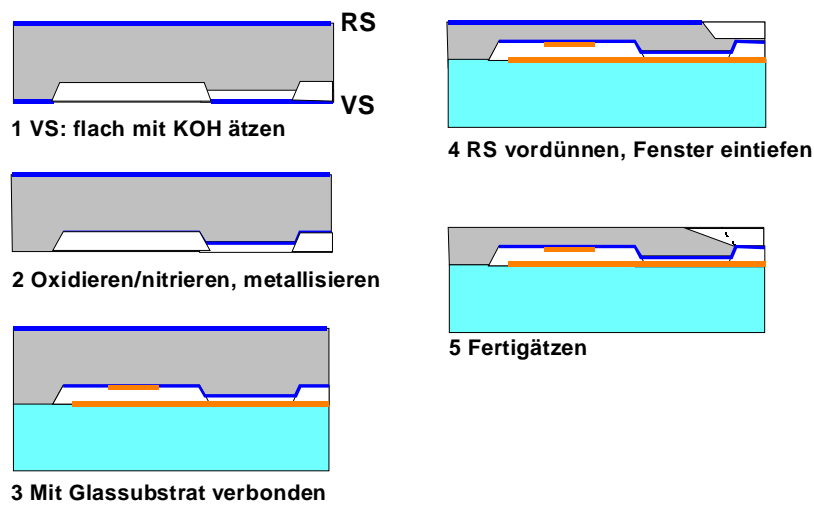


Bild 161: Prozessablauf für Membranschalter mit planer Membran, Schema. Die Ätzung in Schritt 1 umfasst 2 Niveaus.

In dieser Generation wurde daher im Fensterbereich alles Silizium-Material durch Ätzen entfernt, bis das Fenster nur noch von einer sehr dünnen Membran aus Siliziumnitrid überspannt wurde. Diese steht unter so hoher Eigenspannung, dass sie sich beim Trennen sicher auflöst, gleichzeitig aber dem Ätzmittel – richtige Prozessführung vorausgesetzt – widersteht.

In Stichworten ist damit der Prozess wie folgt:

- VS (Bondseite) 3 μm ätzen
- Oxidieren, nitrieren
- VS: Oxid / Nitrid strukturieren (Isolation, Nitridmembran)
- VS: Metallisieren
- Anodisch bonden
- Nitrid und Oxid stripfen
- Si auf 70 μm dünnen
- PECVD-Nitrid aufbringen und Bondfenster öffnen
- Bondfenster 20 μm eintiefen
- Weitere 50 μm dünnen bis zum Durchbruch der Fenster

4.3.2 Strukturierte Membran

Dieses Design erfordert abgesehen vom anodischen Bonden als letztem Prozessschritt weitere Änderungen im Prozessablauf, da z.B. auf einem Wafer mit derart starkem Relief keine Photolithographie mehr stattfinden kann. Der veränderte Prozess ist in **Bild 162** skizziert. Wie in der planaren Variante wird zunächst das Relief der später dem Glaswafer zugewandten Vorderseite geätzt, anschließend die Rückseite, jedoch lokal statt ganzflächig. Die Metallisierung findet als letzter Schritt vor dem Bonden statt, wobei die Strukturierung durch Sputtern durch eine Schattenmaske hindurch erfolgt.

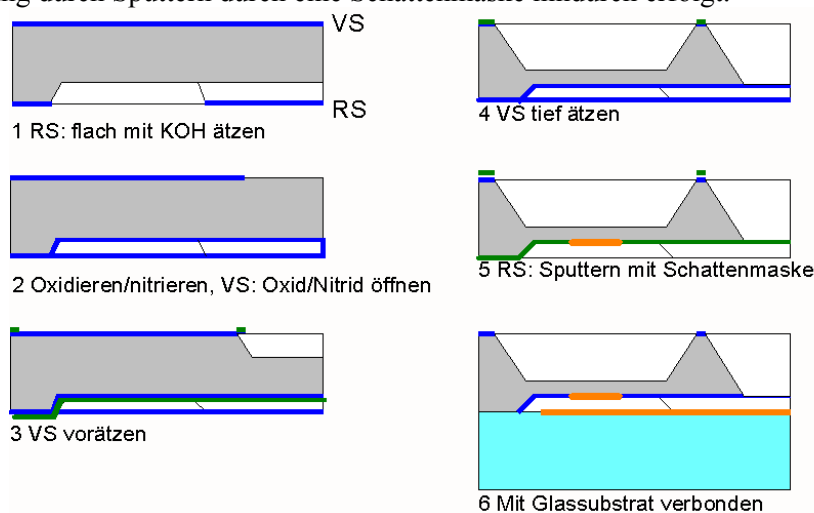


Bild 162: Prozessablauf für Membranschalter mit strukturierter Membran, Schema.

Die Prozessschritte sind damit für den Siliziumwafer:

- RS (Bondseite) 5 μm tief in KOH ätzen
- Oxidieren, nitrieren
- VS: Nitrid und lokal Oxid öffnen, 20 μm ätzen
- Oxid stripfen
- VS: Zweite KOH-Ätzung (270 μm)
- Nitrid stripfen, darunterliegendes Oxid stehen lassen
- RS: metallisieren
- Anodisch bonden

Beide oben dargestellte Prozessabläufe verwenden auf einer Waferseite einen doppelten Ätzschritt. Da nach der ersten Ätzung wegen des Oberflächenreliefs keine Photolithographie mehr möglich ist, wird

dieser mit einer doppelten Ätzmaske durchgeführt, welche in zwei Stufen geöffnet werden kann [340], **Bild 163**:

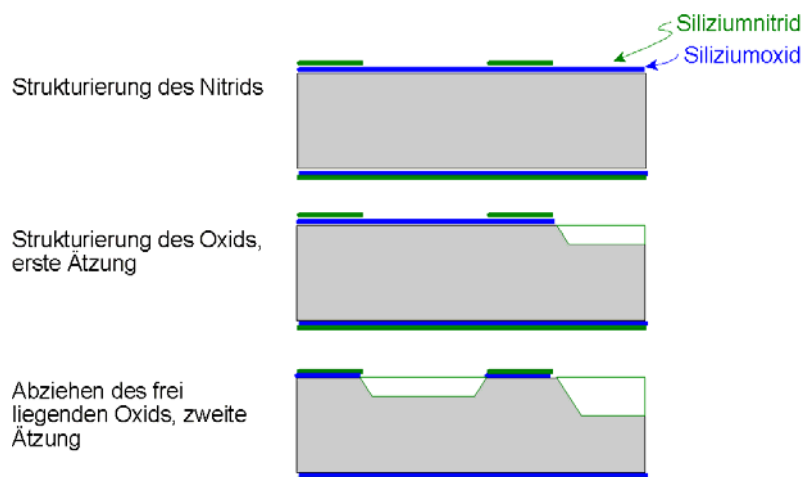


Bild 163: Ätzung auf zwei Niveaus mit zwei Maskierschichten

4.4 Layout

4.4.1 Membrangröße

Für eine Metallisierung der Dicke $1\ \mu\text{m}$ wird eine minimale Schaltweite von $5\ \mu\text{m}$ vorgegeben, damit diese nicht nach einigen Zyklen durch Materialwanderung überbrückt wird, obwohl theoretisch bereits $1\ \mu\text{m}$ genügen sollte (s.o. “2.1 Bestimmung der erforderlichen Schaltweite”). Nach den Festigkeitsversuchen (“2.3 Belastbarkeit von Membranen”) wird dies von einer Membran größer als $260 \times 260\ \mu\text{m}^2$ ertragen.

Zusätzlich wurde die später dimensionierte plane Variante mit dem Finite-Elemente-Programm ANSYS [341] modelliert und die Membran flächig mit Druck belastet. Gegenüber der Belastung mit einer zentrischen Einzelkraft ist zwar auf diese Weise eine geringfügig höhere Last zur Erreichung einer bestimmten Auslenkung erforderlich, andererseits muss die Schaltmembran real ohnehin auf einer gewissen Fläche belastet werden. Die Rechnung lieferte $300\ \text{MPa}$ als größte Hauptspannung bereits bei einer Auslenkung von $2\ \mu\text{m}$, **Bild 164**; standardmäßig wurde nichtlinear gerechnet, obwohl die Auslenkung von $2\ \mu\text{m}$ gegenüber der Membrandicke von $20\ \mu\text{m}$ klein ist.

Um Membranüberlastung auszuschließen, wurde daher bei dieser Variante die Schaltweite auf $2\ \mu\text{m}$ begrenzt.

Für die planare Membran wurde so eine erforderliche Last von $2,4\ \text{MPa}$ errechnet bei einer maximalen Materialspannung von $310\ \text{MPa}$. Änderungen der Membrandicke durch Prozesstoleranzen um $2\ \mu\text{m}$ bewirken $\pm 0,8\ \text{MPa}$.

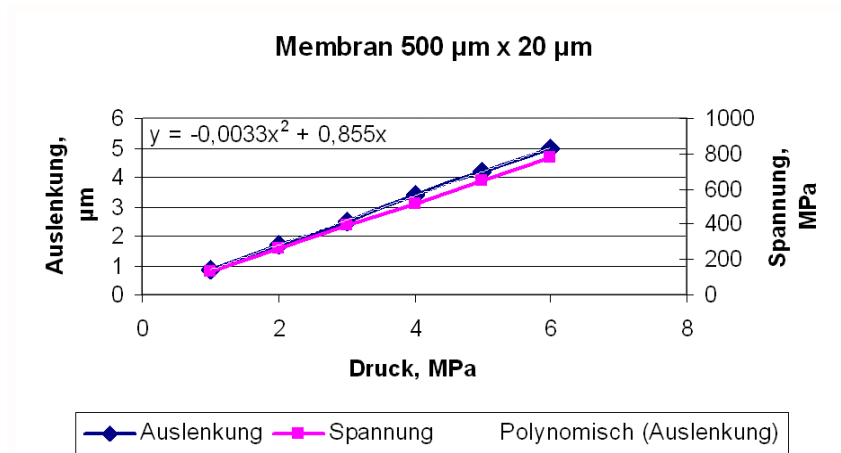


Bild 164: Errechnete Membranauslenkung und maximale Materialspannung (erste Hauptspannung, Bruchkriterium für spröde Materialien) abhängig vom Druck auf die Membran. 2 µm Auslenkung werden bei 2,4 MPa erreicht.

4.4.2 Layout planarer Schalter

Das Chiplayout der planaren Variante ist in [Bild 165](#) wiedergegeben. Die Maße werden in erster Linie von der freien Membrankantenlänge 530 µm (minimal 500 µm + 5*√2 + Sicherheitszugabe 5 %) bestimmt. Die Membran wird von einem 220 µm breiten Bondbereich umgeben. Mit einer Sägespur von 130 µm ergibt sich die Chipbreite zu 1100 µm.

Die Metallisierung weist den erforderlichen Randabstand von 36 µm auf. Mit Anschlussflächen von 300 x 300 µm² und 175 µm Abstand der Anschlussfläche von der Silizium-Stufe ergibt sich die Chiplänge zu 1550 µm.

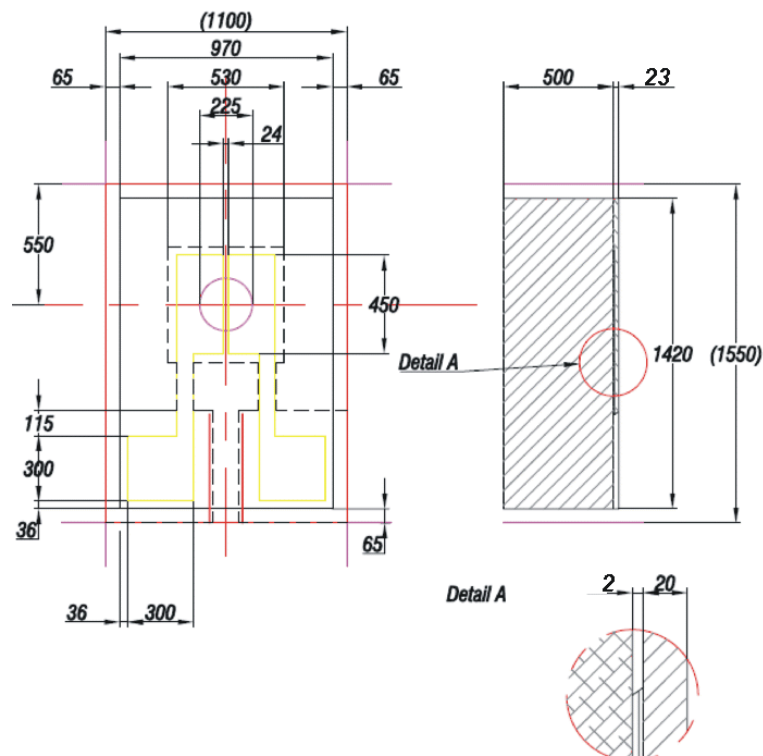


Bild 165: Zeichnung des planaren Schalters mit Maßen. Rot: Sägeraster. Mit einem Sägeblatt der Dicke 130 µm verringern sich die Außenmaße um diesen Betrag.

Die beiden Substratelektroden sind im Schaltbereich durch einen Spalt von $24\ \mu\text{m}$ getrennt. Dies ist weniger als die Hälfte des Spaltes des ersten Prototypen und erleichtert die Betätigung. Von der Kante der Kavität wird ein Abstand von etwa $40\ \mu\text{m}$ vorgesehen.

4.4.3 Layout Schalter mit Membranrahmen

Bild 166 zeigt das Layout der zweiten Schaltervariante. Sie folgt weit gehend der ersten, musste allerdings wegen des Platzbedarfs der Ätzung von der Vorderseite etwas größer gestaltet werden. In einer früheren, unveröffentlichten Untersuchung zu den Spannungen in Silizium-Bauteilen hatte sich gezeigt, dass bei zweiseitiger Membranätzung die druckbelastete (Ober-) Seite etwas größer dimensioniert werden sollte als die Unterseite. Mit $500\ \mu\text{m}$ minimaler Membrankantenlänge auf der Unterseite wurde daher die von der Oberseite geätzte Membran zu $590\ \mu\text{m}$ dimensioniert, weist also einen Überstand von $45\ \mu\text{m}$ über die Unterseitenätzung auf. Mit einer Ätztiefe von $(300 - 20 - 5)\ \mu\text{m} = 275\ \mu\text{m}$ ergibt sich eine Maskenöffnung von $970\ \mu\text{m}$. Da auf dem verbleibenden Rahmen mit einem Blatt der Breite $130\ \mu\text{m}$ gesägt werden muss, wurde er sicherheitshalber mit einer Breite von $210\ \mu\text{m}$ ausgelegt. Das Rastermaß vor dem Sägen beträgt somit $1180 \times 1700\ \mu\text{m}^2$.

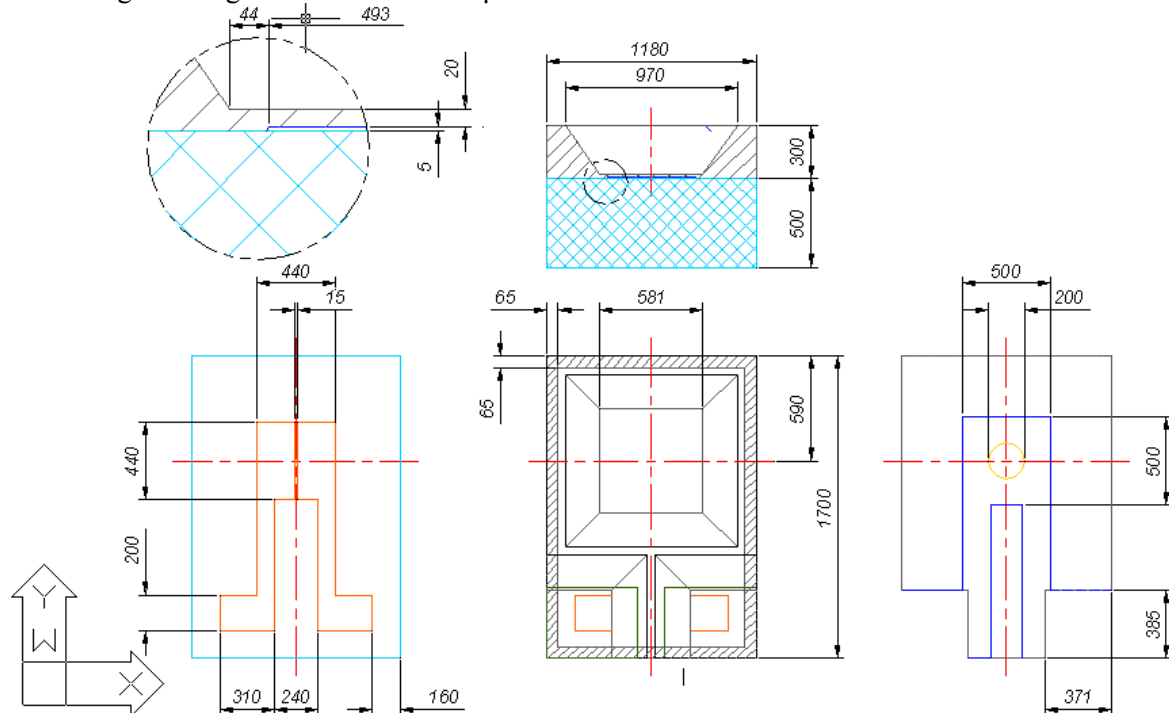


Bild 166: Zeichnung des Schalters mit rahmenförmiger Membran. Oben links: Detail im Maßstab 5:1. Unten links: Ansicht des Glaschips von oben, unten rechts: Ansicht des Silizium-Chips von unten; Mitte: Bauteil von oben.

4.5 Gehäusetechnik

Zur Charakterisierung der Bauteile wurden die Schalterchips auf die bereits für den Prototypen verwendeten Testleiterplatten aufgesetzt und durch Drahtbonden kontaktiert, **Bild 167** und **Bild 168**:

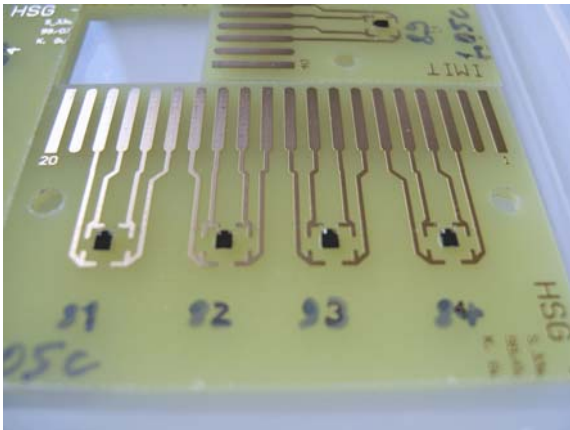


Bild 167: Messhalterung mit vier Schaltern zur parallelen Vermessung

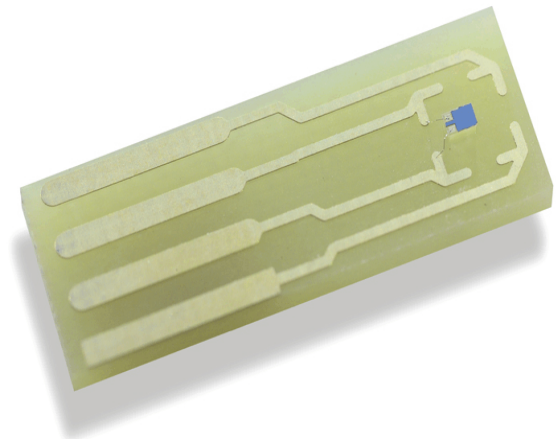


Bild 168: Planer Schalter auf Testleiterplatte, Einzelteil

In diesem Zustand wurden sie gealtert und vermessen, wobei entweder die im vorherigen Kapitel beschriebene flexible Spitze oder eine Stahlkugel $\varnothing 1$ mm verwendet wurde. Die Variante der lokal geätzten Membran mit Rahmen bietet hierbei den Vorteil, dass die Rahmenstruktur die Stoßelspitze auf die Membranmitte zentriert.

Zum Einsatz des Schalterchips unter den spezifizierten Anwendungsbedingungen wurde ein beispielhaftes Gehäuse entworfen und realisiert, das auf die im vorigen Kapitel dargestellte Gehäuseentwicklung zurück geht [342]. Sein Aufbau orientiert sich an den Zielen

- maximaler Einfachheit
- minimaler Teilezahl
- einfacher Montage
- Verzicht auf die typische Funktion der Kapselung des Schaltraumes, da diese bereits vom gekapselten Schalterchip übernommen wird
- Realisierung einer möglichst direkten Übertragung des Betätigungswegs auf die Membran
- Ermöglichung eines Überhubs
- Beschränkung auf Montagetechnologien, die in der Feinwerktechnik verbreitet sind

Dieser Vorschlag stellt sich damit dar wie in [Bild 169](#):

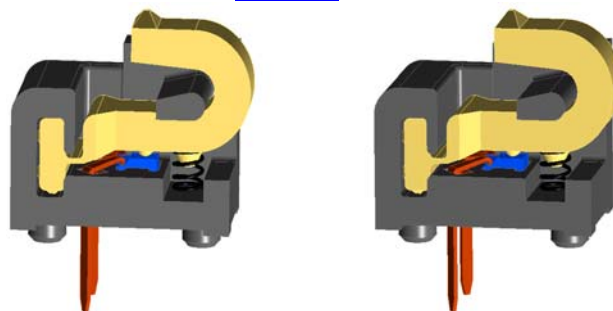


Bild 169: Einfachgehäuse für mikrotechnischen Membranschalter, Stereografie.

Der Grundkörper (grau) trägt und fixiert die Einzelkomponenten: Den Schalter (blau), zwei Anschlussfahnen, eine Biegefeder (gelb) und eine Druckfeder (schwarz).

Die Stromführung erfolgt in diesem Beispiel unter Beschränkung auf feinwerktechnische Fertigungsverfahren nicht über aufgebondete Drähte, sondern über von oben eingepresste Anschlüsse, die mit dem Chip über einen Klemmkontakt verbunden sind. Dies schließt jedoch eine höherwertige Variante mit passivierten Drahtbonds nicht aus.

Die steife Biegefeder besitzt ein biegeweiches Gelenk; sie wird von der Vorderseite her in den Grundkörper eingepresst. Unter äußerer Last stützt sie sich über einen Nocken auf der Schaltmembran ab. Erst nach Erreichen des Schaltpunktes gibt die Feder in sich weiter nach, um den Überhub von 100 μm zu verwirklichen und legt sich bei noch höherer Belastung an eine im Grundkörper vorgesehene Stütze an. Der gesamte Betätigungsablauf ist in [Bild 170](#) wiedergegeben.

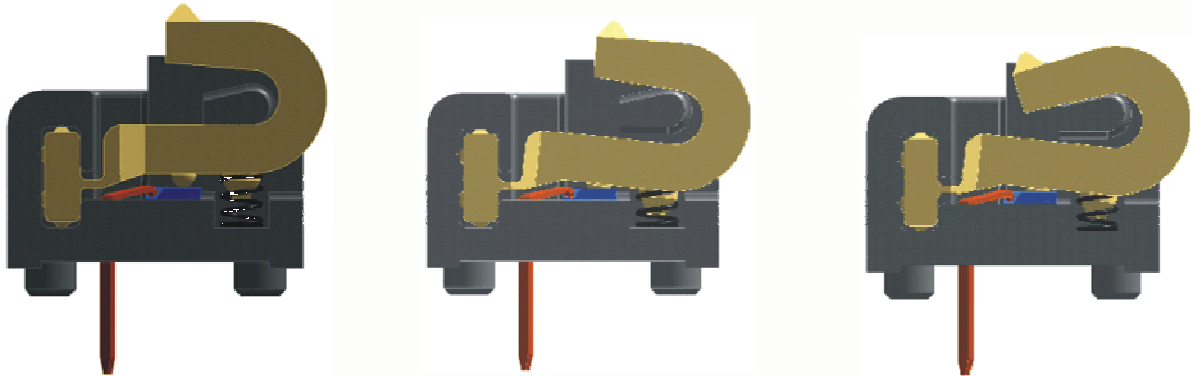


Bild 170: Betätigungsablauf des Schalters mit Gehäuse: Unter äußerer Last stützt sich der Hebel (gelb) auf der Schaltmembran und einer weichen Druckfeder ab. Nachlauf und Überlastfestigkeit werden durch anschließende Verformung des Hebels erreicht, der in seiner Endlage von einem Vorsprung im Grundkörper aufgefangen wird. Die Rückstellung wird durch die Druckfeder erleichtert.

4.6 Testergebnisse

4.6.1 Plane Membran

Die Bauteile wurden nach dem oben beschriebenen Standardablauf charakterisiert, d.h. auf eine Eingangsmessung folgten elektromechanische Alterungsläufe verschiedener Dauer und nach deren Ablauf jeweils erneute Charakterisierung.

Wie oben beschrieben, wurden zwei Betätigungsspitzen verwendet. Die Gummispitze lieferte wegen der gleichmäßigeren Membranbelastung reproduzierbar kleinere zum Schalten erforderliche Lasten, [Tabelle 14](#) und [Tabelle 15](#):

Tabelle 14: Kenngrößen des Schalters mit planer Membran, Betätigung mit Stahlkugel \varnothing 1 mm, 94 Proben

Größe	Wert	Standardabweichung
Trennwiderstand R_{off} bei 12 V	$2 \cdot 10^{10}$ bis $1,2 \cdot 10^{12} \Omega$	
Einschaltkraft F_{em}	124 mN	21 mN
Ausschaltkraft F_{aus}	116 mN	27 mN
Standardwiderstand R_{IN}	$0,7 \Omega$	$0,2 \Omega$

Tabelle 15: Kenngrößen des Schalters mit planer Membran, Betätigung mit weicher Spitze, 32 Proben

Größe	Wert	Standardabweichung
Trennwiderstand R_{off} bei 12 V	$1,1 \cdot 10^{10}$ bis $1,2 \cdot 10^{12} \Omega$	
Einschaltkraft F_{ein}	58 mN	26 mN
Ausschaltkraft F_{aus}	72 mN	56 mN
Standardwiderstand R_{IN}	$0,7 \Omega$	$0,2 \Omega$

Für die Alterung wurde eine neue Testvorrichtung erstellt, die die Proben mit Piezobiegern belastet und dabei Prüffrequenzen von bis zu 1 kHz erreichen kann. Um keine praxisferne Wechselwirkung zwischen Schaltzyklen, z.B. übermäßige Erwärmung, zu generieren, wurde die Alterung jedoch nur mit 50 Hz durchgeführt, [Bild 171](#).

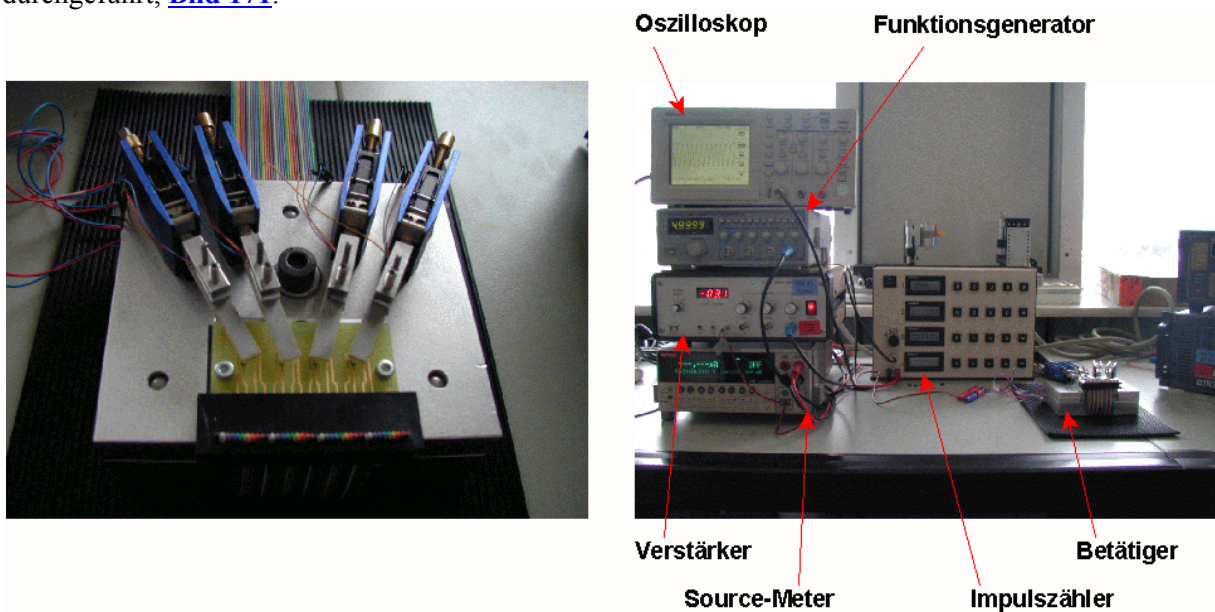


Bild 171 – Verbesserter Alterungsstand: 4 Schalterproben werden parallel von Prüfspitzen mit Piezobiegern belastet, die ihrerseits in dreiaxsig bewegliche Halterungen eingespannt sind (links). Rechts: Gesamtansicht mit weiteren verwendeten Geräten.

Den Verlauf der Alterung eines Schalters gibt [Bild 172](#) wieder. Die Schaltcharakteristik verschiebt sich während der Lebensdauer nur wenig; in der einfachen $R(F)$ -Messung zeigt sich eine geringfügige Tendenz zur Ab- statt der erwarteten Zunahme der Schaltkraft bei Alterung.

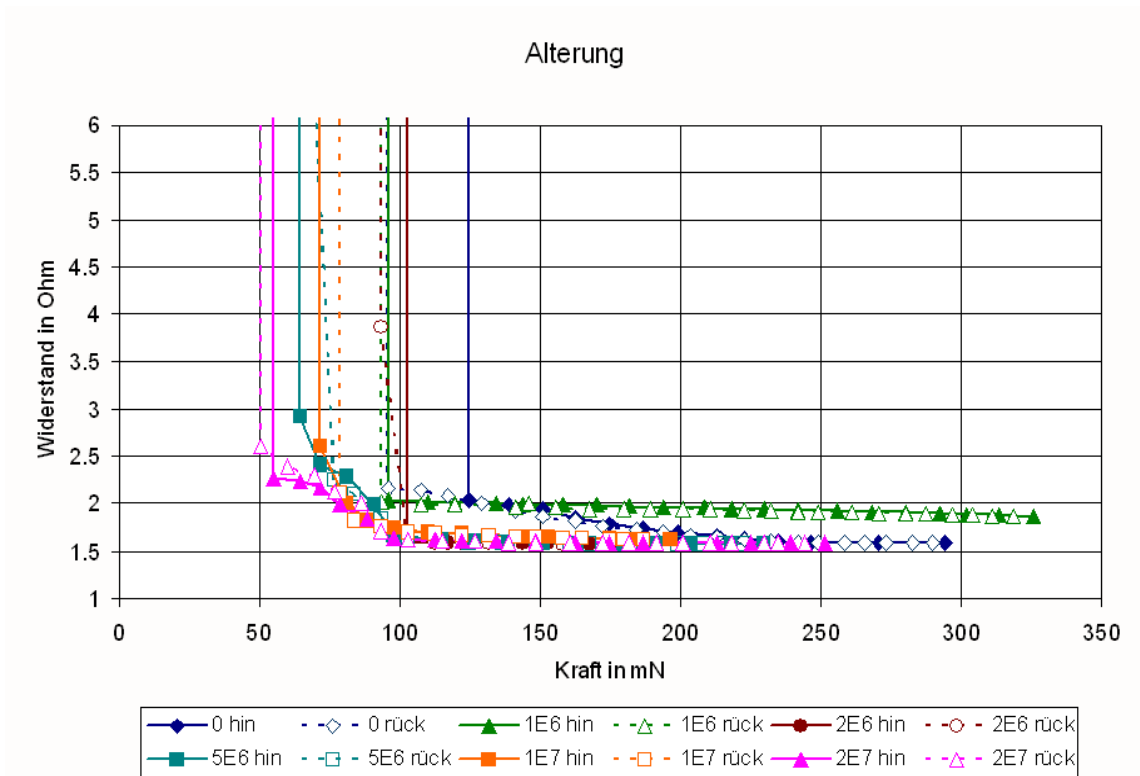


Bild 172: Alterung eines Schalters bis zu $2 \cdot 10^7$ Zyklen. Einschaltkurven sind durchgezogen, Ausschaltkurven unterbrochen. Der Schalterpunkt verschiebt sich langsam zu kleineren Kräften

Dieser Effekt der Schalterpunktverschiebung wurde genauer untersucht, indem das Bauteil nicht kraftgesteuert, sondern über einen Piezovorschub fein aufgelöst weggesteuert belastet wurde, [Bild 173](#).

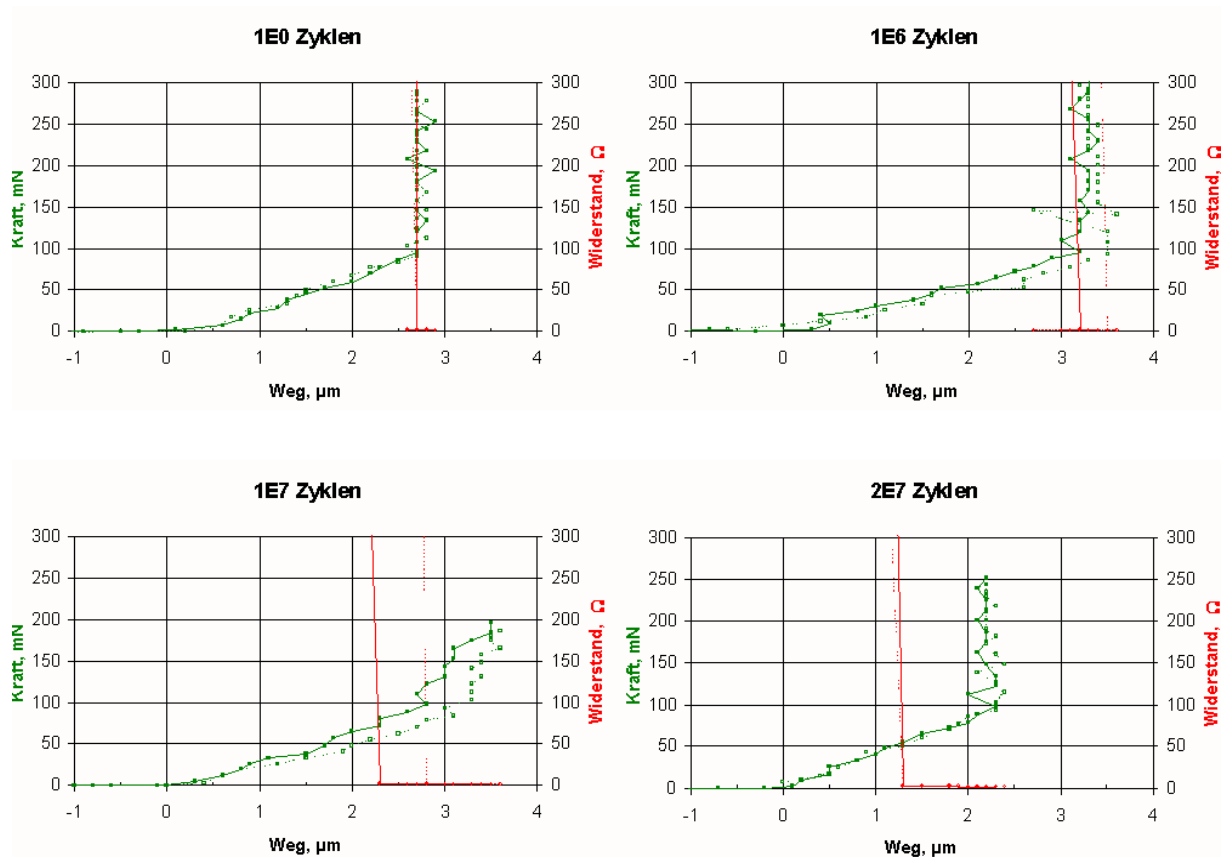


Bild 173: Alterungsmechanismus Feinwanderung mit Schaltpunktverschiebung. Grün: Kraft, rot: Widerstand. Ausgezogene Kurve: Einschalten, unterbrochen: Ausschalten.

In dieser Messung decken sich zunächst mechanischer (**Kraft-Kurve, grün**) und elektrischer (**Widerstands-Kurve, rot**) Kontakt. Nach Alterung wandern diese auseinander, und zwar tritt elektrischer Kontakt bei geringerer Membranverformung auf als mechanischer. Eine zwanglose Erklärung hierfür ist, dass sich unter Materialwanderung Spitzen bilden, die bei Berührung den Strom leiten, in der Kraftmessung aber nicht nachgewiesen werden. Dies wird auch durch die optische Untersuchung, [Bild 174](#), bestätigt.

Eine Schwierigkeit in der Beurteilung der Alterungserscheinungen lag darin, dass die Kontakterosion sehr lokal an dem eng begrenzten Ort der physikalischen Berührung der Kontakte auftritt, [Bild 174](#). Wird der Betätigungspunkt geringfügig variiert, so treten unverbrauchte Bereiche miteinander in Kontakt, und das Schaltverhalten entspricht dem des Neuzustands. Dieser Umstand kommt dem Anwender zu Gute, der die Betätigungskraft nicht reproduzierbar punktgenau einleitet; für die Messung wurde jedoch versucht, den nachteiligsten Fall der stets gleichen Betätigungsposition darzustellen.

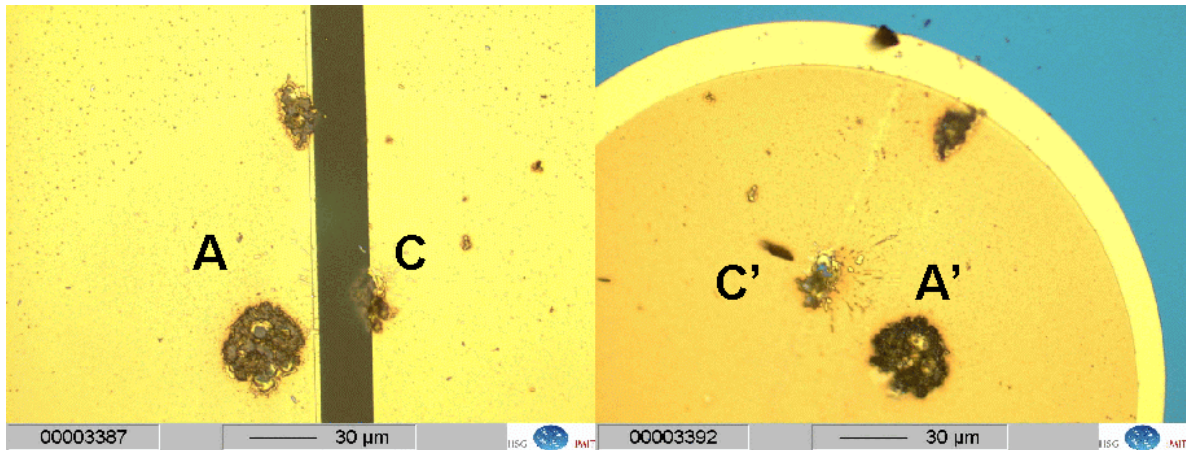


Bild 174: Kontakterosion an Probe L05C S05, gealtert bei 12 V / 10 mA, $2E7$ Zyklen – anodischer und kathodischer Brennfleck auf dem Substrat (links) und ihre Gegenstücke auf der Brücke (rechts).

Die Lebensdauer nimmt im Millionenbereich langsam ab, die Anzahl überlebender Proben ist aber auch nach 10^7 Schaltspielen noch hoch, [Bild 175](#).

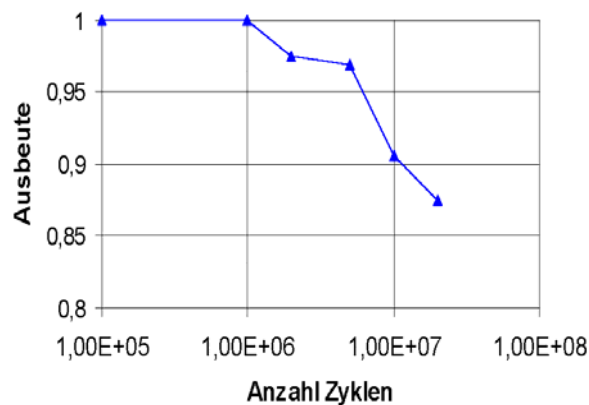


Bild 175: Lebensdauer bei 12 V, 10 mA, 40 Proben

4.6.2 Membran mit Rahmen

Die Bauteile wurden zunächst auf die gleiche Weise wie die plane Variante getestet, d.h. sie wurden in einer Messung $R, F(s)$ charakterisiert und anschließend gealtert. Folgende Werte lieferte die Charakterisierung, [Tabelle 16](#):

Tabelle 16: Kenngrößen des Schalters mit rahnenförmiger Membran, Betätigung mit Stahlkugel, 16 Proben

Größe	Wert	Standardabweichung
Trennwiderstand R_{off} bei 12 V	$1,7 \cdot 10^{10}$ bis $1,2 \cdot 10^{11} \Omega$	
Einschaltkraft F_{ein}	214 mN	24 mN
Ausschaltkraft F_{aus}	195 mN	13 mN
Einschaltweg s_{ein}	3,3 μm	0,4 μm
Ausschaltweg s_{aus}	3,0 μm	0,4 μm
Standardwiderstand R_{IV}	1,87 Ω	0,05 Ω

Im Lebensdauertest wurden der oben vorgestellte verbesserte Alterungsaufbau verwendet und während der Alterung neben der Zählung der Ist-Schaltvorgänge bei jedem hundertsten Zyklus der Kontaktwiderstand gemessen. Messung und Alterung erfolgten in derselben Probenaufspannung, der Betätiger war eine harte Stahlkugel. Die Kontaktbelastung war damit hochgradig zentriert.

Bild 176 gibt das Ergebnis beispielhaft wieder; sowohl aus der Summenkurve der Schaltvorgänge als auch aus der Widerstandsverteilung ergibt sich ein Bauteilausfall bei ca. 5 Millionen Schaltspielen.

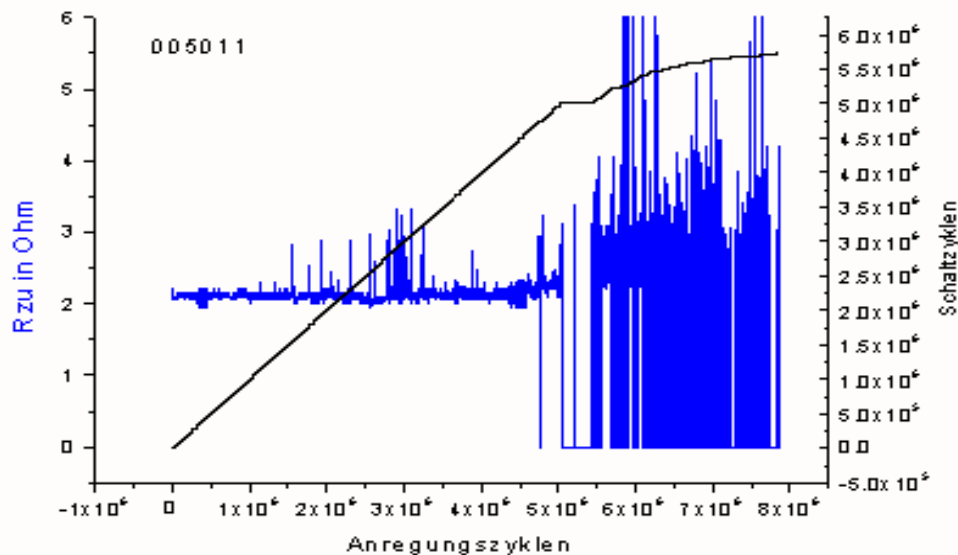


Bild 176: Alterung mit gleichzeitiger Messung des Kontaktwiderstands. Linke Ordinate: Widerstand (in Zweileitertechnik, daher erhöhte Werte), rechte: Ausgeführte Schaltvorgänge gegen Zyklus der Anregung. Ausfallerscheinungen bei dieser Probe ab ca. $5 \cdot 10^6$ Zyklen.

4.7 Diskussion

Das vorgestellte Layout lieferte einen mikrotechnischen Membranschalter, der zuverlässig bei $3 \mu\text{m}$ Schaltweite arbeitet, wobei die gewählte Dimensionierung einen sicheren Kompromiss zwischen Strukturminimierung und Sicherheit bildet. Voraussetzung ist allerdings, dass das Bauteil durch einen externen Betätiger mit einer Genauigkeit von ca. $100 \mu\text{m}$ in der Mitte seiner Membran belastet wird, um die Membran gleichmäßig zu belasten und die beiden Substratkontakte mit der Schaltmembran leitfähig zu überbrücken.

Eine interessante Alternative bestünde deswegen in einem Einfeldschalter mit elektrisch kontaktierter Membran, der nur einen physikalischen Kontaktpunkt statt zwei wie das hier realisierte Bauteil benötigt. Bei ähnlicher Technologie wie der hier verwendeten stehen diesem Vorteil allerdings erhebliche Prozessrisiken gegenüber, weswegen dieser Typ hier nicht umgesetzt wurde.

Die durch Ätzung vorgegebene Schaltweite von $5 \mu\text{m} - 2 \times 1 \mu\text{m}$ Dicke der Kontaktmetallisierung, also $3 \mu\text{m}$, könnte noch weiter verringert werden und mit ihr die Membranabmessung. Die Analyse der Kontaktalterung ergab jedoch einen schließlichen Ausfall durch Feinwanderung, welche nach einigen Millionen Schaltspielen den Kontaktpalt überbrückt. Verringerung des Kontaktpaltes zieht daher eine Verringerung der Lebensdauer nach sich. Es muss ggf. je nach Anwendung abgewogen werden, ob noch geringere Bauteilabmessungen den Verlust von Schaltzuverlässigkeit aufwiegen.

Eine erste Variante des Schalters beinhaltet eine ganzflächig abgedünnte Schaltmembran auf Glassubstrat, eine zweite eine nur lokal in einen $300 \mu\text{m}$ starken Siliziumwafer eingätzte Membran mit leicht

vergrößerten Abmessungen, die ebenfalls gut funktionierende Bauteile lieferte. Vorteile dieser Variante sind

- bessere Zentrierung eines Betätigers
- geschlossene Behälterform für einen elastischen Verguss der Membran
- getrennte Prozessierung von Silizium- und Glaskomponente
- keine Metalle im Ätzbad

Ein Nachteil, der bei gleichen geschätzten Prozesskosten wie bei der planen Variante zur schließlichen Auswahl jenes Prozesses führte, ist die größere Bauhöhe von etwa 800 gegenüber 500 μm . Bei feinwerktechnischen Gehäusen und Anlenkmechanismen bedeutet diese eine verringerte Betätigungsgenauigkeit.

Zur Vermessung der Bauteile wurden drei verschiedene Verfahren eingesetzt:

- Charakterisierung $R(s)$ und $F(s)$ mit einem über Schrittmotoren angetriebenen Kreuztisch mit einer Wegauflösung von ca. 1 μm . Dieser Test erlaubte nahezu beliebige Betätigungswege und -Kräfte, lieferte aber nicht die Genauigkeit zur Untersuchung der Vorgänge in Bruchteilen der Schaltweite.
- Charakterisierung $R(s)$ und $F(s)$ mit einem Piezo-Verstelltisch mit Auflösung im 100-nm-Bereich. Hiermit konnten Erscheinungen der Materialwanderung nachgewiesen werden, die für die Lebensdauer der Bauteile von Bedeutung sind, konnten aber auf Grund des begrenzten Stellweges und der Elastizität des Aufbaus und vor Allem des Kraftsensors auf diese Weise nur geringe Kräfte aufbringen. Auch die Messgeschwindigkeit ist mit diesem Verfahren gering.
- Alterung über eine schwingende Piezozunge. Hiermit konnten Alterungsfrequenzen bis in den Kilohertzbereich erreicht werden, wobei hier mit maximal 50 Hz gearbeitet wurde. Für Lebensdauertests bis zu Zyklenzahlen von mehreren Millionen ist ein beschleunigtes Testverfahren wie dieses unerlässlich, allerdings ist es schwer, diese Alterung exakt zu überwachen – wünschenswert wäre die Protokollierung zumindest des erreichten Kontaktwiderstands mit jedem Zyklus. Hier wurden zunächst anhand eines einfachen Schwellwerts für den offenen und den geschlossenen Zustand reguläre und Fehlschaltungen gezählt und nach gewissen Zyklenzahlen ausführliche Charakterisierungen vorgenommen. Da jedoch Fehlschaltungen stochastisch auftreten, sollten sie genau protokolliert werden. Dies wurde im weiteren Verlauf der Arbeit unternommen, allerdings verzögert die Geschwindigkeit der Widerstandsmessung die Testgeschwindigkeit in diesem Fall erheblich.

5 Zusammenfassung, Ausblick

In dieser Arbeit wurden erfolgreich mikrotechnische Membranschalter entwickelt, die frei von Nachteilen bestehender feinwerktechnischer Komponenten sind. So wurden funktionsfähige Schaltelemente mit Kantenlängen von $1,2 \times 1,4 \text{ mm}^2$ vorgestellt, die eine elektrische Last von 12 V und 10 mA mit Lebensdauern im Millionenbereich schalten. Der Schaltweg liegt im Mikrometerbereich und driftet über die Lebensdauer hinweg weniger als $2 \text{ }\mu\text{m}$. Die erreichbare Lebensdauer hängt stark davon ab, ob der physikalische Berührungspunkt der Kontakte, der bis auf wenige Mikrometer Durchmesser eingeschränkt sein kann, stets derselbe bleibt – was zu schnellerem Verschleiß an dieser Stelle führt – oder ob er durch geeignete Betätigung über eine größere Fläche hinweg verteilt werden kann.

Ein wichtiger Teil dieser Entwicklung bezog sich auf das Finden einer geeigneten Kontaktmetallisierung, die niedrigen Übergangswiderstand mit ausreichend hoher Resistenz gegen Kontaktverschleiß verbindet. In Zusammenarbeit mit AMI Doduco GmbH, Pforzheim, wurde ein Kobalt-legiertes Hartgold ausgewählt und hieraus ein Sputtertarget hergestellt, mit welchem auf einer stabilen TiW-Haftschrift gute Ergebnisse erzielt wurden.

Hinsichtlich der Betätigung der Schaltelemente wurden Versuche mit unterschiedlich geformten und unterschiedlich harten Stößeln unternommen. Aufgrund des hier aus technologischen Gründen gewählten Aufbaus mit zwei Substratkontakten und einer isoliert aufgehängten Brücke ist eine relativ genaue Zentrierung des Stößels erforderlich und gleichzeitig die Erzielung einer genügend großen Kontaktfläche. Letzteres spricht für einen eher weichen Betätiger, wobei aber ein Kompromiss zur Forderung nach Freiheit von Kriecheffekten des Betätigers und Erhalt der Schaltpunktsgenauigkeit gefunden werden muss.

Bei einer Weiterführung der Entwicklung mikrotechnischer Schaltelemente werden die Forderung nach SMD-Fähigkeit und Erleichterung der Betätigung im Vordergrund stehen. Letzteres wird durch einen Einfachkontakt weitgehend erreicht werden. Hierbei wird das Problem der elektrischen Kontaktierung des bewegten Kontaktes zu lösen sein, wofür aber Konzepte bestehen.

Die SMD-Fähigkeit wird durch vertikale Durchkontaktierung des Substrats zu erreichen sein; optimaler Weise kann dies unter Verwendung herkömmlicher Leiterplattenmaterialien realisiert werden, z.B. durchkontaktierter Al_2O_3 -Substrate für die Dünnschichttechnik, doch ist auch zu prüfen, ob durchkontaktiertes Glas das geeignete Material darstellt.

6 Literatur

Literatur zu 1.1 Feinwerktechnische Signalschalter

- [1] KEIL, A.; MERL, W.A.; VINARICKY, E.: **Elektrische Kontakte und ihre Werkstoffe**. Berlin: Springer, 1984. - ISBN 3-540-12233-8.
- [2] SCHRÖDER, K.H.: **Werkstoffe für elektrische Kontakte und ihre Anwendungen. Fertigungsverfahren, Eigenschaften, Verbindungstechniken, Prüfverfahren**. Ehningen: Expert, 1992. - ISBN 3-8169-0750-4
- [3] MARQUARDT: **Schnappschalter**. Riethem-Weilheim, 2007. - Firmenschrift. URL: <http://www.marquardt.de/docs/ProduktKatalog/deutsch/produkte/schnappschalter/index.htm>. [Letzte Änderung am: 01.12.2005; Zugriff am 13.02.2007]
- [4] RAFI: **Elektromechanische Bauelemente**. Ravensburg, 1998. - Firmenschrift
- [5] INDAT ELEKTRONIK: **Persönliche Mitteilung**. Nidda, 2001.
- [6] INDAT ELEKTRONIK: **Silikonastaturen: Technische Information**. Firmenschrift. Nidda: Indat Elektronik GmbH, keine Jahresangabe.
- [7] KNITTER: **Folientastaturen**. Baldham. Circa 2000. - Firmenschrift
- [8] KUNDISCH: **Folientastaturen, kundenspezifisch**. Villingen-Schwenningen, 1992. - Firmenschrift
- [9] C.P.: **Neue Versiegelungstechnik für Folientastaturen**. In: Markt&Technik (19.09.2003), Nr. 38, S. 47
- [10] CHERRY: **Schalter: Perfektion bis ins kleinste Detail**. Auerbach: Cherry, 2007. - Firmenschrift. - URL: <http://www.cherry.de>. [letzte Änderung: 16.01.2007; Zugriff am 13.02.2007]
- [11] DIGI-KEY CORPORATION: **Erstklassiger Service. Erstklassige Auswahl**. Enschede, NL: Digi-Key, 2007. (AT-DE071). - Firmenschrift.
- [12] BÜRKLIN: **Willkommen im Online-Shop von Bürklin - Ihrem Elektronik-Großhandel!**. München: Bürklin, 2007. - URL: <http://www.buerklin.com/> [letzte Änderung vom: n.a.; Zugriff am 13.02.2007]
- [13] EMCOS: **EMCOS Standard Membrane Switches**. Rödermark, 1996. - Firmenschrift
- [14] KEIL, A.; VINARICKY, E.: **Anwendungsbeispiele für elektrische Kontakte**. In: Keil, A.; Merl, W.A. und Vinaricky, E.: Elektrische Kontakte und ihre Werkstoffe. Berlin: Springer, 1984. - ISBN 3-540-12233-8.
- [15] MEDER ELECTRONIC: **Reed Relays, Reed Sensors, Reed Switches**. Engen, 2002. - Firmenschrift
- [16] ULBRICHT, H.: **Reed-Kontakte. Teil 1: Geschichte, Aufbau, Funktion**. In: Feinwerktechnik und Messtechnik 102 (1994), Nr.3, S. 97-102
- [17] ULBRICHT, H.: **Reed-Kontakte. Teil 2: Spezielle Eigenschaften und Bauformen**. In: Feinwerktechnik und Messtechnik 102 (1994), Nr.7-8, S. 339-345
- [18] ULBRICHT, H.: **Reed-Kontakte. Teil 3: Anwendungsmöglichkeiten, Qualität und Zuverlässigkeit**. In: Feinwerktechnik und Messtechnik 102 (1994), Nr.10, S. 504-510
- [19] PHILIPS: **Dry Reed Switches: Data Handbook MA04**. Hamburg, 1997. - Firmenschrift (erhältlich von Coto Technology BV, NL-Heerlen).
- [20] HOLM, R.; HOLM, E.: **Electric Contacts: Theory and Applications**. 3. Aufl. Berlin: Springer, 2000
- [21] HUCK, M.; MERL, W.A.: **Der fremdschichtbehaftete Kontakt**. In: Keil, A.; Merl, W.A.; Vinaricky, E.: Elektrische Kontakte und ihre Werkstoffe. Berlin: Springer, 1984. - ISBN 3-540-12233-8
- [22] RIEDER, W.: **Physikalische Grundlagen elektrischer Schaltgeräte**. Wien, Technische Universität, Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik, Vorlesungsskriptum, 2001
- [23] HUCK, M.; MERL, W.A.: **Der ruhende Kontakt**. In: Keil, A.; Merl, W.A.; Vinaricky, E.: Elektrische Kontakte und ihre Werkstoffe. Berlin: Springer, 1984. - ISBN 3-540-12233-8
- [24] WAGAR, W.: **Physical Design of Electronic Systems**, Kap. 8, S. 456 ff. Englewood Cliffs, NY: Prentice-Hall (Erscheinungsjahr unbekannt). - Zitiert nach [25](#)
- [25] AUGIS, J.: **Evidence of dynamic molten bridges during the make operation of a contact**. In: IEEE (Veranst.): Proc. of the 21st Holm Conference on Electric Contacts Phenomena Chicago 1975. Piscataway, NJ: IEEE, 1975. S. 115-122
- [26] NESTLE, N.; KOSLOWSKI, B.: **Ober- und Grenzflächenphysik**. In: Online-Lexikon der Physik. München: Elsevier und Heidelberg: Spektrum Akademischer Verlag. URL: <http://www.wissenschaft-online.de/artikel/503036> [Zugriff am 10.12.2006].
- [27] PREDEL, B.: **Au – O (Gold – Oxygen)**. In: Landolt-Börnstein Bd. 12 A. Heidelberg: Springer, 2006
- [28] HYMAN, D.; MEHREGANY, M.: **Contact Physics of Gold Microcontacts for MEMS Switches**. In: IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies 22 (1999), Nr. 3, S. 357-364
- [29] SCHIMKAT, J.: **Grundlagen und Modelle zur Entwicklung und Optimierung von Silizium-Mikrorelais**. Berlin, Technische Universität, FB Maschinenbau und Produktionstechnik, Dissertation, 1996
- [30] HOLM, R.: **Die technische Physik elektrischer Kontakte**. Berlin: Springer, 1941
- [31] BURSTYN, W.: **Elektrische Kontakte und Schaltvorgänge**. Berlin: Springer, 1956
- [32] RIEDER, W.: **Plasma und Lichtbogen**. Braunschweig: Vieweg und Sohn, 1967
- [33] RIEDER, W.: **Circuit Breakers**. In: Scientific American (1971), January, S. 76-84
- [34] SELZER, A.: **Switching in vacuum: a review**. In: IEEE Spectrum 8 (1971), June, S. 26-37
- [35] HESS, H.: **Der elektrische Durchschlag in Gasen**. Braunschweig: Vieweg, 1976
- [36] PEIER, D.: **Einführung in die elektrische Energietechnik**. Heidelberg: Hüthig, 1987. - ISBN 3-7785-1436-9
- [37] FRANCIS, G.: **The Glow Discharge at Low Pressure**. In: Flügge, S. (Hrsg.): Handbuch der Physik, Band 22, Gasentladungen. Berlin: Springer, 1956. Fig. 1.
- [38] PASCHEN, F.: **Über die zum Funkenübergang in Luft, Wasserstoff und Kohlensäure bei verschiedenen Drucken erforderliche Potentialdifferenz**. In: Annalen der Physik und Chemie (1889), S. 69-96.
- [39] UMRATH, W. et al.: **Grundlagen der Vakuumtechnik**. Köln: Leybold, 1997. (00.200.01, Auflage 07/97, Kat.-Nr. 19989) - Firmenschrift

- [40] SLADE, P. ; TAYLOR, E.D.: **Electrical Breakdown in Atmospheric Air Between Closely Spaced (0.2 μm – 40 μm) Electrical Contacts**. In: IEEE (Veranst.): Electrical Contacts 2001 (Proceedings of the 47th IEEE Holm Conference on Electrical Contacts 10 – 12 September 2001 Montreal). Piscataway, NJ: IEEE, 2001. - IEEE Cat. No. 01CH37192. S. 245 – 250
- [41] ATALLA, M. M.: **Arcing of Electrical Contacts in Telephone Switching Systems. Part IV: Mechanism of the Initiation of the Short Arc**. In: Bell System Technical Journal 34 (1955), S. 203-220.
- [42] ATALLA, M. M.: **Arcing of electrical contacts in telephone switching circuits. Part V - Mechanisms of the short arc and erosion of contacts**. In: Bell system technical Journal 34 (1955), S. 1081-1102
- [43] Vinaricky, E.: **Veränderungen des Kontaktwiderstands schaltender Kontakte**. In: Keil, A. ; Merl, W.A. ; Vinaricky, E.: Elektrische Kontakte und ihre Werkstoffe. Berlin: Springer, 1984. - ISBN 3-540-12233-8
- [44] Llewellyn-Jones, F. ; Keil, A.: **Materialwanderung bei Gleichstrom**. In: Keil, A. ; Merl, W.A. ; Vinaricky, E.: Elektrische Kontakte und ihre Werkstoffe. Berlin: Springer, 1984. - ISBN 3-540-12233-8.
- [45] WRIGHT, J.A. ; TAL, Y.-C.: **Magnetostatic Mems Relays for the Miniaturization of Brushless DC Motor Controllers**. In: IEEE (Veranst.): MEMS '99 (The 12th International IEEE Micro Electro Mechanical Conference Orlando, FL, 17.-21.01.1999). Piscataway: IEEE, 1999. - ISBN 0-7803-5194-0
- [46] Keil, A.: **Der schaltende Kontakt**. In: Keil, A. ; Merl, W.A. ; Vinaricky, E.: Elektrische Kontakte und ihre Werkstoffe. Berlin: Springer, 1984. - ISBN 3-540-12233-8
- [47] GERMER, L.H. ; HAWORTH, F.E.: **Erosion of Electrical Contacts on Make**. In: Journal of Applied Physics 20 (1949), S. 1085-1109
- [48] GERMER, L.H.: **Arcing at Electrical Contacts on Closure. Part I. Dependence on Surface Conditions and Circuit Parameters**. In: Journal of Applied Physics 22 (1951), Nr.7, S. 955-964
- [49] GERMER, L.H.: **Arcing at Electrical Contacts on Closure. Part II. The Initiation of an Arc**. In: Journal of Applied Physics 22 (1951), Nr.9, S. 1133-1139
- [50] GERMER, L.H. ; SMITH, J.L.: **Arcing at Electrical Contacts on Closure. Part III. Development of an Arc**. In: Journal of Applied Physics 23 (1952), Nr.5, S. 553-562
- [51] BOYLE, W.S. ; GERMER, L.H.: **Arcing at Electrical Contacts on Closure. Part VI. The Anode Mechanism of Extremely Short Arcs**. In: Journal of Applied Physics 26 (1955), Nr. 5, S. 571-574
- [52] MERL, W.: **Stoffwanderung an Gold- und Gold-Nickel-Kontaktstücken**. In: Elektrotechnische Zeitschrift A 77 (1956), Nr. 7, S. 201-205
- [53] GERMER, L.H. ; BOYLE, W.S.: **Two Distinct Types of Short Arcs**. In: Journal of Applied Physics 27 (1956), Nr. 1, S. 32-39
- [54] GERMER, L.H. ; SMITH, J.L.: **Activation of Electrical Contacts by Organic Vapors**. In: The Bell System Technical Journal 36 (1957), May, S. 770-812
- [55] GERMER, L.H.: **Physical Processes in Contact Erosion**. In: Journal of Applied Physics 29 (1958), Nr. 7, S. 1067-1082
- [56] GRAY, E.W.: **A Survey of Possible Mechanisms of Activation and Erosion of Relay Contacts**. In: IEEE Transactions on Parts, Hybrids, and Packaging PHP-11 (1975), Nr. 2, S. 121-124
- [57] GRAY, E.W.: **The Role of Carbonaceous Particles in Low Current Arc Duration Enhancement I. Break Arcs**. In: IEEE Transactions on Plasma Science PS-3 (1975), Nr. 3, S. 151-162
- [58] GRAY, E.W.: **The Particles of Contact Activation**. In: IEEE Transactions on Parts, Hybrids, and Packaging PHP-12 (1976), Nr. 1, S. 11-15
- [59] KEIL, A. ; VINARICKY, E.: **Technologien für die Herstellung von Kontaktstücken**. In: Keil, A. ; Merl, W.A. ; Vinaricky, E.: Elektrische Kontakte und ihre Werkstoffe. Berlin: Springer, 1984. - ISBN 3-540-12233-8.
- [60] SCHNABL, R.: **Gold und Platin – Werkstoffe für niedrige und mittlere elektrische Belastungen**. In: Schröder, K.H.: Werkstoffe für elektrische Kontakte und ihre Anwendungen. Fertigungsverfahren, Eigenschaften, Verbindungstechniken, Prüfverfahren. Ehningen: Expert, 1992. - ISBN 3-8169-0750-4
- [61] KEIL, A. ; SAEGER, K.E.: **Über den Schmelzfluß erzeugte Kontaktwerkstoffe**. In: Keil, A. ; Merl, W.A. ; Vinaricky, E.: Elektrische Kontakte und ihre Werkstoffe. Berlin: Springer, 1984. - ISBN 3-540-12233-8.
- [62] MERL, W.A. ; MEYER, C.-L. ; ATAYA, E. (Hrsg.): **Dotuco Data Book**. Pforzheim: Dotuco KG, 2. Auflage 1977. - Firmenschrift
- [63] EURO-MATSUSHITA ELECTRIC WORKS: **Relaistechnik**. Landsberg am Lech: Verlag Moderne Industrie, 1998. (Reihe Bibliothek der Technik 163)

Literatur zu 1.2.1 Mikrotechnische Schalter – Stand der Entwicklung

- [64] FROBENIUS, W.D. ; ZEITMAN, S. A. ; WHITE, M.H. ; O'SULLIVAN, D.D. ; HAMEL, R.G.: **Microminiature ganged threshold accelerometers compatible with integrated circuit technology**. In: IEEE Transactions on Electron Devices ED-19 (1972), Nr. 1, S. 37-40
- [65] PETERSEN, K.E.: **Silicon as a Mechanical Material**. In: Proceedings of the IEEE 70 (1982), Nr. 5, S. 420
- [66] PETERSEN, K.E.: **Micromechanical Membrane Switches on Silicon**. In: IBM Journal of Research and Development 23 (1979), Nr. 4, S. 376-385.
- [67] FIELD, L.A. ; RUBY, R.C.: **Thermally Actuated Micromachined Microwave Switch**. Schutzrecht US 5467067 A (1995)
- [68] FIELD, LESLIE A. ; RUBY, RICHARD C.: **Micromachined bi-material signal switch**. Schutzrecht US 5467068 (1995)
- [69] SCHIELE, I. ; EVERS, C. ; HILLERICH, B. ; KOZLOWSKI, F.: **A Surface Micromachined Electrostatic Microrelay**. In: AMA Fachverband f. Sensorik (Veranst.): Sensor 97 (8th International Fair and Congress for Sensors, Transducers & Systems 13.-15. Mai 1997 Nürnberg). Wunstorf: AMA, 1997. S. 87-91
- [70] SCHIELE, I. ; HUBER, J. ; EVERS, C. ; HILLERICH, B. ; KOZLOWSKI, F.: **Micromechanical Relay with Electrostatic Actuation**. In: IEEE (Veranst.): Transducers 97 (International Conference on Solid-State Sensors and Actuators June 16-19 1997). Piscataway, NY: IEEE, 1997.- Cat-No. 97TH8267. S. 1165-1168
- [71] SCHIELE, I. ; VOGEL, S. ; HILLERICH, B. ; KOZLOWSKI, F.: **Comparison of Lateral and Vertical Switches for Application as Microrelay**. In: Journal of Micromechanics and Microengineering 9 (1999) Nr. 2, S. 146-150

- [72] SCHIELE, I. ; HUBER, J. ; HILLERICH, B. ; KOZLOWSKI, F.: **Surface-micromachined electrostatic microrelay**. In: Sensor Actuator A 66 (1998) , Nr. 1-3 , S. 345 - 354
- [73] WANG, Y. ; LI, Z. ; MCCORMICK, D.T. ; TIEN, N.C.: **A micromachined RF microrelay with electrothermal actuation**. In: Sensors and Actuators A103 (2003), Nr. 1, S. 231-236
- [74] WANG, Y. ; TIEN, N.C.: **Electro-Thermally Actuated Lateral-Contact Microrelay and Associated Manufacturing Process**. Schutzrecht US 0166602 A1 (2004).
- [75] LARSON, LAWRENCE E.: **Micro-Machined Switch and Method of Fabrication**. Schutzrecht US 5121089A (1992)
- [76] YAO, J.J. ; CHANG, M.F.: **A surface micromachined miniature switch for telecommunications applications with signal frequencies from DC up to 4 GHz**. In: Foundation for Sensor and Actuator Technology (Veranst.): Transducers '95 / Eurosensors IX (The 8th International Conference on Solid-State Sensors and Actuators, and Eurosensors IX. Stockholm 25.-29.06.1995). Stockholm: Foundation for Sensor and Actuator Technology, 1995. S. 384-387
- [77] YAO, J.J.: **Micro Electromechanical RF Switch**. Schutzrecht US 5578976 (1996)
- [78] RANDALL, J.N ; GOLDSMITH, C ; DENNISTON, D ; LIN, T.H.: **Fabrication of micromechanical switches for routing radio frequency signals**. In: Journal of Vacuum Science and Technology B 14 (1996) , Nr. 6 , S. 3692-3696
- [79] GRÉILLAT, M.-A. ; YANG, Y.-J. ; HUNG, E.S. ; RABINOVICH, V. ; ANANTHASURESH, G.K. ; DE ROOIJ, N.F. ; SENTURIA, S. D.: **Nonlinear electromechanical behavior of an electrostatic microrelay**. In: IEEE (Veranst.): Transducers 97 (1997 International Conference on Solid-State Sensors and Actuators June 16-19, 1997). Piscataway, NY: IEEE , (1997). - Cat-No. 97TH8267, S. 1141-1144
- [80] RADIUS, R.: **Mikromechanischer Schalter für die Hochfrequenz- und Impulstechnik in Silizium**. In: Stuttgart, Universität, Institut für Zeitmesstechnik, Fein- und Mikrotechnik, Festschrift anlässlich des 50jährigen Bestehens des Instituts, 1994 , S. 33-38
- [81] RADIUS, R.: **Herstellung und Untersuchung von mikromechanischen Schaltern für Anwendungen in der Hochfrequenz- und Impulstechnik**. Berlin: Köster, 1995 (Wissenschaftliche Schriftenreihe Elektrotechnik, Band 11)
- [82] BUCK, D.C.: **Non-contact two position microelectronic cantilever switch**. Schutzrecht US 5367136 (1994)
- [83] PETERSEN, KURT E. ; ALLEN, HENRY V. ; KNUTTI, JAMES W.: **Microminiature Force-Sensitive Switch**. Schutzrecht WO 85/03383 Patent Application (1985)
- [84] SCHMIDT, B. ; HILTMANN, K. ; BIGLER, E.: **Micro switches**. In: FSRM (Veranst.): UETP-MEMS Course on Micro Actuators. CH-Neuchâtel: Swiss Foundation for Research in Microtechnology, FSRM , 1995
- [85] ALLEN, H.V.: **Silicon-based micromechanical switches for industrial applications**. In: IEEE (Veranst.): IEEE Micro Robots and Teleoperators Workshop. An Investigation of Micromechanical Structures, Actuators and Sensors. New York, NY, USA: IEEE, 1987. - Cat. No.87TH0204-8 , S. 8/1-3 S. 1189-1192.
- [86] ALLEN, H.V. ; JERMAN, J.H. ; TERRY, S. C.: **Trimmable microminiature force-sensitive switch**. In: Schutzrecht US 4737660 (1988)
- [87] DE BRUIN, D.W. ; ALLEN, H.V. ; TERRY, S. C. ; JERMAN, J.H.: **Electrically Trimmable Silicon Micromachined Pressure Switch**. In: Sensors and Actuators, A21 (1990) Nr. 1-3, S. 54-57
- [88] ASHAUER, M. ; CZARNOWSKE, A. ; HILTMANN, K. ; LANG, W. ; SANDMAIER, H.: **Silicon Thermal Micro Relays with Multiple Switching States**. In: Eurosensors X Leuven 08-11.09.96. Leuven: Catholic University, 1996
- [89] HUFF, M.A. ; NIKOLICH, A.D. ; SCHMIDT, M.A.: **A threshold pressure switch utilizing plastic deformation of silicon**. In: IEEE (Veranst.): Transducers '91 (1991 International Conference on Solid-State Sensors and Actuators). New York, NY: IEEE, 1991. - Cat. No.91CH2817-5, S. 177-180
- [90] HUFF, M.A. ; SCHMIDT, M.A.: **Micromachined Threshold Pressure Switch and Method of Fabrication**. Schutzrecht US 5164558 A (1991)
- [91] HUFF, M.A. ; NIKOLICH, A.D. ; SCHMIDT, M.A.: **Pressure Microswitch**. In: Cambridge, MA USA, Massachusetts Institute of Technology, MIT Annual Report, 1991 , S. 29
- [92] HUFF, M.A. ; NIKOLICH, A.D. ; SCHMIDT, M.A.: **Fabrication Issues in the Design of Sealed Cavity Microstructures Using Silicon Wafer Bonding**. In: Electrochemical Society (Veranst.): First International Symposium on Semiconductor Wafer Bonding: Science, Technology, and Applications. Pennington, NJ: The Electrochemical Society, 92-7 (1992) , S. 239-248
- [93] HUFF, M.A. ; NIKOLICH, A.D. ; SCHMIDT, M.A.: **Design of Sealed Cavity Microstructures Formed by Silicon Wafer Bonding**. In: Journal of Microelectromechanical Systems 2 (1993) , Nr. 2 , S. 74-81
- [94] HUFF, M.A., Private Mitteilung, 1994
- [95] SUN, X.-Q. ; LI, Z.-J. ; LIU, L.-T.: **Study of fabrication process of a micro electrostatic switch and its application to a micromechanical V-F converter**. In: Sensors and Actuators A 32 (1993) , S. 189-192
- [96] BOWER, R.W. ; ISMAIL, M.S.: **Design Considerations of a Digital Pressure Sensor Array**. In:IEEE (Veranst.): Transducers 91. Piscataway, NJ: IEEE (1991). - IEEE Cat.-No. 91CH2817-5 , S. 312
- [97] BOWER, R.W. ; ISMAIL, M.S.: **Digital Pressure Switch and Method of Fabrication**. In:Schutzrecht US 5294760 (1992)
- [98] ISMAIL, MOHD S. ; BOWER, ROBERT W.: **Digital pressure-switch array with aligned silicon fusion bonding**. In: Journal of Micromechanics and Microengineering 1 (1991) , S. 231-236
- [99] GHEZZO, MARIO ; SAIA, RICHARD J. ; BAGEPALLI, BHARAT S. ; IMAM, IMDAD ; POLLA, DENNIS L.: **Micromechanical Moving Structures Including Multiple Contact Switching System**. Schutzrecht US 5374792 (1994)
- [100] GHEZZO, MARIO ; SAIA, RICHARD J. ; BAGEPALLI, BHARAT S. ; IMAM, IMDAD ; POLLA, DENNIS L.: **Micromachining Methods for Making Micromechanical Moving Structures Including Multiple Contact Switching System**. Schutzrecht US 5454904 (1995)
- [101] BAGEPALLI, B.S. ; GHEZZO, M. ; SAIA, R.J. ; IMAM, I.: **Current Interrupting Device Using Micromechanical Components**. Schutzrecht US 5430597 A (1995)
- [102] TAYLOR, W.P. ; ALLEN, M.G.: **Integrated Magnetic Microrelays: Normally Open, Normally Closed, and Multi-Pole Devices**. In: IEEE (Veranst.): Transducers 97 (1997 International Conference on Solid-State Sensors and Actuators, June 16-19, 1997). Piscataway, NY: IEEE (1997). - Cat-No. 97TH8267 , S. 1149-1152

- [103] TAYLOR, W.P. ; BRAND, O. ; ALLEN, M.G.: **Fully integrated magnetically actuated micromachined relays**. In: Journal of Microelectromechanical Systems 7 (1998) , Nr. 2 , S. 181-91
- [104] KAUFMANN, H. ; BRISKA, M.: **Hochstrommikroschalter**. Schutzschrift DE 4421980 A1 Offenlegungsschrift (1994)
- [105] SCHIMKAT, J.: **Contact materials for microrelays**. In: IEEE (Veranst.): MEMS 98 (Eleventh International Workshop on Micro Electro Mechanical Systems Heidelberg 25.-29.01.98). New York: IEEE, 1998. - Cat. Nr. 98CH36176 , S. 190-194
- [106] SCHIMKAT, J. ; KIESEWETTER, L. ; GEVATTER, H.-J. ; ARNDT, F. ; STECKENBORN, A. ; SCHLAAK, H.F.: **Moving Wedge Actuator: An Electrostatic Actuator for Use in a Microrelay**. In: Reichl, H. ; Heuberger, A. (Eds.): Micro System Technologies '94. Berlin, 19.-21.10.94. Berlin: VDE, 1994 , S. 989-996
- [107] SCHIMKAT, J. ; KIESEWETTER, L.: **Neuer Aktuator für Silizium-Mikrorelais**. In: Feinwerktechnik und Messtechnik 105 (1997) , S. 38-42
- [108] SCHLAAK, H. ; SCHIMKAT, J.: **Micromechanical Relay**. Schutzrecht US 5673785 (1997)
- [109] SCHLAAK, H.F.: **Silizium-Mikrorelais - neue Funktionen und Miniaturisierung durch Mikromechanik**. Vortrag auf der Micro-Engineering, Stuttgart, 28.09.95 (1995)
- [110] SCHLAAK, H. ; SCHIMKAT, J.: **Mikromechanisches Relais**. Schutzrecht DE 4437260 C1
- [111] SCHLAAK, H.F. ; ARNDT, F. ; SCHIMKAT, J. ; HANKE, M.: **Silicon-Microrelay with Electrostatic Moving Wedge Actuator - New Functions and Miniaturisation by Micromechanics**. In: Reichl, H. ; Heuberger, A. (Eds.): Micro System Technologies '96. D-Potsdam, 17.-18.09.96. Berlin: VDE, 1996 , S. 463-468
- [112] SIEMENS: **Silicon Micro Relay: MEMS technology for your innovations**. SiRpraes.ppt (elektronisches Dokument). München: Siemens AG, 1998. - Firmenschrift
- [113] MAJUMDER, S. ; MCGRUE, N.E. ; ZAVRACKY, P.M. ; ADAMS, G.G. ; MORRISON, R.H. ; KRIM, J.: **Measurement and modeling of surface micromachined, electrostatically actuated microswitches**. In: IEEE (Veranst.): Transducers 97 (1997 International Conference on Solid-State Sensors and Actuators, June 16-19, 1997) Piscataway, NY: IEEE (1997). - Cat-No. 97TH8267 , S. 1145-1148.
- [114] ZAVRACKY, P.M. ; MORRISON, R.H.: **Electrically Actuated Micromechanical Switches with Hysteresis**. In: IEEE (Veranst.): 1984 IEEE Solid-State Sensor Conference Hilton Head Island. New Jersey: IEEE, 1984 , S. 50-51.
- [115] ZAVRACKY, P.M. ; MORRISON, R.H.: **Method of Making a Micromechanical Electric Shunt**. Schutzrecht US 4674180 (1987)
- [116] ZAVRACKY, P.M. ; MORRISON, R.H.: **Micromechanical electric shunt and encoding devices made therefrom**. Schutzrecht US 4959515 (1990)
- [117] ZAVRACKY, P.M.: **Micromechanical switch with insulated switch contact**. Schutzrecht US 5638946 (1997)
- [118] ZAVRACKY, P.M. ; MAJUMDER, S. ; MCGRUE, N.E.: **Micromechanical switches fabricated using nickel surface micromachining**. In: Journal of Microelectromechanical Systems 6 (1997) , Nr. 1, S. 3-9.
- [119] MAJUMDER, S. ; LAMPEN, J. ; MORRISON, R. ; MACIAL, J.: **MEMS Switches**. In: IEEE Instrumentation & Measurement Magazine (2003), March , S. 12-15
- [120] LOKE, Y. ; MCKINNON, G.H.: **Fabrication and characterization of silicon micromachined threshold accelerometers**. In: Sensors and Actuators A 29 (1991) , Nr. 3 , S. 235-240
- [121] PETERSEN, KURT E.: **Dynamic Micromechanics on Silicon: Techniques and Devices**. In: IEEE Transactions on Electron Devices ED-25 (1978) , Nr. 10 , S. 1241-1250.
- [122] HOPE, J.D. ; PETERSEN, K.E.: **Micromechanical Threshold Magnetic Field Sensor**. In: IBM Technical Disclosure Bulletin 20 (1978) , Nr. 10 , S. 4096
- [123] LISEK, T. ; RIETMÜLLER, T. ; HEUBERGER, A.: **Thermomechanisches Mikrorelais**. Itzehoe: FhG-ISiT, 1997. - Firmenschrift
- [124] GLENN, MAX C.: **Multiple level miniature electromechanical accelerometer switch**. Schutzrecht US 4855544 (1989)
- [125] FULLIN, E. ; GOBET, J. ; TILMANS, H.A.C. ; BERGQVIST, J.: **A new basic technology for magnetic micro-actuators**. In: IEEE (Veranst.): MEMS 98 (Eleventh International Workshop on Micro Electro Mechanical Systems Heidelberg 25.-29.01.98). New York: IEEE, 1998. - Cat. Nr. 98CH36176 , S. 143-147
- [126] TILMANS, HARRIE: **Relais einmal anders**. In: Design & Elektronik (1998) , November , S. 24-28
- [127] SIMON, J. ; SAFFER, S. ; KIM, C.-J.: **A micromechanical relay with a thermally-driven mercury micro-drop**. In: IEEE (Veranst.): MEMS 96 (Micro Electro Mechanical Systems. San Diego, CA, 11.-15.02.96. IEEE Cat. Nr. 96CH35856 (1996) , S. 515-520
- [128] NORLING, B.L.: **Micromachined Thermal Switch**. Schutzrecht US 5463233 A (1995)
- [129] BORNAND, E.: **Microcontacteur magnétique et son procédé de fabrication**. Schutzrecht EP 0688033 A1 (1995)
- [130] GUEISSAZ, F. ; PIGUET, D.: **The microreed, an ultra-small passive MEMS magnetic proximity sensor designed for portable applications**. In: IEEE (Veranst.): MEMS 01 (The 14th International Conference on Microelectromechanical Systems. CH-Interlaken 21-25.01.01.) New York: IEEE, 2001. - IEEE Cat. No. 01CH37090. - ISBN 0-7803-5998-41, S. 269-273
- [131] ROY, S. ; MEHREGANY, M.: **Fabrication of electrostatic nickel microrelays by nickel surface micromachining**. In: IEEE (Veranst.): MEMS 95 (Micro Electro Mechanical Systems. Amsterdam, NL, 29.01.-02.02.95). New York: IEEE, 1995. - Cat. Nr. 95CH35754, S. 353-357
- [132] HASHIMOTO, E. ; UENISHI, Y. ; WATABE, A.: **Thermally controlled magnetization microrelay**. In: Foundation for Sensor and Actuator Technology (Veranst.): Transducers '95 / Eurosensors IX (The 8th International Conference on Solid-State Sensors and Actuators, and Eurosensors IX. Stockholm 25.-29.06.1995). Stockholm: Foundation for Sensor and Actuator Technology, 1995. S. 361-364
- [133] HOSAKA, H. ; KUWANO, H.: **Design and fabrication of miniature relay matrix and investigation of electromechanical interference in multi-actuator systems**. In: IEEE (Veranst.): MEMS 94 (Micro Electro Mechanical Systems). New York: IEEE, 1994., S. 313-318.
- [134] SHIMOMURA, T. ; KASANO, F. ; MAEDA, S. ; SHIOMI, M. ; MORIMOTO, T. ; SUZUKI, T. ; HOSAKA, H.: **Matrix relay**. Schutzrecht US 5712608 (1998)

- [135] DRAKE, J. ; JERMAN, H. ; LUTZE, B. ; STUBEN, M.: **An electrostatically actuated micro-relay**. In: Foundation for Sensor and Actuator Technology (Veranst.): Transducers '95 / Eurosensors IX (The 8th International Conference on Solid- State Sensors and Actuators, and Eurosensors IX. Stockholm 25.-29.06.1995). Stockholm: Foundation for Sensor and Actuator Technology, 1995. S. 380-383
- [136] JAMES, CHRISTOPHER D. ; KATZENSTEIN, HENRY S.: **Micromachined Relay and Method of Forming the Relay**. Schutzrecht US 5479042 (1995)
- [138] JAMES, CHRISTOPHER D. ; KATZENSTEIN, HENRY S.: **Micromachined Relay and Method of Forming the Relay**. Schutzrecht US 5627396 (1997)
- [140] JAMES, CHRISTOPHER D. ; KATZENSTEIN, HENRY S.: **Micromachined Relay and Method of Forming the Relay**. Schutzrecht US 5620933 (1997)
- [141] GO, J.S. ; CHO, Y.H. ; KWAK, B.M.: **Acceleration microswitches with adjustable snapping threshold**. In: Foundation for Sensor and Actuator Technology (Veranst.): Transducers '95 / Eurosensors IX (The 8th International Conference on Solid-State Sensors and Actuators, and Eurosensors IX. Stockholm 25.-29.06.1995). Stockholm: Foundation for Sensor and Actuator Technology, 1995. S. 691-694
- [142] SELVAKUMAR, A. ; YAZDI, N. ; NAJAFI, K.: **A low-power, wide range threshold acceleration sensing system**. In: IEEE (Veranst.): MEMS 96 (Micro Electro Mechanical Systems. San Diego, CA, 11.-15.02.96. IEEE Cat. Nr. 96CH35856 (1996), S. 186-191
- [143] ROSHEN, W. ; GHEZZO, M. ; SAIA, R.J. ; HENNESSY, W.A. ; BAGEPALLI, B.S.: **Micromachined electromagnetic switch with fixed on and off positions using three magnets**. Schutzrecht US 5475353 (1995)
- [144] SAIA, RICHARD J. ; GHEZZO, MARIO ; BAGEPALLI, BHARAT S. K. ; DUROCHER, KEVIN M.: **Method of micromachining electromagnetically actuated current switches with polyimide reinforcement seals, and switches produced thereby**. Schutzrecht US 5531018 (1996)
- [145] SAIA, RICHARD J. ; GHEZZO, MARIO ; BAGEPALLI, BHARAT S. K. ; DUROCHER, KEVIN M.: **Method of micromachining electromagnetically actuated current switches with polyimide reinforcement seals, and switches produced thereby**. Schutzrecht US 5652559 (1997)
- [146] MACIOSSEK, A. ; LÖCHEL, B. ; QUENZER, H.-J. ; WAGNER, B. ; SCHULZE, S. ; NOETZEL, J.: **Galvanopating and sacrificial layers for surface micromachining**. In: Microelectronic Engineering Micro- and Nanoengineering 94 (International Conference on Micro- and Nanofabrication Conf. Davos, CH, 26-29 Sept. 1994), 1994, Nr. 1-4, S. 503-8
- [147] NOETZEL, J. ; TØNNESEN, T. ; BENECKE, W. ; BINDER, J. ; MADER, G.: **Quasianalog accelerometer using microswitch array**. In: Foundation for Sensor and Actuator Technology (Veranst.): Transducers '95 / Eurosensors IX (The 8th International Conference on Solid- State Sensors and Actuators, and Eurosensors IX. Stockholm 25.-29.06.1995). Stockholm: Foundation for Sensor and Actuator Technology, 1995. S. 671-674
- [148] TØNNESEN, T. ; NOETZEL, J. ; FRISCHMUTH, G. ; SCHULZE, S. ; BINDER, J.: **Fabrication and characterization of acceleration switches**. In: Reichl, H. ; Heuberger, A. (Eds.): Micro System Technologies '96 (Potsdam, D, 17.-18.09.96). Berlin: VDE, 1996 (1996), S. 375-378.
- [149] TØNNESEN, T. ; BINDER, J.: **Vertically Structured Intelligent Microswitch Array (VESIMA)**. In: Bremen: IMSAS, 1997. - Firmenschrift
- [150] TØNNESEN, T.L.: **Mikromechanische Beschleunigungsschalter für Airbagsysteme**. Aachen : Shaker, 1999 (Schriftenreihe Berichte aus der Mikromechanik). URL <http://opc4.tib.uni-hannover.de:8080/DB=1/SET=1/TTL=1/DOWNLOADFORM?FRST=1&LAST=1> [Zugriff am 28.12.2006]
- [151] RICH, DAVID B. ; CHILCOTT, DAN W.: **Impact Detector**. Schutzrecht US 5177331 (1993)
- [152] NELSON, WILLIAM E.: **Digital accelerometer**. Schutzrecht EP 0567938 A1 (1993)
- [154] ROBINSON, C. ; WARNER, R. ; BLOMQUIST, T.: **Problems Encountered in the Development of a Microscale g-switch Using Three Design Approaches**. In: Transducers '87 (The 4th International Conference on Solid-State Sensors and Actuators). Tokyo, JP, 1987, S. 410-413
- [155] SAKATA, M.: **An Electrostatic Microactuator for Electromechanical Relay**. In: IEEE (Veranst.): MEMS 89. New York: IEEE, 1989. - Cat.-No. 89TH0249-3, S. 149-151
- [156] SEKI, T. ; SAKATA, M. ; NAKAJIMA, T. ; MATSUMOTO, M.: **Thermal Buckling Actuator for Micro Relays**. In: IEEE (Veranst.): Transducers 97 (1997 International Conference on Solid-State Sensors and Actuators, June 16-19). Piscataway, NY: IEEE, 1997. - Cat.-No. 97TH8267, S. 1153-1156
- [157] WRIGHT, J.A. ; TAL, YU-C. ; CHANG, SHIH-C.: **A large-force, fully-integrated MEMS magnetic actuator**. In: IEEE (Veranst.): Transducers 97 (1997 International Conference on Solid-State Sensors and Actuators, June 16-19). Piscataway, NY: IEEE, 1997. - Cat.-No. 97TH8267, S. 793-796
- [158] KROLL, J.W.: **Thin-Film Magnetically Operated Micromechanical Electric Switching Device**. Schutzrecht US 4570139 (1986)
- [159] BENECKE, W. ; RIETHMÜLLER, W.: **Mikromechanisches Stellelement**. Schutzrecht DE 3809597 A1 Offenlegungsschrift (1989)
- [160] BENECKE, W. ; RIETHMÜLLER, W.: **Applications of silicon microactuators based on bimorph structures**. In: IEEE (Veranst.): IEEE Micro Electro Mechanical Systems. An Investigation of Micro Structures, Sensors, Actuators, Machines and Robots. New York: IEEE, 1989. - IEEE Cat. No.89TH0249-3, S. 116-120
- [161] ICHIYA, M. ; KASANO, F. ; NISHIMURA, H. ; LEWINER, J. ; PERINO, D.: **Electrostatic actuator with electret**. In: IEEE Transactions on Electronics E 78 C (1995), Nr. 2, S. 128-131
- [162] DWORSKY, LAWRENCE ; CHASON, MARC K.: **Electrostatically switched integrated relay and capacitor**. Schutzrecht US 5051643 (1991)
- [163] DÖTZEL, W. ; ZIEGLER, T.: **Mikromechanischer Schalter**. In: Wissenschaftliche Zeitschrift der Technischen Universität Karl-Marx-Stadt 31 (1989), Nr. 3, S. 330-339

- [165] DÖTZEL, W.; ZIEGLER, T.: **Mikromechanischer Schalter**. In: Chemnitz, Technische Universität, Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik, Symposium Mikromechanik, 1989 , S. 13-15
- [166] DÖTZEL, W.; KIEHNSCHERF, R.; ZIEGLER, T.: **Mikromechanische Aktoren magnetisch betätigen**. In: Feinwerktechnik und Messtechnik 100 (1992) , Nr. 11 , S. 487-493
- [167] MIU, DENNY K.: **Bulk fabricated electromagnetic micro-relays / micro-switches and methods of making same**. Schutzrecht , US 5778513 (1998)
- [168] EARLES, T. ; MANGAT, P. ; KLEIN, J. ; GUCKEL, H.: **Magnetic microactuators for relay applications**. In: Actuator 96 (Proceedings 5th International Conference on New Actuators Bremen 26.-28.6.1996). Bremen: ASCO-Druck 1996 , P21 , S. 132-135
- [169] TABAT, N. ; KLEIN, J. ; GUCKEL, H.: **Single Flux-Path Bidirectional Linear Actuator**. In: IEEE (Veranst.): Transducers 97 (1997 International Conference on Solid-State Sensors and Actuators, June 16-19). Piscataway, NY: IEEE, 1997. - Cat-No. 97TH8267, S. 789-792

Literatur zu 1.2.2 Mikrotechnische Schalter – Kontaktphysik in der Mikrotechnik

- [170] SCHIMKAT, J. ; GEVATTER, H.-J. ; KIESEWETTER, L.: **Gold-Nickel als Kontaktwerkstoff für ein Silizium-Mikrorelais**. In: Feinwerktechnik und Messtechnik 104 (1996) , Nr. 7-8 , S. 515-518
- [171] SCHIMKAT, J.: **Das Verhalten elektrischer Schaltkontakte bei Kontaktkräften im Millinewton-Bereich**. In: VDE (Veranst.): Kontaktverhalten und Schalten (14. Kontaktseminar in Karlsruhe 24.-26.09.1997). Berlin: VDE, 1997 (VDE-Fachbericht 51), S. 21-28
- [172] SZE, M.E.: **Physics of Semiconductor Devices**. 2. Auflage. New York: John Wiley & Sons (1981).
- [173] AUGIS, J.A. ; EISENMANN, E.T.: **A new mechanism for lateral erosion**. In: IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology CHMT-3 (1980) , S. 292-296
- [174] ANTLER, M.: **Gold Plated Contacts: Effect of Thermal Aging on Contact Resistance**. In: IEEE (Veranst.): Electrical Contacts (43rd IEEE Holm Conference on Electrical Contacts. Philadelphia, PA, 20-22 Oct 1997). New York: IEEE, 1997, S. 121-131
- [175] HOSAKA, H. ; UENISHI, Y.: **Static Rigidity and Natural Frequency of Flat Permalloy Springs Used in Electromagnetic Microactuators**. In: International Journal of the Japan Society for Precision Engineering 27 (1993) , Nr. 3 , S. 253-258.
- [176] HOSAKA, H. ; KUWANO, H. ; YANAGISAWA, K.: **Electromagnetic microrelays: concepts and fundamental characteristics**. In: Sensors and Actuators A 40 (1994) , Nr. 1 , S. 41-47
- [177] ZIAD, H. ; BAERT, K. ; TILMANS, H.A.C.: **Design considerations of the electrical contacts in (micro) relays**. In: SPIE (Veranst.): Proceedings of the SPIE (The International Society for Optical Engineering Micromachined Devices and Components II. 14-15 Oct. 1996 Austin, TX) Austin: Int. Soc. Opt. Eng, 2882 (1996) , S. 210-217
- [178] JAHN, W.: **Contact Materials for Reed Switches**. In: International Conference on Electrical Contacts and Electromechanical Components, May 9-12, 1989, Beijing, China. Beijing: International Academic Publishers, 1989 , S. 264-268
- [179] IWATA, H. ; OHYA, T. ; MITSUISHI, S. ; MARUYAMA, H.: **A study of the relationship between contact materials and sticking characteristics on telecommunication relay**. In: IEICE Transactions on Electronics E77-C (1994) , Nr. 10 , S. 1627-1633
- [180] KASPAR, F.: Persönliche Mitteilung. Pforzheim: Doduco (1996).
- [181] GANZ, J.: Persönliche Mitteilung. Pforzheim: Doduco (1996).
- [182] SCHIELE, I. ; HUBER, J. ; EVERS, C. ; HILLERICH, B. ; KOZLOWSKI, F.: **Micromechanical Relay with Electrostatic Actuation**. In: IEEE (Veranst.): Transducers 97 (1997 International Conference on Solid-State Sensors and Actuators, June 16-19). Piscataway, NY: IEEE, 1997. - Cat-No. 97TH8267, S. 1165-1168
- [184] ZAVRACKY, P.M. ; MAJUMDER, S. ; MCGRUER, N.E.: **Micromechanical switches fabricated using nickel surface micromachining**. In: Journal of Microelectromechanical Systems 6 (1997) , Nr. 1 , S. 3-9
- [185] FULLIN, E. ; GOBET, J. ; TILMANS, H.A.C. ; BERGQVIST, J.: **A new basic technology for magnetic micro-actuators**. In: IEEE (Veranst.): MEMS 98 (Eleventh Annual International Workshop on Micro Electro Mechanical Systems. Heidelberg, 25.-29.01.98). New York: IEEE, 1998. - IEEE Cat. Nr. 98CH36176 , S. 143-147
- [186] TAYLOR, W.P. ; BRAND, O. ; ALLEN, M.G.: **Fully integrated magnetically actuated micromachined relays**. In: Journal of Microelectromechanical Systems IEEE, 7 (1998) , Nr. 2 , S. 181-91
- [187] WRIGHT, J.A. ; TAI, Y.-C.: **Magnetostatic MEMS relays for the miniaturization of brushless DC motor controllers**. In: IEEE (Veranst.): MEMS '99 (Twelfth International Conference on Micro Electro Mechanical Systems). New York: IEEE, 1998. S. 594-599

Literatur zu 2.1, Bestimmung der erforderlichen Schaltweite

- [188] BEN-JEMAA, N.: Persönliche Mitteilung. 2001-09-10.

Literatur zu 2.2, Kontaktmetallisierung

- [189] MÄSCHIG, K.: **Dünnschicht-Technologie**. Frankfurt: Syntext, 1988
- [190] CHAPMAN, B.N.: **Glow Discharge Processes**. New York: John Wiley, 1980
- [191] NICOLET, M.A.: **Diffusion Barriers in Thin Films**. In: Thin Solid Films 52 (1978) , S. 415-443
- [192] HAQ, K.E. ; BEHRNDT, K.H. ; KOBIN, I.: **Adhesion Mechanism of Gold-Underlayer Film Combinations to Oxide Substrates**. In: Journal of Vacuum Science and Technology 6 (1968) , Nr. 1 , S. 148-152.
- [193] MUNITZ, A. ; KOMEM, Y.: **Structural and resistivity changes in heat-treated chromium-gold films**. In: Thin Solid Films 37 (1976) , S. 171-179
- [194] RIPKA, G. ; HAJDÚ, I.: **Hybridschaltungen**. München: Franzis, 1987
- [195] BALLUFFI, R.W. ; BLAKELY, J.M.: **Special Aspects of Diffusion in Thin Films**. In: Thin Solid Films 25 (1975) , S. 363-392
- [196] GUPTA, D. ; HO, P.S. : **Diffusion Processes in Thin Films**. In: Thin Solid Films 72 (1980) , S. 399-418

- [197] KAUR, I. ; GUST, W.: **Grain and interphase boundary diffusion**. In: Landolt-Börnstein, Neue Serie, Gruppe III/26: Diffusion in festen Metallen und Legierungen. Berlin: Springer, 1990
- [198] MEHRER, H.: **General Introduction**. In: Landolt-Börnstein NS III/26: Diffusion in festen Metallen und Legierungen. Berlin: Springer, 1990
- [199] LE CLAIRE, A.D. ; NEUMANN, G.: **Diffusion of impurities in solid metallic elements**. In: Landolt-Börnstein NS III/26: Diffusion in festen Metallen und Legierungen. Berlin: Springer, 1990
- [200] PERRIN, C. ; SIMON, D.: **Effects of atmospheric corrosion on some materials used in electrical contacts (gold/nickel/brass, nickel/brass, brass, copper)**. In: Journal de chimie physique et de physicochimie biologique 94 (1997) , Nr. 1 , S. 105-121
- [201] RICHARDS, J.L. ; MCCANN, W.H.: **Low Temperature Diffusion in Polycrystalline Thin-Film Gold-Nickel Couples**. In: Journal of Vacuum Science and Technology (1969) , S. 644-647.
- [202] HIEBER, H.: **Aging Properties of Gold Layers with Different Adhesion Layers**. In: Thin Solid Films 37 (1976) , S. 335-343.
- [203] HOLLOWAY, P.H. ; AMOS, D.E. ; NELSON, G.C.: **Analysis of grain-boundary diffusion in thin films: Chromium in gold**. In: Journal of Applied Physics 47 (1976) , Nr. 9 , S. 3769-3775.
- [204] AUDINO, R. ; GESTEFANIS, G.: **Interface Behaviour Evaluation in Au/Cr, Au/Ti and Au/Pd/Ti Thin Films by Means of Resistivity and Stylus Measurements**. In: Thin Solid Films 36 (1976) , S. 343-347.
- [205] MUNITZ, A. ; KOMEM, Y.: **The Increase in the Electrical Resistance of Heat-Treated Au/Cr Films**. In: Thin Solid Films 71 (1980) , S. 177-188.
- [206] YAN, B. ; LIN, T. ; MAO, D. ; YANG, C.: **Interdiffusion of an Au/Ni/Cr multilayer metallization on silicon substrates**. In: Thin Solid Films 173 (1989) , S. 39-51.
- [207] GEORGE, M.A. ; GLAUNSINGER, W.S. ; THUNDAT, T. ; LINDSAY, S. M.: **Electrical, Spectroscopic, and Morphological Investigation of Chromium Diffusion Through Gold Films**. In: Thin Solid Films 189 (1990) , S. 59-72.
- [208] HILTMANN, K.: **Langzeitstabilität von Cr-Au-Leiterbahnen**. Villingen-Schwenningen: HSG-IMIT (1994).
- [209] PREDEL, B.: **Phasengleichgewichte, kristallographische und thermodynamische Daten binärer Legierungen**. In: Madelung, O. ; Schäfer, K.: Landolt-Börnstein: Zahlenwerte und Funktionen aus Naturwissenschaften und Technik. Neue Serie, Gruppe IV, Band 5, Teilband a. Berlin: Springer, 1991.
- [210] HIEBER, H. ; BETKE, F. ; PAPE, K.: **Ageing Tests on Gold Layers and Bonded Contacts**. In: Electrocomponent Science and Technology 4 (1977) , S. 89-94.
- [211] ANTLER, M.: **Gold in electrical contacts**. In: Gold Bulletin 4 (1971) , Nr. 3 , S. 42-46
- [212] REID, F.H. ; GOLDIE, W. E.: **Gold als Oberfläche**. Saulgau: Eugen G. Leuze, 1982.
- [213] TOMPKINS, H.G. ; PINNELL, M.R.: **Relative rates of nickel diffusion and copper diffusion through gold**. In: Journal of Applied Physics 48 (1977) , Nr. 7 , S. 3144-3146.
- [214] SHIH, D.-Y. ; PALMATEER, P. ; FU, Y. ; KIM, J. ; KAPUR, S. ; ARNOLD, A. ; GHOSAL, B. ; BROFMAN, P. ; WALDMAN, D. ; HAYUNGA, P. ; CVIKEVICH, S. ; CORSO, J. ; ADVOCATE, G.: **Designs of Low Stress I/O Pin Attach Systems**. In: IEEE Transactions on Components, Hybrids and Manufacturing Technology 15 (1992) Nr. 3, S. 369-377
- [215] WISE, E.M.: **Gold Electrical Contacts**. In: Wise, E.M. (Ed.): Gold: Recovery, Properties, and Applications, Kap. 22. Princeton, NJ: D. van Nostrand, 1964
- [216] HALL, P.M. ; MORABITO, J.M.: **Diffusion Problems in Microelectronic Packaging**. In: Thin Solid Films 53 (1978) , S. 175-182
- [217] THOMAS, R.E. ; HAAS, G.A.: **Diffusion measurements in thin films utilizing work function changes: Cr into Au**. In: Journal of Applied Physics 43 (1972) , Nr. 12 , S. 4900-4907
- [218] LEES, P.W.: **The Influence of Manufacturing technology on the Effectiveness of Nickel Diffusion Barriers for High Temperature (100 C - 200 C) Dry Circuit Applications**. In: 16th International Conference on Electrical Contacts, 7-11 September. Loughborough University of Technology, England, (1992) , S. 357-363
- [219] PITTER, J. ; VRÖBEL, L. ; MASSARIK, V.: **Die Kupferdiffusion in Goldüberzügen bei höheren Temperaturen**. In: Metalloberfläche 33 (1979) , Nr. 10 , S. 415-419
- [220] NOWICKI, R.S. ; HARRIS, J.M. ; NICOLET, M.A. ; MITCHELL, I.V.: **Studies of the Ti-W/Au Metallization on Aluminum**. In: Thin Solid Films 53 (1978) , S. 195-205
- [221] NOWICKI, R.S. ; WANG, I.: **Improvement of the diffusion barrier properties of rf-sputtered molybdenum**. In: Journal of Vacuum Science and Technology 15 (1978) , S. 235-237
- [222] PINNELL, M. R.: **Diffusion-Related Behaviour of Gold in Thin Film Systems**. In: Gold Bulletin 12 (1979) , S. 62-71.
- [223] NICOLET, M.A. ; BARTUR, M.: **Diffusion barriers in layered contact structures**. In: Journal of Vacuum Science and Technology 19 (1981) Nr. 3 , S. 786-793
- [224] CUNNINGHAM, J.A. ; FULLER, C.R. ; HAYWOOD, C.T.: **Corrosion Resistance of Several Integrated-Circuit Metallization Systems**. In: IEEE Transactions on Reliability R-19 (1970) Nr. 4 , S. 182-187.
- [225] NOWICKI, R.S. ; NICOLET, M.A.: **General Aspects of Barrier Layers for Very-Large-Scale Integration Applications II: Practice**. In: Thin Solid Films 96 (1982) , S. 317-326
- [226] NAKAMURA, K. ; LAU, S. S. ; NICOLET, M.-A. ; MAYER, J.W.: **Ti and V layers retard interaction between Al films and polycrystalline Si**. In: Applied Physics Letters 28 (1976) 5 , S. 277-280.
- [227] HARRIS, J.M. ; LUGUJO, E. ; CAMPISANO, S. U. ; NICOLET, M.-A. ; SHIMA, R.: **Studies on the Al₂O₃-Ti-Mo-Au metallization system**. In: Journal of Vacuum Science and Technology 12 (1975) Nr. 1 , S. 524-527.
- [228] HIEBER, H. ; BERNDT, H.: **On the Adhesion Behaviour of Thin Films with Thermocompression Bonds**. In: Düsseldorf: Deutscher Verband für Schweißtechnik DVS-40 (1976) , S. 118-122.
- [229] GROVENOR, CHRISTOPHER R.M.: **The Metallurgy of Aluminium- and Gold-based Metallisation Schemes**. In: Microelectronic Materials, Kap. 5. Bristol: Adam Hilger, 1989.
- [230] DeBonte, W.J. ; Poate, J.M. ; Melliar-Smith, C.M. ; Levesque, R.A.: **Thin-film interdiffusion. II. Ti-Rh, Ti-Pt, Ti-Rh-Au, and Ti-Au-Rh**. In: Journal of Applied Physics 46 (1975) Nr. 10 , S. 4284-4290.

- [231] POATE, J.M. ; TURNER, P.A. ; DEBONTE, W.J. ; YAHACOM, J.: **Thin-film interdiffusion. I. Au-Pd, Pd-Au, Ti-Pd, Ti-Au, Ti-Pd-Au, and Ti-Au-Pd.** In: Journal of Applied Physics 46 (1975) Nr. 10 , S. 4275-4283.
- [232] REVITZ, M. ; TOTTA, P.A. In: Electrochemical Society Meeting, Extended Abstracts (1972), Bd. 72-2, S. 631. Princeton, NJ: The Electrochemical Society (1972). Zit. nach [191].
- [233] SIMON, J. ; ENGELMANN, G. ; EHRMANN, O. ; REICHL, H.: **Plating of Microstructures for Sensors.** In: VDE (Veranst.): Micro System Technologies 91 (2nd International Conference on Micro Electro, Opto, Mechanic Systems and Components. Berlin, October 29-November 1). Berlin: VDE, 1991 , S. 315-321.
- [234] SIMON, J.: **Plating of Gold for Semiconductor Applications.** In: Interfinish 92 (1992) , S. 183-191.
- [235] KATTELUS, H.P. ; KOLAWA, E. ; AFFOLTER, K. ; NICOLET, M.-A.: **Sputtered W-N diffusion barriers.** In: Journal of Vacuum Science and Technology A , 3 (1985) , Nr. 6 , S. 2246-2254.
- [236] KWON, C.S. ; KIM, Y.T. ; MIN, S. K. ; CHOI, I.H.: **The characteristics of nitrogen implanted tungsten film as a new diffusion barrier for metal organic chemical vapor deposited Cu metallization.** In: Japanese Journal of Applied Physics Part 1, 34 (1995) , Nr. 12B , S. 6857-6860
- [237] REMAKI, B. ; JULLIEN, D. ; JOUVE, C.: **Barrier Properties of Conducting Poly(Ethylene) with Gold and Silicon.** In: Sensors and Actuators A - Physical 33 (1992) , Nr. 1-2 , S. 85-89.
- [238] HILTMANN, K. ; SCHUMACHER, A. ; GUTTMANN, K. ; LEMP, E. SANDMAIER, H. ; LANG, W.: **New Micromachined Membrane Switches in Silicon Technology.** In: IEEE (Veranst.): Electrical Contacts 01 (47th IEEE Holm Conference on Electrical Contacts. Sep 9-11, 2001, Montreal, CDN). New York: IEEE, 2001. - Cat.-No. 01CH37192. - Dasselbe in: IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies 25 (2002) , S. 397-401.
- [239] MASSALSKI, B. ; MURRAY, J.L. ; BENNETT, L.H. ; BAKER, H. (EDS.): **Binary Alloy Phase Diagrams.** Ohio, USA: American Society for Metals, 1986.
- [240] BRANDES, E.A. ; BROOK, G.B.: **Smithells Metals Reference Book.** 7. Auflage. Oxford, GB: Butterworth-Heinemann, 1992.
- [241] REID, J.S. ; KOLAWA, E. ; GARLAND, C.M. ; NICOLET, M.A. ; CARDONE, F. ; GUPTA, D. ; RUIZ, R.P.: **Amorphous (Mo, Ta, or W)-Si-N diffusion barriers for Al metallizations.** In: Journal of Applied Physics, 79 (1996) , Nr. 2 , S. 1109-1115
- [242] HOFFMANN, R.K. ; SEIDEL, J.P. ; SELE, G.J. ; SCHNEIDER, P.: **Kontaktsysteme in Dünnschicht-Technologie.** In: EPP, Hybridtechnik (1986) , Oktober , S. 50-53

Literatur zu 2.3, Belastbarkeit von Membranen

- [243] HILTMANN, K.: **Charakterisierung von Eigenspannungen in Multi-Layer-Systemen.** Stuttgart, Universität, Diplomarbeit, 1990. - DA Nr. 752 286
- [244] MCLAUGHLIN, J.C. ; WILLOUGHBY, A.F.W.: **Fracture of Silicon Wafers.** In: Journal of Crystal Growth 85 (1987) , S. 83-90
- [245] JOHANSSON, S. ; SCHWEITZ, J.-Å. ; TENERZ, L. ; TIRÉN, J.: **Fracture testing of silicon microelements in situ in a scanning electron microscope.** In: Journal of Applied Physics 63 (1988) , Nr. 10 , S. 4799-4803
- [246] DING, X.-Y. ; KO, W.H. ; MANSOUR, J.M.: **Residual Stress and Mechanical Properties of Boron-doped p+-Silicon Films.** In: Sensors and Actuators A23 (1990) , Nr. 1-3, S. 866-871
- [247] ERICSON, F. ; SCHWEITZ, J.-Å.: **Micromechanical fracture strength of silicon.** In: Journal of Applied Physics 68 (1990) , Nr. 11 , S. 5840-5844
- [248] KIESEWETTER, L. ; HOUDEAU, D. ; LÖPER, G. ; ZHANG, J.-M.: **Wie belastbar ist Silizium in mikromechanischen Strukturen?.** In: Feinwerktechnik & Meßtechnik 100 (1992) , Nr. 6 , S. 249-254
- [249] ZHANG, J.-M.: **Verfahren und Einrichtungen zur Bestimmung mechanischer Eigenschaften mikromechanischer Werkstoffe.** Düsseldorf: VDI, 1993 (Fortschritts-Berichte des VDI, Reihe 5, Nr. 338)
- [250] VEDDE, J. ; GRAVESEN, P.: **The fracture strength of nitrogen doped silicon wafers.** In: Mater Science and Engineering B Solid State M 36 (1996) , Nr. 1-3 , S. 246-250
- [251] LU, J.W. ; SARGENT, G.A. ; CONRAD, H.: **A study of the mechanisms of erosion in silicon single crystals using Hertzian fracture tests.** In: Wear 186 (1995) , Nr. 1 , S. 105-116
- [252] CHEN, L.D. ; ZHANG, M.J. ; ZHANG, S. : **Determination of Bending Stress of Si Wafer Using Concentrated Load.** In: Journal of Applied Physics 76 (1994) , Nr. 3 , S. 1547-1551
- [253] BERNT, H.: **Mechanische und thermische Eigenschaften von Strukturen und Materialien für die Mikromechanik.** In: Heuberger, A. (Hrsg.): Mikromechanik. Berlin: Springer, 1989.
- [254] HOHECKER, R.J.: **Elastische Eigenschaften und Versagen von Werkstoffen der Mikrosystemtechnik.** In: München, Technische Universität, Diplomarbeit, 1995
- [255] LANG, W. ; FOLKMER, B. ; HOHECKER, R. ; KÜHL, K.: **Die mechanischen Eigenschaften von Membranen aus Silizium, Siliziumkarbid und Siliziumnitrid.** In: DVM (Veranst.): Micro Materials 95 (Micro Materials Micro Mat 95 Berlin, DE, 28.-29. Nov, 1995). Berlin: Deutscher Verband für Materialforschung und -prüfung e.V., 1995 , S. 145-150
- [256] BOOTH, A.S. ; COSGRAVE, M. ; ROBERTS, S. G.: **The Warm-Prestressing Effect in Silicon.** In: Acta Metallurgica 39 (1991) , Nr. 2 , S. 191-197
- [257] PFEIFFER, G. ; WERTHSCHÜTZKY, R.: **Drucksensoren.** Berlin: Verlag Technik, 1989.
- [258] WISE, K.D. ; CLARK, S.K.: **Diaphragm formation and pressure sensitivity in batch-fabricated silicon pressure sensors.** In: IEDM Digest of Technical Papers (1978), S. 96 -99. - Zitiert nach [265]
- [259] LEE, K.W. ; WISE, K.D. : **SENSIM: A Simulation Program for Solid-State Pressure Sensors.** In: IEEE Transactions on Electron Devices ED-29 (1982) , Nr. 1, S. 34-41.
- [260] WU, X.-P. ; BAO, M.-H. ; DING, W.: **An integrated pressure transducer for biomedical applications.** In: Sensors and Actuators 2 (1982) , S.309-320
- [261] ZHANG, Y. ; WISE, K.D.: **Performance of non-planar silicon diaphragms under large deflections.** In: IEEE (Veranst.): MEMS 93 (Micro Electro Mechanical Systems. An Investigation of Micro Structures, Sensors, Actuators, Machines and Systems. Fort Lauderdale, FL, USA, 7-10 Feb 1993). New York, NY, USA: IEEE, 1993. S. 284-288. - IEEE Cat. No.93CH3265-6 , ISBN: 0-7803-0957-X

- [262] LOVE, A.E.H.: **A Treatise on the Mathematical Theory of Elasticity**. 4. Aufl. New York: Dover Publications, 1944. S. 493. - Zitiert nach [265]
- [263] TACK, P.C. ; BUSTA, H.H.: **Stress Modeling of Microdiaphragm Pressure Sensors**. In: IEEE (Veranst.): 1986 IEEE Solid-State Sensor Conference Hilton Head Island. New Jersey: IEEE, 1986. - Zitiert nach [265]
- [264] HENCKY, H.: **Der Spannungszustand in rechteckigen Platten**. München: Oldenbourg, 1913. - Zitiert nach [265]
- [265] SANDMAIER, H.: **Untersuchung des nichtlinearen Verhaltens piezoresistiver Niederdrucksensoren auf der Basis von Silizium**. München, Technische Universität, Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik, Dissertation, 1988
- [266] TIMOSHENKO, S.; WOINOWSKY-KRIEGER, S.: **Theory of Plates and Shells**. New York: McGraw-Hill, 1940. - Zitiert nach [265]
- [267] HAFFNER, H.: **Untersuchung zu Toleranzen und Fehlern in Lithographie- und Ätzprozessen**. Villingen-Schwenningen: HSG-IMIT und Chemnitz: Technische Universität, Fachbereich Elektrotechnik, Diplomarbeit, 1992
- [268] CZARNOWSKA, A.: **Festigkeit von mikromechanischen Silizium-Bauelementen**. Villingen-Schwenningen: HSG-IMIT und Furtwangen, Fachhochschule, Diplomarbeit, 1995
- [269] HILTMANN, K. ; LANG, W.: **An investigation on binary force and pressure sensors**. In: Universität Barcelona (Veranst.): MME'96 (The Seventh Micromechanics Europe Workshop, Barcelona, 21-22.10.96). Barcelona: Universität, 1996. URL der Veranstaltung: <http://www.ub.es/gpre/mme'96/mme.htm> [letzte Änderung am 30.04.1999, Zugriff am 05.02.2007]
- [270] RONNIGER, C.: Visual-XSel 9.0 DoE & Weibull. URL: www.weibull.de [letzte Änderung 06.07.2005, Zugriff am 05.02.2007]
- [271] FRANZ, D.: **Statistik: eine Einführung in die Wahrscheinlichkeitsrechnung, Qualitätskontrolle und Zuverlässigkeit für Techniker und Ingenieure**. Heidelberg: Hüthig, 1991.
- [272] HARTUNG, J., ELPELT, B. ; KLÖSENER, K.-H.: **Statistik: Lehr- und Handbuch der angewandten Statistik**. München: Oldenbourg, 1995.
- [273] WELLINGER, K. ; DIETMANN, H.: **Festigkeitsberechnung: Grundlagen und technische Anwendung**. Stuttgart: Kröner, 1976.
- [274] ROSSBERG, R.: **Mikrodosierung für portable Flüssigkeitsabgabesysteme**. Aachen: Shaker und Braunschweig, Technische Universität, Dissertation, 1995
- [275] HUANG, Y.M. ; SPENCE, J.C.H. ; SANKEY, O.F.: **The Effects of Impurities on the Ideal Tensile Strength of Silicon**. In: Philosophical Magazine A - Physics of Condensed Matter Defects and Mechanical Properties 70 (1994) , Nr. 1 , S. 53-62
- [276] PÉREZ, R. ; GUMBSCH, P.: **An ab initio study of the cleavage anisotropy in silicon**. In: Acta Materialia 48 (2000) , S. 4517-4530
- [277] PÉREZ, R. ; GUMBSCH, P.: **Directional Anisotropy in the Cleavage Fracture of Silicon**. In: Physical review Letters 84 (2000) , Nr. 23 , S. 5347-5350
- [278] GUMBSCH, P. ; CANNON, R.M.: **Atomistic Aspects of Brittle Fracture**. In: MRS Bulletin 25 (2000) , Nr. 5 , S. 15-20
- [279] CRAMER, T. ; WANNER, A. ; GUMBSCH, P.: **Energy Dissipation and Path Instabilities in Dynamic Fracture of Silicon Single Crystals**. In: Physical Review Letters 85 (2000) , Nr. 4 , S. 788-791

Literatur zu 2.4, Durchkontaktierungen

- [280] SUZUKI, S. ; TSUCHITANI, S. ; MIKI, M. ; MATSUMOTO, M.: **Capacitance type accelerometer**. Schutzrecht US 5095752 (1992)
- [281] CORMAN, T.: **Vacuum-Sealed and Gas-Filled Micromachined Devices**. Stockholm, Royal Institute of Technology, Dissertation, 1999. - ISBN 91-7170-482-5.
- [282] PETERSEN, K.E.: **Method and apparatus for forming hermetically sealed electrical feed-through conductors**. Schutzrecht WO 85/03381 (1985)
- [283] PUERS, R. ; LAPADATU, D.: **Extremely miniaturized capacitive movement sensors using new suspension systems**. In: Sensors and Actuators A 41-42 (1994), S. 129-135. - Zitiert nach 281.
- [284] CHEN, F. ; ROGERS, T.W. ; BLACKABY, D.E.: **Method of sealing an electrical feedthrough in a semiconductor device**. Schutzrecht US 4849374 und EP 302654 (1988)
- [285] HILTMANN, K. ; BACH, W. ; LANG, W. ; SANDMAIER, H.: **Absolute pressure switches with low contact resistance**. In: AMA Fachverband für Sensorik (Veranst.): Sensor 97 (8th International Conference on Sensors Nürnberg, DE, 13.-15. Mai 1997). Wunstorf: AMA Service, 1997. Band 2, S. 143-147
- [286] SASSEN, S. ; KUPKE, W. ; BAUER, K.: **Anodic bonding of evaporated glass structured with lift-off technology for hermetically sealing**. In: Sensors and Actuators, A83 (2000) Nr. 1/3, S. 150-155
- [287] ZIAIE, B. ; ARX, J.A.V. ; DOKMECI, M.R. ; NAJAFI, K. : **A hermetic glass-silicon micropackage with high-density on-chip feedthroughs for sensors and actuators**. In: Journal of Microelectromechanical Systems 5 (1996), S. 166-179. - Zitiert nach 281.
- [288] SOORIAKUMAR, K. ; MEITZLER, A.H. ; MCCARTHY, S. L. ; HAEBERLE, R.J.: **Hermetically sealed microelectronic device and method of forming the same**. Schutzrecht US 5801068 (1998)
- [289] SCHOTT AG: **Mechanische Eigenschaften**. URL: <http://www.schott.com/hometech/german/products/borofloat/attribute/mechanical/index.html> [Letzte Änderung und Zugriff am 05.01.07]
- [290] CHEN, F. ; ROGERS, T.W. ; BLACKABY, D.E.: **Semiconductor device having sealed electrical feedthrough**. Schutzrecht US 5041900 (1991)
- [291] BOWMAN, L. ; SCHMITT, J.M. ; MEINDL, J.D.: **Electrical contacts to implantable integrated sensors by CO₂ laser-drilled vias through glass**. In: Fung, C.D. et al. (Eds.): Micromachining and Micropackaging of Transducers. Amsterdam: Elsevier, 1985 , S. 79-84

- [292] JAKOBSEN, H. ; KVISTEROY, T.: **Sealed Cavity Arrangement Method**. Schutzrecht US 5591679 (1996)
- [293] TANELLIAN, M.H.: **Silicon Wafers Containing Conductive Feed-Throughs**. Schutzrecht US 5166097 (1990)
- [294] TRU-SI TECHNOLOGIES: **Via Filling - Copper**.
URL: <http://www.trusi.com/copper.html> [Letzte Änderung am 27.06.2003; Zugriff am 04.01.2007]
- [295] MIKKOR, M.: **Method of making silicon capacitive pressure sensor with glass layer between silicon wafers**. Schutzrecht US 4773972 (1988)
- [296] HÜLSENBERG, D. ; HARNISCH, A. ; HORST, H.-J. ; SCHMIDT, K. ; STRAUBE, B.: **New Glasses for Microsystem Technologies**. In: Reichl, H. ; Heuberger, A. (Eds.): MST '94 (Micro System Technologies '94 Berlin, 19.-21.10.94). Berlin: VDE, 1994 (1994) , S. 259-268.
- [297] ANTHONY, T.R.: **Forming feedthroughs in laser-drilled holes in semiconductor wafers by double-sided sputtering**. In: IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology, CHMT-5(1) (1982), S. 171-180. - Zitiert nach [281](#).
- [298] DIEPOLD, T. ; OBERMEIER, E.: **Smoothing of ultrasonically drilled holes in borosilicate glass by wet chemical etching**. In: Journal of Micromechanics and Microengineering 6 (1996) Nr. 1, S. 29-32. - Zitiert nach [281](#).
- [299] SHOJI, S. ; ESASHI, M.: **Photoetching and electrochemical discharge drilling of Pyrex glass**. In: IEEJ (Veranst.): 9th Sensor Symposium (May 30 - 31, 1990, Arcadia Ichigaya, Tokyo). Tokyo: Institute of Electrical Engineers of Japan, 1990, S. 27-30. - Zitiert nach [281](#).
- [300] GIACHINO, J.M. ; HAEBERLE, R.J. ; CROW, J.W.: **Method for manufacturing variable capacitance pressure transducers**. Schutzrecht US 4261086 (1979)
- [301] HÜLSENBERG, D. ; BRUNTSCH, R.: **Glasses and glass-ceramics for application in micromechanics**. In: Journal of Non-Crystalline Solids 129 (1991) , Nr. 1-3 , S. 199-205
- [302] HORST, H.-J. ; SCHMIDT, K. ; HÜLSENBERG, D.: **Aspects of the Application of Structurable Glasses for Micro System Technology**. In: VDE (Veranst.): MST'91 (Micro System Technologies 91 : 2nd International Conference on Micro Electro, Opto, Mechanic Systems and Components. Berlin, October 29-November 1). Berlin: VDE, 1991. - ISBN 3-8007-1819-7, S. 325-331
- [303] HÜLSENBERG, D.: **Glas in der Mikrotechnik**. In: Sitzungsberichte der sächsischen Akademie der Wissenschaften zu Leipzig, math.-naturw. Klasse 123 (1992) , Nr. 6 , S. 1-31
- [304] HÜLSENBERG, D.: **Glas in der Mikrotechnik**. Vortrag am HSG-IMIT, Villingen-Schwenningen am 12.05.1993 (1993)
- [305] HÜLSENBERG, D. ; SCHMIDT, K. ; STRAUBE, B.: **Glas in der Mikrotechnik**. In: Technische Universität Ilmenau: Beiträge aus dem wissenschaftlichen Leben 1 (1994) , Nr. 1 , S. 11-15
- [306] LI, X.-H. ; LIU, Y.-X. ; ABE, T. ; HAGA, Y. ; ESASHI, M.: **High density electrical feedthrough fabricated by deep reactive ion etching of pyrex glass**. In: IEEE (Veranst.): MEMS 01 (14th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems, CH-Interlaken 21.-25.01.01). New York: IEEE, 2001. - Cat.-Nr. 01CH37090. - ISBN 0-7803-5998-4, S. 98-101
- [307] HAMMER, F.: **Vergleich von Nd:YAG Laserkürettage und konventioneller Wurzelreinigung bezüglich histologischer und morphologischer Veränderungen ; eine in vivo Studie**. Marburg, Universität, Dissertation (1997). - URL: http://archiv.ub.uni-marburg.de/diss/z1998/0089/html/1_5.htm [letzte Änderung am 22.05.1998; Zugriff am 06.02.2007]
- [308] SCHOTT: **Thermische Eigenschaften**. Mainz: Schott AG, Home Tech, 2007.
URL: <http://www.schott.com/hometech/german/products/borofloat/attribute/thermic/index.html> [letzte Änderung: - ; Zugriff am 06.02.2007]
- [309] SCHOTT: **Transmission im IR-Bereich**. Mainz: Schott AG, Home Tech, 2007.
URL: http://www.schott.com/hometech/german/download/transmit_ir_range.pdf [letzte Änderung am 03.05.2002; Zugriff am 06.02.2007]
- [310] STRAUBE, B.: **Beitrag zur Entwicklung strukturierbarer Gläser für die Mikrosystemtechnik**. Ilmenau: Technische Universität und Aachen: Shaker (1997). - ISBN 3-8265-3060-8.
- [311] BULLEN: **Materials**. Eaton, OH: Bullen Ultrasonics, 2003.
URL: <http://www.bullen-ultrasonics.com/Glass.html> [letzte Änderung am 01.12.2006; Zugriff am 06.02.2007]
- [312] MÖBIUS, A. ; TOLLS, E.: **Aktuelle Verfahren der Kunststoffgalvanisierung**. Neuss: Enthone-OMI, 2000. - URL: http://www.enthone.nl/Pages/Presse/PLATO_1.pdf [Letzte Änderung vom 08.03.2000; Zugriff am 09.02.2007]
- [313] SUPPA, M.: **Via Hole Plugging von SBU-Leiterplatten: Trends, Möglichkeiten, Ver- und Bearbeitung sowie Limitationen**. In: DVS/GMM (Veranst.): Elektronische Baugruppen – Aufbau und Fertigungstechnik (6./7.02.02, Fellbach). Düsseldorf: DVS, 2002. - URL: www.peters.de/d/service/referate/REF-154d_000.pdf [letzte Änderung am 05.08.2002; Zugriff am 10.02.2007]
- [314] HUANG, H.-C.: **Herstellung einer Kontaktierung im Glas für Mikroschalter**. Stuttgart, Universität, Studienarbeit, 2001
- [315] JELINEK, T. W.: **Praktische Galvanotechnik**. Bad Saulgau : Leuze 2005
- [316] KANANI, N.: **Galvanotechnik : Grundlagen, Verfahren, Praxis**. München [u.a.] : Hanser, 2000
- [317] NOETZEL, J.: **Grenzwertschalter in galvanischer Additivtechnik**. Aachen: Shaker, 1997
- [318] LEYENDECKER, K.: **Untersuchungen zum Stofftransport bei der Galvanoformung von LIGA-Mikrostrukturen**. Karlsruhe: Forschungszentrum Karlsruhe, 1995 - Firmenschrift
- [319] JEHN, H.: **Galvanische Schichten**. Ehningen: Expert, 1993
- [320] POMERANTZ, D. I.: **Anodic Bonding**. In: Schutzrecht US 3397278 (1968)
- [321] MAGNUS, K. ; MÜLLER, H.H.: **Grundlagen der technischen Mechanik**. Stuttgart: Teubner, 1984
- [322] CAHN, R.W. (Hrsg.): **Physical Metallurgy**. Amsterdam: North-Holland, 1970
- [323] LINDER, S. : **Chip stacks for memory applications**. Zürich, ETH, Dissertation, 1996. - ISBN 3-907574-11-7. - Zitiert nach [281](#).

- [324] BURGER, G.J. ; SMULDERS, E.J.T. ; BERENSCHOT, J.W. ; LAMMERINK, T.S.J. ; FLUITMAN, J.H.J. ; IMAI, S. : **High-resolution shadow-mask patterning in deep holes and its application to an electrical wafer feed-through**. In: Sensors and Actuators A 54 (1996) S. 669-673. - Zitiert nach [281](#).
- [325] CHRISTENSEN, C. ; KERSTEN, P. ; HENKE, S. ; BOUWSTRA, S. : **Wafer through-hole interconnections with high vertical wiring densities**. In: IEEE Transactions on Components, Packaging, and Manufacturing Technology-Part A, 19(4) (1996), S. 516-522. - Zitiert nach [281](#).
- [326] CABUZ, C. ; SHOJI, S. ; FUKATSU, K. ; CABUZ, E. ; MINAMI, K. ; ESASHI, M.: **Fabrication and packaging of a resonant infrared sensor integrated in silicon**. In: Sensors and Actuators A 43 (1994) S. 92-99. - Zitiert nach [281](#).
- [327] ESASHI, M.: **Packaged sensors, microactuators and three-dimensional microfabrication**. In: Journal on Robotics and Mechatronics, 7 (1995) S. 200-203. - Zitiert nach [281](#).
- [328] HILTMANN, K.: **Mikroschalter KON4: Projektbericht**. Villingen-Schwenningen: HSG-IMIT, 1996

Literatur zu 2.5, Laserunterstütztes "kaltes" Waferbonden

- [329] LIETZAU, CHR.: **Entwicklung eines laserunterstützten Bondprozesses für Anwendungen in der Mikromechanik**. Furtwangen, Fachhochschule und Villingen-Schwenningen, HSG-IMIT, Diplomarbeit, 1999
- [330] MESCHEDER, U.M. ; ALAVI, M. ; HILTMANN, K. ; LIETZAU, C. ; NACHTIGALL, C. ; SANDMAIER, H.: **Local laser bonding for low temperature budget**. Sensors and Actuators A 97-98 (2002) , S. 422-427

Literatur zu 3, Mikrotechnischer Schalter: Prototyp

- [331] HEUBERGER, A. (Hrsg.): **Mikromechanik: Mikrofertigung mit Methoden der Halbleitertechnologie**. Berlin: Springer, 1989. - ISBN3-540-18721-9.
- [332] BÜTTGENBACH, S. : **Mikromechanik: Einführung in Technologie und Anwendungen**. Stuttgart: Teubner, 1990. - ISBN3-519-03071-3
- [333] MENZ, W. ; MOHR, J.: **Mikrosystemtechnik für Ingenieure**. Weinheim: VCH, 1997. - ISBN 3527294058
- [334] HAUSSÜHL, S. : **Kristallgeometrie**. Weinheim: VCH, 1993.
- [335] Megaw, H.: **Crystal Structures: A Working Approach**. Philadelphia: W.B. Saunders, 1973
- [336] TIMOSHENKO, S. : **Analysis of Bi-Metal Thermostats**. In: Journal of the Optical Society of America 11 (1925) , S. 233-255
- [337] LOEBICH, O.: **Physikalische und mechanische Eigenschaften der unlegierten Edelmetalle**. In: Borchers, H. ; Schmidt, E.: Landolt-Börnstein, 2. Teil, Bandteil b: Technik. Berlin: Springer, 1964.
- [338] PEARSON, G.L. ; READ, W.T.JR ; FELDMANN, W.L.: **Deformation and Fracture of Small Silicon Crystals**. In: Acta Metallurgica 5 (1957) , April , S. 181
- [339] SUMINO, K.: **Dislocations in Silicon Crystals**. In: Nishizawa, J. (ed.): Semiconductor Technologies, Kap.3. Amsterdam: North Holland, 1983 (Reihe Japan Annual Reviews in Electronics, Computers & Telecommunications, vol. 8)

Literatur zu 4, Optimierter mikrotechnischer Schalter

- [340] NOMMENSEN, P.: Private Mitteilung. Villingen-Schwenningen: HSG-IMIT (2000).
- [341] CADFEM: ANSYS. Grafing: CADFEM. - URL: <http://www.cadfem.de/ANSYS.1105.0.html> [letzte Änderung n.a.; Zugriff am 10.02.2007]
- [342] KARLSON, B.: **Optimierung und Prüfung von mikromechanischen Schaltern**. Stuttgart, Universität und Villingen-Schwenningen, HSG-IMIT, Diplomarbeit, 2002

Literatur zu 6, Anhang

- [343] WIEDEMANN, G. ; FRANZ, R. : **Ueber die Wärme-Leitungsfähigkeit der Metalle**. In: Annalen der Physik und Chemie 89 (1853), Nr.8 , S. 497-531
- [344] SPEKTRUM DER WISSENSCHAFT (Hrsg.): **Wiedemann-Franz-Gesetz**. In: Online-Lexikon der Physik. München: Elsevier und Heidelberg: Spektrum Akademischer Verlag. URL: http://www.wissenschaft-online.de/abo/lexikon/physik/15598&show_price= nolinks [letzte Änderung am 08.11.2005; Zugriff am 17.02.2007]

7 Anhang

7.1 Übertemperatur der Kontaktenge

Herleitung der Übertemperatur des Schaltpunkts nach Rieder [22]:

Nach dem Gesetz von Wiedemann, Franz und Lorenz [343 und 344] sind thermische λ und elektrische Leitfähigkeit σ eines Metalls proportional der Temperatur T :

$$\frac{\lambda}{\sigma} = L_w \cdot T \quad (32)$$

mit der Wiedemann-Franz-Lorenz'schen Zahl $L_w = 2,4 \cdot 10^{-8} \text{ V}^2/\text{K}^2$ als Proportionalitätskonstante.

Der thermische Widerstand dR_{th} einer differentiellen Halbkugelschale beträgt

$$dR_{th} = \frac{dr}{2\pi\lambda r^2} \quad (33)$$

mit $\Delta T = -dQ/dt \cdot R_{th}$ ergibt sich der Wärmefluss dQ/dt durch die differentielle Halbkugelschale zu

$$\dot{Q} = -2\pi\lambda r^2 \frac{dT}{dr} \quad (34)$$

Bei Stromfluss wird in der Halbkugelschale die joulesche Leistung

$$d\dot{Q} = I^2 dR = I^2 \frac{1}{\sigma} \frac{dr}{2\pi r^2} \quad (35)$$

erzeugt. Multiplikation der Gleichungen (34) und (35) und Einsetzen von (32) liefert

$$\dot{Q} d\dot{Q} = -I^2 \frac{\lambda}{\sigma} dT = -I^2 L_w T dT \quad (36)$$

Nach Integration mit den Randbedingungen $r = a \dots \infty, \dot{Q} = 0 \dots P_{el}, T = T_0 \dots T_K$ (a ist hierbei der Radius der physikalischen Kontaktstelle, P_{el} die abfallende joulesche Leistung, T_0 die Temperatur fernab der Engstelle und T_K die Temperatur an der physikalischen Kontaktstelle) ergibt sich daraus:

$$P_{el}^2 = I^2 L_w (T_K^2 - T_0^2) \quad (38)$$

P_{el} ist die in Wärme verwandelte Verlustleistung $U_K \cdot I$ am Kontakt; sie fließt je zur Hälfte in jedes der beiden Kontaktstücke, so dass gilt

$$P_{el} = \frac{1}{2} U_K I \quad (39)$$

Hieraus zusammen mit (38) folgt die Beziehung $U_K(T_K)$:

$$U_K^2 = 4L_w (T_K^2 - T_0^2) \quad (40)$$

7.2 Phasendiagramme ausgewählter Metallsysteme

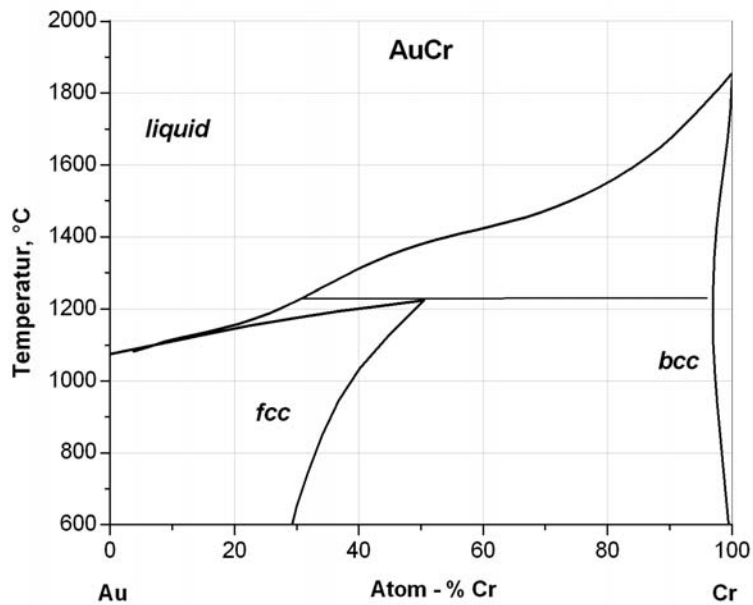


Bild 177: Phasendiagramm Gold – Cr [209]. Eine Überstruktur Au_4Cr besteht bei 20 at% Cr; zwischen dieser, bzw. über ca. 350 °C zwischen dem Au-MK, und Cr besteht eine Mischungslücke bis zu 95,98 % Cr.

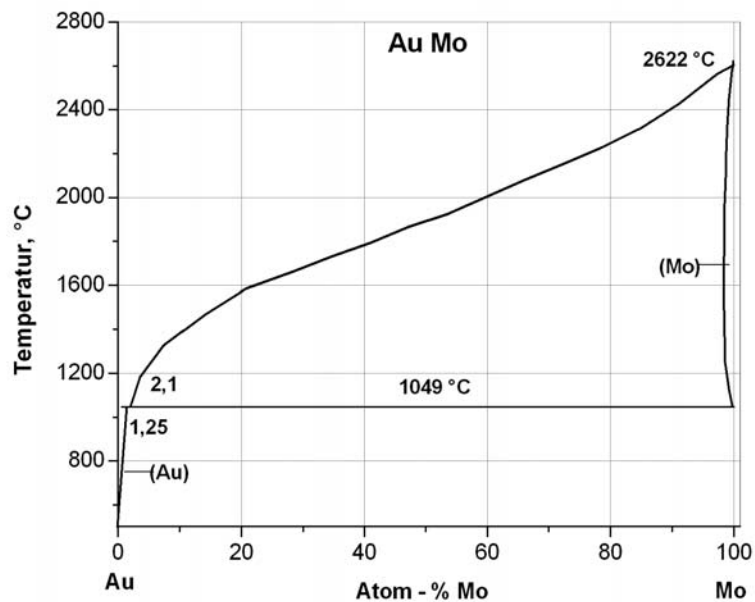


Bild 178: Phasendiagramm Gold – Mo [209]. Eine Mischungslücke erstreckt sich fast über den gesamten Bereich von ca. 1...100 % Mo.

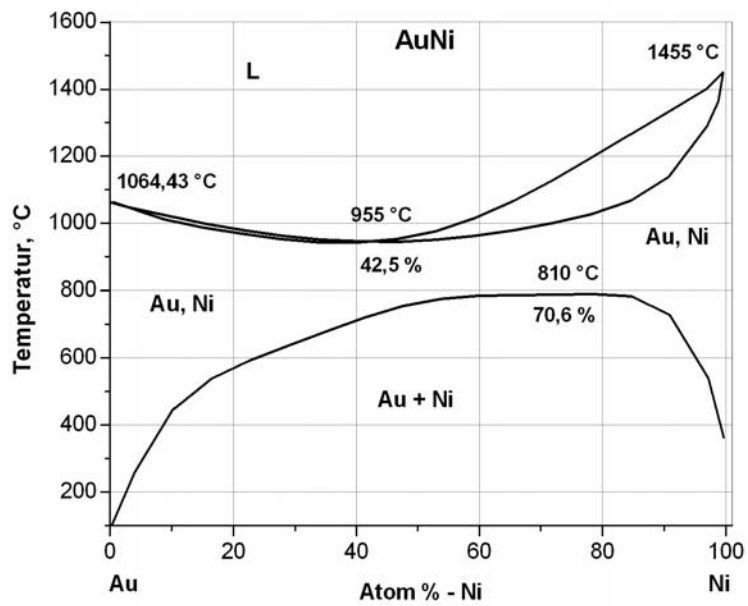


Bild 179: Phasendiagramm Gold – Nickel [239]. Im Bereich niederer Temperaturen besteht fast über den gesamten Bereich eine Mischungslücke. Intermetallische Phasen treten nicht auf.

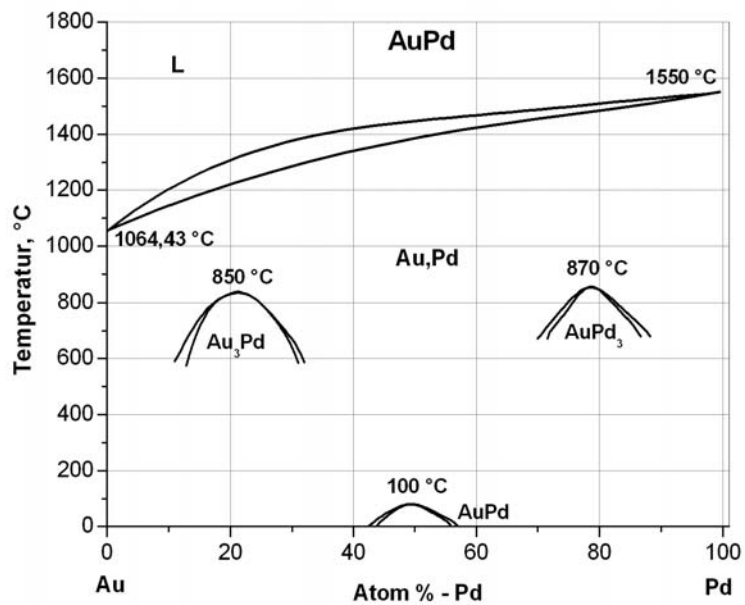


Bild 180: Phasendiagramm Gold – Palladium [209]. Vollständige Löslichkeit mit Überstrukturen Au_3Pd , $AuPd$ und $AuPd_3$.

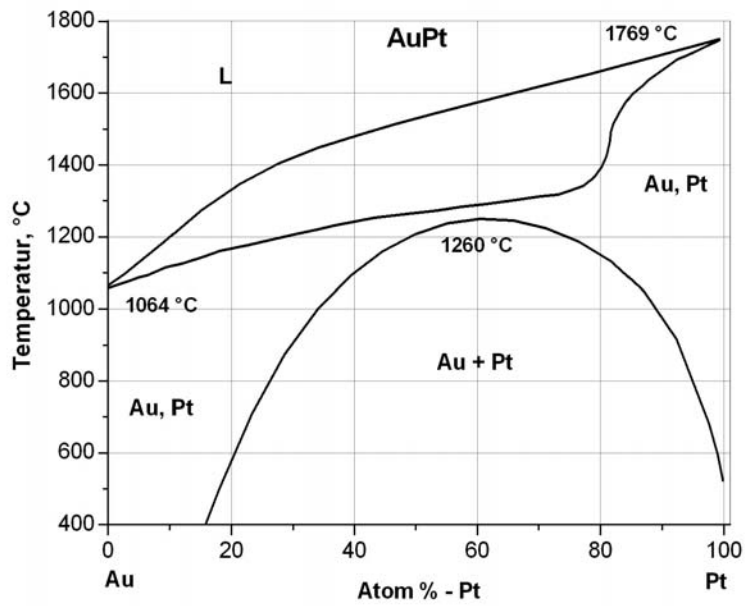


Bild 181: Phasendiagramm Gold – Pt [209]. Breite Mischungslücke von ca. 10...99 % Pt, keine Verbindungen.

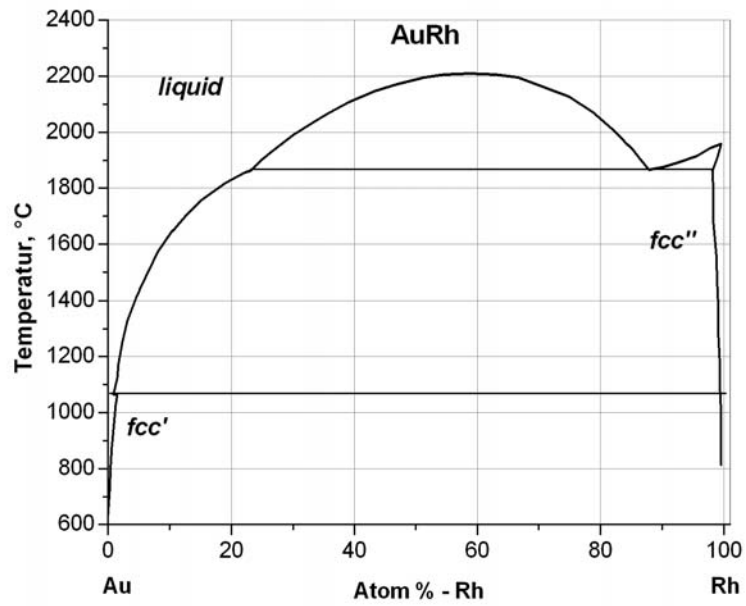


Bild 182: Phasendiagramm Gold – Rhodium [209]. Breite Mischungslücke von ca. 0...100 % Rh, keine intermetallischen Phasen. Peritektikum leicht über dem Schmelzpunkt von Gold.

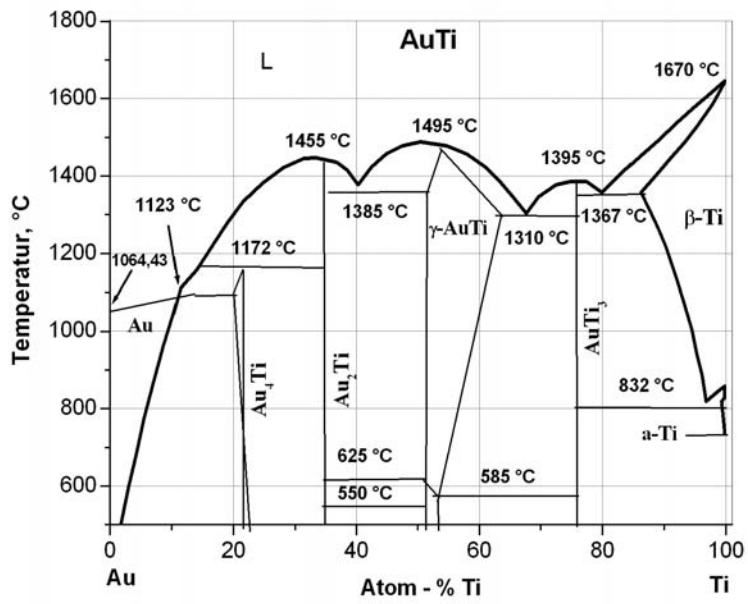


Bild 183: Phasendiagramm Gold – Titan [209]. Mischbarkeit zwischen ca. 2 und 99 % Ti mit den Phasen Au_4Ti , Au_2Ti , $AuTi$ und $AuTi_3$.

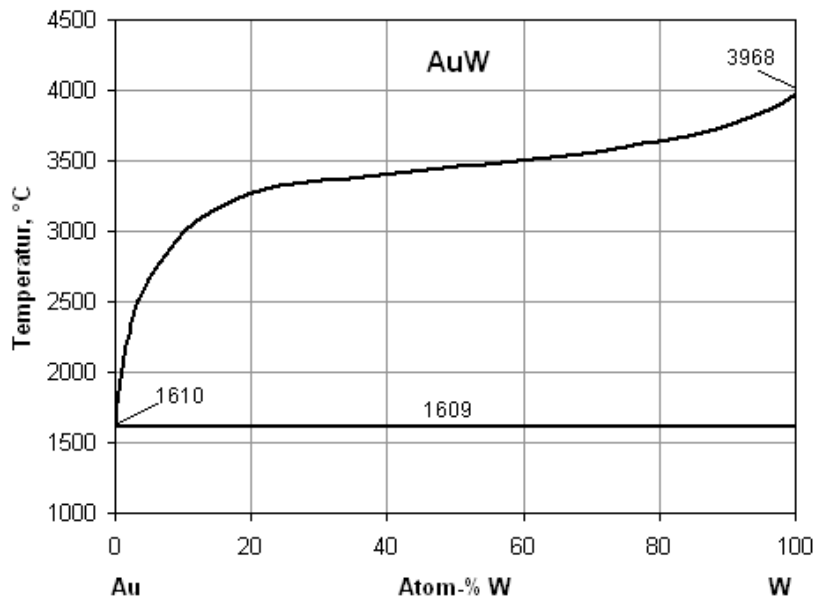


Bild 184: Phasendiagramm Gold – W, vermuteter Verlauf [209]. Praktisch keine Mischbarkeit in der festen Phase.

7.3 Feingold, Widerstandsmessung

U = 10 V	I = 10 mA		I = 50 mA		I = 100 mA		
	Minima:	UZIZE01, 80 Werte log (R/mΩ) R, mΩ -0.08 0.84	UZIZE02, 178 Werte log (R/mΩ) R, mΩ -0.04 0.92	UZIFE01a, 2296 Werte log (R/mΩ) R, mΩ -0.04 0.91	UZIFE02, 11636 Werte log (R/mΩ) R, mΩ -0.23 0.59	UZIHE01a, 3366 Werte log (R/mΩ) R, mΩ -0.20 0.63	UZIHE02a, 4806 Werte log (R/mΩ) R, mΩ -0.21 0.62
	Mittelwerte:	0.48 3.04	0.21 1.64	0.13 1.33	0.25 1.78	-0.01 0.98	0.05 1.13
	Standardabweichung	0.55 entspricht, in mΩ: von 0,8 bis 10,9	0.18 entspricht, in mΩ: von 1,1 bis 2,5	0.15 entspricht, in mΩ: von 1,0 bis 1,9	0.22 entspricht, in mΩ: von 1,1 bis 3,0	0.17 entspricht, in mΩ: von 0,7 bis 1,4	0.21 entspricht, in mΩ: von 0,7 bis 1,8
	Verteilung	nicht standardverteilt	ok	fast ok	fast ok	fast ok	fast ok
	Minima:	UZIZD01a, 3118 Werte log (R/mΩ) R, mΩ -0.11 0.77	UZIZD02a, 4865 Werte log (R/mΩ) R, mΩ -0.25 0.56	UZIFD01, 7994 Werte log (R/mΩ) R, mΩ 0.05 1.13	UZIFD02, 5550 Werte log (R/mΩ) R, mΩ 0.16 1.46	UZIH01, 11500 Werte log (R/mΩ) R, mΩ -0.27 0.53	UZIH02a, 3490 Werte log (R/mΩ) R, mΩ -0.05 0.89
	Mittelwerte:	0.31 2.04	0.40 2.49	0.54 3.46	0.51 3.26	0.26 1.83	0.16 1.46
	Standardabweichung	0.33 entspricht, in mΩ: von 1,0 bis 4,3	0.28 entspricht, in mΩ: von 1,3 bis 4,7	0.20 entspricht, in mΩ: von 2,2 bis 5,5	0.18 entspricht, in mΩ: von 2,1 bis 5,0	0.18 entspricht, in mΩ: von 1,2 bis 2,8	0.15 entspricht, in mΩ: von 1,0 bis 2,1
	Verteilung	nicht standardverteilt	ok	fast ok	fast ok	ok	ok

U = 12 V	I = 10 mA		I = 50 mA		I = 100 mA		
	Minima:	UDIZE01, 7644 Werte log (R/mΩ) R, mΩ -0.40 0.40	E2 Werte log (R/mΩ) R, mΩ #ZAHL! 0.00	UDIFE01, 6914 Werte log (R/mΩ) R, mΩ -0.42 0.38	UDIFE02, 11550 Werte log (R/mΩ) R, mΩ -0.28 0.52	UDIHE01a, 8397 Werte log (R/mΩ) R, mΩ -0.40 0.40	UDIHE02a, 22529 Werte log (R/mΩ) R, mΩ -0.17 0.68
	Mittelwerte:	0.55 3.55	0.00 1.00	0.15 1.40	0.15 1.40	-0.02 0.95	0.30 2.00
	Standardabweichung	0.35 entspricht, in mΩ: von 1,6 bis 7,9	0.00 entspricht, in mΩ: von 1,0 bis 1,0	0.25 entspricht, in mΩ: von 0,8 bis 2,5	0.22 entspricht, in mΩ: von 0,8 bis 2,3	0.19 entspricht, in mΩ: von 0,6 bis 1,5	0.37 entspricht, in mΩ: von 0,9 bis 4,7
	Verteilung	nicht standardverteilt	Messung fehlt	ok	fast ok	ok	0
	Minima:	UDIZD01, 17780 Werte log (R/mΩ) R, mΩ -0.40 0.40	UDIZD02, 7533 Werte log (R/mΩ) R, mΩ -0.40 0.40	UDIFD01, 10268 Werte log (R/mΩ) R, mΩ -0.28 0.52	UDIFD02A, 10349 Werte log (R/mΩ) R, mΩ -0.28 0.52	UDIHD01a, 7909 Werte log (R/mΩ) R, mΩ -0.27 0.54	UDIHD02, 104 Werte log (R/mΩ) R, mΩ -0.21 0.61
	Mittelwerte:	0.29 1.97	0.41 2.58	0.25 1.77	0.19 1.55	0.04 1.09	0.79 6.12
	Standardabweichung	0.45 entspricht, in mΩ: von 0,7 bis 5,5	0.33 entspricht, in mΩ: von 1,2 bis 5,5	0.19 entspricht, in mΩ: von 1,1 bis 2,7	0.23 entspricht, in mΩ: von 0,9 bis 2,6	0.17 entspricht, in mΩ: von 0,7 bis 1,6	0.32 entspricht, in mΩ: von 2,9 bis 12,8
	Verteilung	nicht standardverteilt	nicht standardverteilt	ok	ok	fast ok	nicht standardverteilt

Tabelle 17: Widerstandsstatistik der Schaltweitenmessung an Feingoldkontakten für Spannungen 10 V und 12 V am offenen Kontakt. Angenommen wurde Lognormalverteilung, die allerdings in einigen Fällen (“nicht standardverteilt”) durch Widerstandszunahme über der Lebensdauer nicht gegeben ist (zu Kapitel 1 Feingold, Seite 74).

U = 50 V	I = 10 mA		I = 50 mA		I = 100 mA		
	Minima:	UFIFE01, 11400 Werte log (R/m Ω) R, m Ω -0.52 0.30	UFIZE02, 9500 Werte log (R/m Ω) R, m Ω -0.40 0.40	UFIFE01a, 5506 Werte log (R/m Ω) R, m Ω -0.28 0.52	UFIFE02a, 6245 Werte log (R/m Ω) R, m Ω 0.58 3.76	UFIHE01, 8182 Werte log (R/m Ω) R, m Ω -0.27 0.54	UFIHE02, 8488 Werte log (R/m Ω) R, m Ω -0.27 0.54
	Mittelwerte:	0.05 1.13	0.07 1.16	0.03 1.08	0.65 4.45	-0.01 0.98	-0.01 0.98
	Standard-abwei-chung	0.51 entspricht, in m Ω : von 0,4 bis 3,6	0.48 entspricht, in m Ω : von 0,4 bis 3,6	0.25 entspricht, in m Ω : von 0,6 bis 1,9	0.09 entspricht, in m Ω : von 3,6 bis 5,5	0.17 entspricht, in m Ω : von 0,7 bis 1,4	0.17 entspricht, in m Ω : von 0,7 bis 1,4
	Verteilung	nicht standardverteilt	nicht standardverteilt	fast ok	fast ok	ok	ok
	Minima:	UFIZD01, 18668 Werte log (R/m Ω) R, m Ω -0.40 0.40	UFIZD02, 12415 Werte log (R/m Ω) R, m Ω -0.40 0.40	UFIFD01a, 15410 Werte log (R/m Ω) R, m Ω -0.28 0.52	UFIFD02, 13579 Werte log (R/m Ω) R, m Ω -0.28 0.52	UFIHD01b, 16838 Werte log (R/m Ω) R, m Ω -0.27 0.54	UFIHD02a, 5618 Werte log (R/m Ω) R, m Ω 3.75 5618.0
	Mittelwerte:	0.14 1.38	0.17 1.47	0.11 1.29	0.01 1.03	0.00 1.00	0.02 1.00
	Standard-abwei-chung	0.44 entspricht, in m Ω : von 0,5 bis 3,8	0.44 entspricht, in m Ω : von 0,5 bis 4,0	0.28 entspricht, in m Ω : von 0,7 bis 2,5	0.23 entspricht, in m Ω : von 0,6 bis 1,8	0.17 entspricht, in m Ω : von 0,7 bis 1,5	0.15 entspricht, in m Ω : von 0,7 bis 1,5
	Verteilung	nicht standardverteilt	fast ok	fast ok	fast ok	fast ok	ok
	U = 100 V	I = 10 mA		I = 50 mA		I = 100 mA	
Minima:		UHIZE01a, 9726 Werte log (R/m Ω) R, m Ω -0.40 0.40	UHIZE02a, 4708 Werte log (R/m Ω) R, m Ω -0.40 0.40	UHIFE01a, 9725 Werte log (R/m Ω) R, m Ω -0.28 0.52	UHIFE02a, 8923 Werte log (R/m Ω) R, m Ω -0.42 0.38	UHIHE01, 5227 Werte log (R/m Ω) R, m Ω -0.33 0.47	UHIHE02, 5578 Werte log (R/m Ω) R, m Ω -0.33 0.47
Mittelwerte:		0.06 1.16	0.48 2.99	0.01 1.03	0.02 1.05	-0.08 0.83	-0.05 0.83
Standard-abwei-chung		0.47 entspricht, in m Ω : von 0,4 bis 3,4	1.29 entspricht, in m Ω : von 0,2 bis 58,4	0.25 entspricht, in m Ω : von 0,6 bis 1,9	0.26 entspricht, in m Ω : von 0,6 bis 1,9	0.19 entspricht, in m Ω : von 0,5 bis 1,3	0.21 entspricht, in m Ω : von 0,5 bis 1,5
Verteilung		nicht standardverteilt	nicht standardverteilt	fast ok	fast ok	fast ok	fast ok
Minima:		UHIZD01, 10751 Werte log (R/m Ω) R, m Ω -0.40 0.40	UHIZD02, 2729 Werte log (R/m Ω) R, m Ω -0.40 0.40	UHIFD01, 5407 Werte log (R/m Ω) R, m Ω -0.42 0.38	UHIFD02, 13297 Werte log (R/m Ω) R, m Ω -0.42 0.38	UHIHD01a, 9747 Werte log (R/m Ω) R, m Ω -0.27 0.54	UHIHD02, 7774 Werte log (R/m Ω) R, m Ω 0.01 1.00
Mittelwerte:		-0.06 0.88	-0.03 0.93	-0.03 0.93	-0.05 0.90	-0.07 0.86	0.78 5.90
Standard-abwei-chung		0.44 entspricht, in m Ω : von 0,3 bis 2,4	0.45 entspricht, in m Ω : von 0,3 bis 2,6	0.26 entspricht, in m Ω : von 0,5 bis 1,7	0.24 entspricht, in m Ω : von 0,5 bis 1,5	0.21 entspricht, in m Ω : von 0,5 bis 1,4	0.44 entspricht, in m Ω : von 2,2 bis 16,3
Verteilung		nicht standardverteilt	nicht standardverteilt	fast ok	fast ok	fast ok	nicht standardverteilt

Tabelle 18: Widerstandsstatistik der Schaltweitenmessung an Feingoldkontakten für Spannungen 50 V und 100 V am offenen Kontakt. Für die ebenfalls durchgeführte Messung bei 300 V ergaben sich wegen sofortiger Kontaktdegradation keine sinnvollen Widerstandswerte.

7.4 Glas "TG5"

Dieses Glas wurde von B. Straube [310] an der TH Ilmenau durch Dotierung des bestehenden Glases EMG4Al2 mit 0,77 % FeO und 0,6 % TiO₂ hergestellt. Die folgende Tabelle gibt die Soll-Zusammensetzung beider Gläser wieder:

	EMG4Al2		EMG4Al2*-Fe0,77/Ti0,6	
	Ma-%	mol-%	Ma-%	mol-%
SiO ₂	7234	7212	7234	7377
B ₂ O ₃	2051	1934	1851	1627
Al ₂ O ₃	400	234	400	240
Li ₂ O	315	619	315	6,45
FeO	–	–	77	66
TiO ₂	–	–	60	46

Lebenslauf

1962 geboren in Sindelfingen
1968 – 1972 Grundschule in Böblingen
1972 – 1981 Goldberg-Gymnasium Sindelfingen
1981 – 1984 Ausbildung zum Feinmechaniker bei Moog GmbH, Böblingen
1984 – 1990 Studium des Maschinenbaus an der Universität Stuttgart

Hauptfächer:

- Feinwerktechnik bei Prof. A. Jung, Institut für Konstruktion und Fertigung in der Feinwerktechnik
- Werkstoffkunde und Festigkeitslehre bei Prof. Dr. Herbert Dietmann und Prof. Dr. Karl Kussmaul

seit 1990 Wissenschaftlicher Angestellter am Institut für Mikro- und Informationstechnik in Villingen-Schwenningen

Danksagung

Ich danke zunächst vor Allen meiner Frau Nadija, ohne deren sanften Zwang diese Dissertation neben der Tagesarbeit nicht abgeschlossen worden wäre, dazu meinem Sohn Jonas für seine Rücksichtnahme.

In einem wirtschaftlich arbeitenden Institut mit spezialisierter Arbeitsteilung und Projektarbeit im Team ist eine größere Entwicklungsarbeit keine Einzelleistung. Ich danke daher meinen Kollegen und Freunden

- Dr. Axel Schumacher
- Kai Guttmann
- Alexander Fabricius
- Bernd Folkmer und Martin Steiner

für Hilfe bei Layout, numerischer Berechnung und Messtechnik,

- Peter Nommensen
- Yvonne Ganter
- Gisela Kormann
- Engelbert Lemp

für professionelle Technologiearbeit,

Heidi Ashauer und Herbert Straatman für Beratung und Hilfe in der Aufbau- und Verbindungstechnik sowie Herbert und Karin Straatman für physikalische und moralische Beratung im Allgemeinen,

Frank Hedrich und Dr. Sophie Billat als Bürokollegen für ihre Nachsicht mit der Vielzahl meiner Bauteile und Unterlagen,

meinen Studenten

- Wolfgang Keller
- Christian Lietzau
- Hanizah Ahmad
- Eugen Wolf
- Hsi-Che Huang
- Björn Karlson
- Mamoun Wahdan

für ihre engagierte Arbeit,

meinem Bereichsleiter Prof. Dr. Walter Lang (jetzt Universität Bremen), meinem Mitberichter Prof. Dr. Roland Zengerle und natürlich meinem Institutsleiter und Hauptberichter Prof. Dr. Hermann Sandmaier (Universität Stuttgart).

Schließlich danke ich auch meinen industriellen Projektpartnern für ihr Engagement und ihre Anregungen:

- Herr Dr. Volker Behrens
- Herr Dr. Günter Feier
- Herr Dr. J. Ganz
- Herr Siegbert Hils
- Herr Dr. Franz Kaspar
- Herr Eugen Merk
- Herr Heinrich Müller
- Herr Martin Rust