

# **Hochstromdurchkontaktierungen für die Hybridtechnik**

**Von der Fakultät für Ingenieurwissenschaften  
der Universität Bayreuth  
zur Erlangung der Würde eines  
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)  
genehmigte Dissertation**

**von**

**Dipl.-Ing. (FH) Dominique Ortolino**

**aus**

**Sainte Lucie de Porto Vecchio**

**Erstgutachter: Prof. Dr.-Ing. Ralf Moos**

**Zweitgutachter: Prof. Dr.-Ing. Jens Müller**

**Tag der mündlichen Prüfung: 29.07.2015**

**Lehrstuhl für Funktionsmaterialien**

**Universität Bayreuth**

**2015**



Bayreuther Beiträge zu Materialien und Prozessen

Band 6

**Dominique Ortolino**

**Hochstromdurchkontaktierungen  
für die Hybridtechnik**

Shaker Verlag  
Aachen 2015

**Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek**

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Zugl.: Bayreuth, Univ., Diss., 2015

Copyright Shaker Verlag 2015

Alle Rechte, auch das des auszugsweisen Nachdruckes, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe, der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und der Übersetzung, vorbehalten.

Printed in Germany.

ISBN 978-3-8440-4089-0

ISSN 1866-5047

Shaker Verlag GmbH • Postfach 101818 • 52018 Aachen

Telefon: 02407 / 95 96 - 0 • Telefax: 02407 / 95 96 - 9

Internet: [www.shaker.de](http://www.shaker.de) • E-Mail: [info@shaker.de](mailto:info@shaker.de)

*If our small minds, for some convenience, divide this glass of wine, this universe, into parts  
-- physics, biology, geology, astronomy, psychology, and so on --  
remember that nature does not know it.*

(Richard Feynman)



## **Vorwort der Herausgeber**

In der Dickschicht-Hybridtechnik werden elektrische Durchkontaktierungen genutzt, um Ströme von der Vorderseite von Keramiksubstraten auf deren Rückseite zu führen. Solche Durchkontaktierungen werden nach dem Stand der Technik im Siebdruckverfahren hergestellt und weisen eine wenige Mikrometer starke Innenmetallisierungsschicht auf. Um hohen Impulsströmen standhalten zu können, müssen entweder mehrere Durchkontaktierungen parallelgeschaltet werden oder man verwendet vollständig verfüllte Durchkontaktierungen. Dadurch wird entweder die Integrationsdichte herabgesetzt oder es werden aufgrund des erhöhten Bedarfs an edelmetallhaltigen Pasten die Kosten erhöht.

Hier setzt die vorliegende Arbeit an. Ihr Ziel ist es im Wesentlichen, die Stromtragfähigkeit elektrischer Durchkontaktierungen unter Belastung mit kurzen Strompulsen zu erforschen. Dazu wird die Durchkontaktierung mit Hilfe eines Finite-Elemente-Verfahrens modelliert und das Modell anhand von Messungen an über 1500 Proben validiert. Modellgestützt werden Versagensmechanismen quantitativ beschrieben und aus dem Verständnis heraus Maßnahmen gefunden, damit die Durchkontaktierungen erst bei höheren Strömen ausfallen. Zusätzlich wird noch ein auf den erarbeiteten Erkenntnissen basierendes zerstörungsfreies Prüfverfahren entwickelt, um mit hoher Trennschärfe vorherzusagen, ob Durchkontaktierungen einer bestimmten Strombelastung standhalten werden.

Bayreuth im September 2015

Prof. Dr.-Ing. Ralf Moos, Prof. Dr.-Ing. Gerhard Fischerauer



## Zusammenfassung

Ziel der vorliegenden Dissertation war es, ein Verständnis der Vorgänge bei der Hochstromimpulsbelastung von elektrischen Durchkontaktierungen in Dickschichttechnik zu erlangen. Neben der messtechnischen Erfassung sollten die Vorgänge anhand eines Modells auf Basis der Finite-Elemente-Methode (FEM) untersucht werden. Insbesondere standen die Einflüsse der Geometrie und der elektrischen und thermischen Kenngrößen auf entstehende Temperaturen bei Hochstromimpulsbelastungen im Fokus der Untersuchungen.

Die vorliegende Arbeit ist in fünf Hauptkapitel gegliedert: Messtechnische Erfassung, Entwicklung eines Basismodells, Bestimmung von modellrelevanten Kenngrößen, Verfeinerung des Basismodells anhand der gewonnenen Daten und abschließend die Entwicklung von Möglichkeiten zur Hochstromdurchkontaktierung.

Im ersten Schritt der Arbeit wurden Durchkontaktierungen aus der Serienproduktion messtechnisch erfasst. Zum Einen wurden Hochstrommessungen durchgeführt, um das Verhalten der Durchkontaktierungen bei Hochstrombelastung zu erfassen. Zum anderen wurden Querschliffe hergestellt und lichtmikroskopisch ausgewertet, anhand derer die Bestimmung der charakteristischen Abmessungen der Durchkontaktierungen erfolgte. So wurde ein Anhaltspunkt für die Entwicklung eines 2D-FEM-Basismodells geschaffen.

Aufbauend auf den Ergebnissen wurde im zweiten Schritt ein FEM-Basismodell entwickelt. Die weiteren Eingangsgrößen, insbesondere die Materialparameter wurden für das Basismodell der Literatur entnommen. Es wurden umfangreiche Parameterstudien durchgeführt, um die Sensitivität des Modells auf die einzelnen Eingangsparameter zu bestimmen. Dabei zeigte sich frühzeitig, dass die kalorischen Materialparameter gegenüber den geometrischen und elektrischen Parametern nur untergeordneten Einfluss auf die in der Durchkontaktierung auftretenden Temperaturen haben.

Im dritten Teil der Arbeit wurden die modellrelevanten Kenngrößen anhand weiterer Messungen bestimmt. Aus den Ergebnissen des Basismodells war bekannt, dass eine Änderung der kalorischen Parameter nur geringfügigen Einfluss auf die entstehenden Maximaltemperaturen hat. Deshalb wurde das Augenmerk auf

die weitere Bestimmung der geometrischen Abmessungen der Durchkontaktierungen und deren elektrischer Materialparameter gelegt. Zur Bestimmung der geometrischen Abmessungen wurde eine große Anzahl von Querschliffen von Durchkontaktierungen angefertigt und die charakteristischen Kenngrößen gemessen. Zusätzlich wurden Schliffe senkrecht zur Bohrungsachse der Durchkontaktierungen angefertigt, um eine erweiterte Kenntnis über die Verteilung der Schichtdicke über den Umfang der Bohrungsmantelfläche zu erlangen. Zur Bestimmung der elektrischen Kenngrößen, also des spezifischen Widerstandes und dessen Temperaturkoeffizienten, wurden Messungen sowohl an siebgedruckten Leiterbahnen wie auch an Durchkontaktierungen aus der Serienproduktion bei definierten Temperaturprofilen durchgeführt.

Unter Verwendung der gewonnenen Ergebnisse wurde im vierten Schritt das Basismodell verfeinert. Eingangs wurden die geometrischen Parameter, die Materialparameter und die Randbedingungen in das Modell eingeführt. Der Vergleich mit dem Basismodell zeigt vergleichbare, geringfügig geringere Temperaturen. Anhand des Widerstandsverlaufes während der Impulsstrombelastung, gewonnen aus den Hochstrommessungen, wurde das verfeinerte Modell erfolgreich validiert und konnte für weitere Untersuchungen verwendet werden. Diese Untersuchungen waren: die Analyse des Einflusses der Systemanbindung der Durchkontaktierungen, also der Schritt von der Betrachtung der Durchkontaktierung als isoliert vorliegendes Bauteil hin zur Berücksichtigung der Peripherie. Mittels eines 3D-Modells wurde der Einfluss unterschiedlicher Kontaktierungsvarianten und asymmetrischer Fehlstellen auf lokal auftretende Temperaturmaxima untersucht. Außerdem konnte der Versagensmechanismus von Durchkontaktierungen bei Impulsstrombelastung phänomenologisch im Modell abgebildet werden.

Nachdem in den vorangehenden Kapiteln die Erwärmung von Durchkontaktierungen bei Impulsstrombelastung modellhaft eingehend untersucht wurde, die dominierenden Einflussgrößen identifiziert wurden und das Modell validiert wurde, befassen sich die letzte Kapitel mit den Möglichkeiten der Hochstromdurchkontaktierung.

Zum Ersten beinhaltet das die Entwicklung eines zerstörungsfreien Testverfahrens für elektrische Durchkontaktierungen, mit dem es möglich ist,

vorherzusagen, ob eine bestimmte Durchkontaktierung einer bestimmten Strombelastung standhalten kann. Es wurde ein Verfahren entwickelt, bei dem die relative Widerstandsänderung der Durchkontaktierungen, gleichbedeutend mit deren Erwärmung, zur aufgenommenen Energie ins Verhältnis gesetzt wurde. Mit einer geeigneten Auswertung lässt sich eine zuverlässige Aussage über die Belastungsgrenze einer Durchkontaktierung für konstante Strompulse mit einer festen Pulszeit ermitteln. Das Prüfverfahren erlaubt eine signifikante Unterscheidung zwischen potentiell guten und schlechten Durchkontaktierungen, die einer vorgegebenen Strombelastung standhalten würden oder nicht. Die Trennbarkeit zwischen kritischen und unkritischen Durchkontaktierungen ist dabei wesentlich besser als für die alleinige Betrachtung des Widerstandes bei Raumtemperatur. Infolgedessen kann beim Entwurf des Schaltungslayouts auf parallel ausgeführte Durchkontaktierungen weitgehend verzichtet werden, resultierend in einer höheren Integrationsdichte der gesamten Schaltung. Des Weiteren führt eine Einsparung an Durchkontaktierungen zu einer Reduktion des Edelmetallverbrauchs und damit zu einer Herabsetzung der Produktionskosten.

Zum Zweiten umfasste es die Konzeptionierung, Herstellung und Hochstrommessung von hochstromtauglichen Durchkontaktierungen. Aus den Ergebnissen der Parameterstudien war bekannt, dass die Verwendung von Materialien großer thermischer Masse nicht zielführend war, sondern die abfallende Leistung minimiert werden musste. Die Minimierung der generierten Wärmemenge und der daraus resultierenden Temperaturen kann nur durch die Anpassung des Widerstandes der Durchkontaktierungen erfolgreich umgesetzt werden. Das kann entweder durch die Änderung des durchströmten Leiterquerschnitts erfolgen oder durch die Einstellung des spezifischen Widerstandes der Metallisierung. Im Wesentlichen wurden zwei Wege verfolgt, die beide im ersten Schritt mittels des FEM-Modells untersucht wurden: Zum Einen wurde die Optimierung von herkömmlichen Durchkontaktierungen unter Verwendung von Materialien geringeren spezifischen Widerstandes untersucht. Zum Anderen wurden aufbauend auf herkömmlichen Durchkontaktierungen vollständig verfüllte Durchkontaktierungen mit variiertem spezifischen Widerstand der Füllung und unterschiedlichen Durchmessern konzeptioniert. Es wurden abschließend vereinfachte Demonstratoren dieser vollständig verfüllten Durchkontaktierungen

aufgebaut und Hochstromtests unterzogen. Die hergestellten Demonstratoren zeigten eine erheblich gesteigerte Hochstromtragfähigkeit.

Resümierend gelang in dieser Arbeit die messtechnische Erfassung von elektrischen Durchkontaktierungen in Dickschichttechnik und die Betrachtung der Durchkontaktierung mittels eines FEM-Modells als eigenständiges Bauteil, inklusive der Identifizierung von Schwachstellen. Dabei wurde die Anbindung des Bauteils an die Dickschichtschaltung berücksichtigt. Es wurde ein zerstörungsfreies Testverfahren entwickelt, mit dem die Strombelastbarkeit einer Durchkontaktierung bestimmt werden kann und es konnten erfolgreich Konzepte für hochstromtaugliche Durchkontaktierungen entwickelt und überprüft werden.

## Summary

In this thesis, the high current behaviour of electrical vias manufactured in thick-film technology was investigated. Main focus was the observation of the processes during short time high current pulses and the modelling of these processes using a finite element method model (FEM). The focus of the investigations was to determine the influences of the via geometry and the electrical and thermal properties of substrate and metallization.

At first, short time high current measurements of a high number of vias were carried out. They were taken from serial production and measured using a high current testing unit, which was designed and built for this study. The ampacity of the vias was quite high. Not a single via was destroyed below 23 A. Initially, three different behaviors concerning the resistance heating of vias during short time current pulses were assumed and confirmed by the measurement results. The cold resistance at a test current of 2 A and the relative resistance change at a test current of 20 A were correlated with the ampacity of the vias

The geometric dimensions of the vias were obtained by the evaluation of optical micrographs of grinded vias. Due to the laser drilling of the vias they are conically shaped and the metallization layer can be assumed to be constant, excluding via “entrance” and “exit”. The analysis of vias destroyed during the high current tests showed that the metallization layer melted near the via outlet.

In the second step, an extensive finite element method model was developed, with which the influence of the model inputs on the resulting maximum temperatures and the temperature distribution was determined. The analysis of varied geometrical and material properties and the boundary conditions revealed:

- The occurring temperatures during high current load of a via can only be reduced by preventing the heat generation. The caloric material properties play a minor role, since the heat is generated faster than it can diffuse into the sink (the substrate).
- The weak spot of vias is the bottleneck for the current due to their conical shape. In conjunction with the uneven bore exit, which also stems from the manufacturing process, a hot-spot temperature was always observed in this area.

A first comparison between the modelled and measured data from the high current tests showed a good agreement of the basic curve of  $R(t)$ . The location of the modelled temperature hot spot also agreed very well with the location of the missing metallization layer of vias destroyed in the high current test.

In order to refine the model, additional measurements for determining the electrical material parameters and the dimensions of the vias have been performed. EDX measurements helped to determine the composition of the metallizing layer. The value of the temperature coefficient of resistivity was determined directly at vias. The evaluation of additional cross sections for determining the dimensions showed that the bore angle and layer thickness had to be slightly adjusted. Also, a realistic film thickness distribution was obtained, based on micrographs of vias that were grind gradually from the upper side. This is especially important to deduce the shape and position of three-dimensional defects.

Using those determined geometrical and electrical parameters, the previously developed base model was refined. Based on the resistance profile during pulse current load, which was obtained from the high current measurements, the refined model was validated. In order to map voids (irregular coating thickness distributions over the surface), the radially symmetrical 2D model was transferred to a 3D model. The influence of irregular voids on the occurring maximum temperature was investigated based on asymmetric defects. The maximum temperature depends strongly on the available cross section area that is available for the current and the shape of the defect and its location. After the temperature increase of the vias has been studied extensively, as a last step failure of the via was implemented in the model. Due to the melting of the via metallization layer during destruction, it was assumed that regions in where the melting point was exceeded were not any longer available for current conduction. The remaining conductor path decreased and the higher current density led to higher heat generation and therefore to a faster temperatures increase and to more regions of the metallization layer that exceeded the melting point. Finally, the destruction of the via is extremely accelerated.

In the last step, two conclusions from the model-based considerations were followed.

At first, a method for non-destructive testing of high-current vias was developed on the basis of the high current measurements, with which it is possible to predict

whether a particular via can withstand a certain current pulse with a fixed pulse time. The vias were measured with pulses of a current, which is much lower than the maximum current allowed during conditions of use. Here, the absorbed energy in proportion to the relative change in resistance during current load, respectively the heating of the via metallization, was evaluated. The test method enables a significant distinction between potentially good and bad vias that would withstand a given current load or not. Critical and non-critical vias could be much better separated than for the analysis of just the resistance at room temperature. As a result, parallel vias can be avoided in the design of the circuit layout, resulting in a higher integration density of the entire circuit. This also reduces the noble metal consumption and thus leads to a reduction of the production cost.

In the second step, high-ampacity vias were developed. Conceptual design, manufacturing and high-current measurement were accomplished. Due to the modelling results, the use of high thermal mass materials was not assumed to be effective, but the heat generation had to be minimized. The minimization of the amount of heat generated and the resulting maximum temperature can be successfully achieved only by adjusting the resistance of the vias. Appropriate means are either to adjust the resistivity of the metallization or to increase the conductor cross-section, which is available for current conduction. Both approaches were examined by means of the FEM model. The first approach was to adjust the resistivity of the metallization of conventional vias using materials of lower specific resistance. In principle, this leads to a much higher ampacity, but practically adhesion between other pastes than silver-palladium and the alumina substrate is not sufficient. The second approach was to increase the available cross section area of the via by filling conventional vias completely. It is possible to develop high current vias with strongly increased ampacity by adjusting the resistivity of the filling and the via diameter. Finally, demonstrators with decreased noble metal content were prepared. For that purpose, commercial conductor pastes were mixed with alumina powder. The same high current test as used before was applied and the results confirmed the high ampacity of vias that are completely filled with metal-ceramic mixtures.

In summary, electrical vias in thick-film technology have been measured by means of resistance, high current behavior, geometrical dimensions and material

composition. The results from the developed FEM model confirmed the measurement results. A non-destructive test method to determine the ampacity of a particular via was established and high-ampacity vias have been developed, produced and tested.

# Inhaltsverzeichnis

	Seite
<b>Zusammenfassung</b>	<b>i</b>
<b>Summary</b>	<b>v</b>
<b>Inhaltsverzeichnis</b>	<b>ix</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2 Stand der Technik</b>	<b>3</b>
2.1 Dickschicht-Hybridtechnik	3
2.2 Elektrische Durchkontaktierungen in Hybridtechnik	7
2.3 Hochstromtaugliche Durchkontaktierungen	11
<b>3 Problemstellung und Zielsetzung</b>	<b>12</b>
3.1 Problemstellung	12
3.2 Zielsetzung	14
<b>4 Messtechnische Erfassung</b>	<b>16</b>
4.1 Hochstrommessungen	16
4.2 Mikroskopie	25
<b>5 Basismodell</b>	<b>28</b>
5.1 Einleitung	28
5.2 Übersicht	30
5.3 Basismodell	33
5.4 Durchgeführte Modellierungen	43
5.5 Parameterstudien	44

---

5.5.1 Anwendung	45
5.5.2 Geometrische Parameter	49
5.5.3 Kalorische Materialparameter	54
5.5.4 Elektrische Materialparameter	57
5.5.5 Randbedingungen	60
5.5.6 Fazit der Parameterstudien	61
5.6 Radialsymmetrische Fehlstellen	62
5.7 Fazit	64
<b>6 Vom Basismodell zum verfeinerten Modell</b>	<b>66</b>
6.1 Geometrie/Fehlstellen	66
6.2 Materialkennwerte	74
6.2.1 Spezifischer Widerstand	74
6.2.2 Temperaturkoeffizient des Widerstandes	83
6.2.3 Widerstandsabweichung und Streuung der <i>TKR</i> -Werte	87
6.3 Fazit	90
<b>7 Verfeinertes Modell</b>	<b>91</b>
7.1 Verfeinertes Basismodell	91
7.2 Validierung	94
7.3 Systemanbindung der Durchkontaktierung	96
7.4 Asymmetrische Fehlstellen	99
7.5 Versagensmechanismen	102
7.6 Fazit	111
<b>8 Testverfahren zur Bestimmung der Stromtragfähigkeit</b>	<b>112</b>
8.1 Grundgedanke des Messverfahrens	112
8.2 Ausführungsbeispiel	113
8.3 Bewertung des Testverfahrens	116

---

8.4 Fazit	119
<b>9 Hochstromtaugliche Durchkontaktierungen</b>	<b>120</b>
9.1 Durchkontaktierungsvarianten	120
9.1.1 Herkömmliche Durchkontaktierungen	120
9.1.2 Verfüllte Durchkontaktierungen	121
9.2 Herstellung von Demonstratoren	128
9.2.1 Materialien	129
9.2.2 Spezifischer Widerstand und <i>TKR</i>	130
9.2.3 Herstellung von Durchkontaktierungen	134
9.3 Hochstrommessungen	137
9.4 Fazit	140
<b>10 Bewertung der Ergebnisse</b>	<b>142</b>
<b>Anhang</b>	<b>145</b>
A.1 Parameterstudien	145
A.2 Verfüllte Durchkontaktierungen	151
A.3 Bilder	153
<b>Verzeichnis der Abkürzungen</b>	<b>155</b>
<b>Verzeichnis der Symbole</b>	<b>156</b>
<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>159</b>
<b>Eigene Veröffentlichungen</b>	<b>170</b>
<b>Danksagung</b>	<b>171</b>



## 1 Einleitung

Die Anzahl verbauter elektronischer Steuereinheiten in gegenwärtigen Automobilen nimmt kontinuierlich zu [1, 2]. Komplexe Steuergeräte, die in rauen Umgebungsbedingungen eingesetzt werden, wie Motorsteuergeräte, Steuergeräte für Antiblockiersysteme (ABS) oder Getriebesteuergeräte werden häufig in Dickschicht-Hybridtechnik aufgebaut [3, 4, 5, 6]. Die Robustheit der in Dickschicht-technologie aufgebauten Schaltungen wird außerdem auch bei der Herstellung einiger Sensoren genutzt [7, 8, 9]. Sogar Hochtemperatursensoren für den Einsatz im automobilen Abgas werden mittels Dickschichttechnik in Serie produziert [10, 11]. Schaltungen für Betriebstemperaturen bis 500 °C können mit Dickschicht-Hybridtechnik realisiert werden [12] und auch Hochstromanwendungen wurden umgesetzt [13].

Dickschichtschaltungen bestehen aus unterschiedlichen Komponenten, wie Leiterbahnen, Bauteilpads, Widerständen, Isolationsschichten und Zwischenschichten. Diese werden alle im Siebdruckverfahren hergestellt und anschließend gesintert [14 S. 18 ff, 15]. Elektrische Durchkontaktierungen verbinden die Vorder- und die Rückseite der Keramiksubstrate und ermöglichen so eine elektrische Verbindung zwischen beiden Seiten der Substrate [16]. Aktive und passive oberflächenmontierte Bauelemente (SMDs) werden entweder auf Bauteilpads gelötet oder mit elektrisch leitenden Haftvermittlern geklebt. Komplexe aktive Bauelemente werden normalerweise erst aufgeklebt und dann drahtgebondet [3]. Prozesse wie Löten oder Drahtbonden wurden in der Vergangenheit intensiv erforscht [17, 18]. Materialien für gedruckte Widerstände, Leiterbahnen und Dielektrika wurden ebenfalls seit langem eingehend untersucht, genauso wie die Prozesse, die während des ersten Einbrandes und wiederholtem Sintern auftreten [19-31]. Auch die Wechselwirkungen zwischen den unterschiedlichen Dickschichtkomponentenmaterialien, wie Dickschichtpasten und Substrat, wurden gründlich untersucht [32, 33, 34].

Typische Durchkontaktierungen in Dickschicht-Hybridtechnik, häufig auch Vias (engl.: via) genannt, basieren auf lasergebohrten Aluminiumoxidsubstraten mit konischen Bohrungen [35]. Abhängig von der Anwendung werden Durchkontaktierungen auf zwei unterschiedliche Arten produziert. Für geringe

Stromstärken (sog. „Signalvias“) werden konventionelle Durchkontaktierungen hergestellt. Während die Durchkontaktierungen siebgedruckt werden, wird das keramische Substrat durch ein Vakuum im Drucknest fixiert, und die edelmetallbasierte Metallisierungspaste wird in die Durchkontaktierung gesaugt. Da dieser Prozess von beiden Seiten durchgeführt wird, wird eine vollständige Beschichtung der Mantelfläche der Durchkontaktierung erreicht. Nach dem Sintern der Substrate verbleibt eine wenige  $\mu\text{m}$  starke Metallisierungsschicht [16].

Bis heute wurde die Stromtragfähigkeit von Durchkontaktierungen in Dickschichttechnik nicht eingehend untersucht. Für Durchkontaktierungen im Submikrometerbereich und für die PCB-Technologie (Printed Circuit Board) wurden viele Forschungsarbeiten durchgeführt [36-44]. Detaillierte Modelle, die das thermische Verhalten von Durchkontaktierungen in Dickschichttechnik bei Impulsstrombelastung beschreiben, sind bisher nicht verfügbar.

Werden verlässliche Hochstromdurchkontaktierungen benötigt, wird eine gängige Technik aus der LTCC-Technologie (Low temperature co-fired ceramics) verwendet, um elektrisch und/oder thermisch gut leitende Durchkontaktierungen herzustellen. Diese werden im Schablonendruck vollständig mit gut leitenden metallischen Materialien verfüllt, die typischerweise silberbasiert sind, um den hohen Sintertemperaturen in oxidierender Atmosphäre zu widerstehen [45]. Das führt dazu, dass derartige Hochstromdurchkontaktierungen aufgrund des erhöhten Materialverbrauchs hohe Kosten verursachen [46, 47].

Für kleine Ströme sind konventionelle Durchkontaktierungen bereits sehr zuverlässig. Um die Belastungsgrenzen zu bestimmen und sie auch für höhere Ströme einsetzen zu können, müssen die elektrischen und thermischen Prozesse verstanden werden, die bei der Einprägung eines hohen Stromes auftreten.

## 2 Stand der Technik

### 2.1 Dickschicht-Hybridtechnik

In der Dickschicht-Hybridtechnik werden elektrische Schaltungen unter Verwendung unterschiedlicher Materialien und Prozesse der Aufbau- und Verbindungstechnik hergestellt. Dabei werden sowohl integrierte als auch diskrete Bauteile auf einem Substrat aufgebaut. Dieser Aufbau wird integrierte Schichtschaltung genannt [14, S. 19]. Die wesentlichen Bestandteile einer integrierten Schichtschaltung sind das Substrat, die passiven Bauelemente wie Leiterbahnen, Widerstands- und Dielektrikumsschichten sowie Löt- und Bondverbindungen zu den Bauelementen wie SMDs und Chips auf dem Substrat. Eine detaillierte Zusammenfassung der Aufbau und Verbindungstechnik ist in [48] gegeben. Ein Schnitt durch eine schematische Schichtschaltung ist in Abb. 2-1 dargestellt.

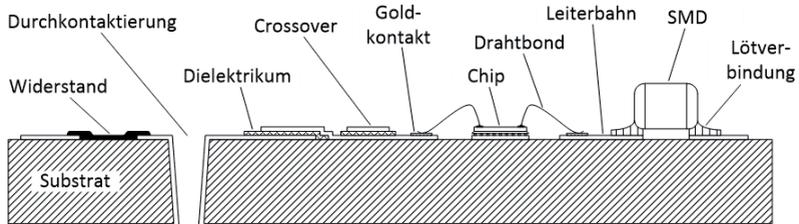


Abb. 2-1: Die wichtigsten Komponenten einer Schichtschaltung schematisch dargestellt im Querschnitt.

Die Schichten, welche auf das Substrat aufgebracht werden, werden in Dickschichttechnik hergestellt. Dabei handelt es sich um ein Verfahren, bei dem Schichten im Siebdruck auf das keramische Trägersubstrat aufgebracht werden [7, 8]. Eine vollständige, siebgedruckte Dickschichtschaltung ist in Abb. 2-2 dargestellt. Diese enthält Leiterbahnen, Bauteilpads, Isolationsschichten, Überkreuzungen, Widerstände und Durchkontaktierungen. Als Substratmaterialien werden in der Regel  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Keramiksubstrate mit einer Reinheit von 96 % verwendet [49]. Die elektrisch leitfähigen Siebdruckpasten bestehen zu einem großen Anteil aus Edelmetallen, um ein Sintern unter oxidierender Atmosphäre zu ermöglichen [46].

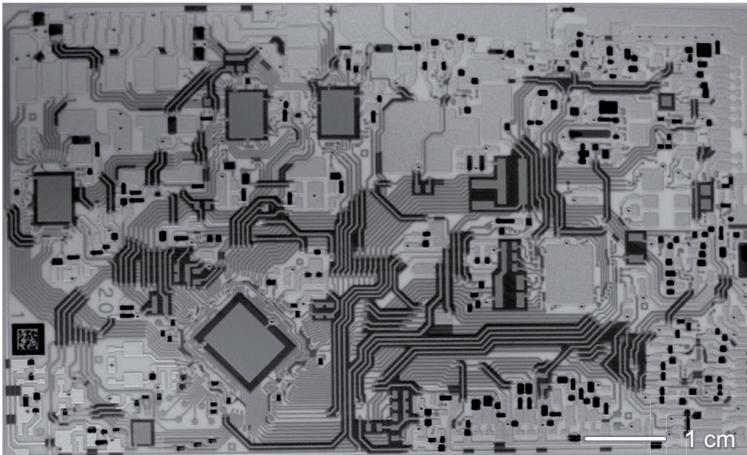


Abb. 2-2: Fertig prozessierte Dickschicht-Hybridschaltung, hergestellt im Siebdruckverfahren. Die Schaltung besteht aus Leiterbahnen, Bauteil- bzw. Bondpads, Widerständen, Dielektrikumsschichten und Durchkontaktierungen. Bildquelle: Conti Temic microelectronic GmbH

### **Siebdruck**

Zur Herstellung der Schichten wird das Siebdruckverfahren verwendet, das seit langem industriell etabliert ist [50]. Es gibt einige Standardwerke zu dieser Produktionstechnik, wie beispielsweise von Reichl oder Gupta [14, 15].

Beim Siebdruckverfahren wird eine Metallpaste mittels einer Rakel durch ein feinmaschiges, an bestimmten Stellen offenes Sieb gepresst. Auf dem Substrat entsteht dabei ein Druckbild entsprechend der offenen Siebfläche. Vor dem Start des Druckvorgangs befindet sich das Sieb in geringem Abstand über dem zu bedruckenden Substrat. Dieser Abstand wird als Absprung bezeichnet. Beim Druck selbst wird das Sieb durch die Rakel mit dem Rakeldruck ( $p_{\text{Rakel}}$ ) auf das Substrat gepresst. Während die Rakel mit definierter Geschwindigkeit ( $v_{\text{Rakel}}$ ) parallel zum Substrat bewegt wird, wird die Paste an der Rakelkante in alle Sieböffnungen gedrückt, wobei diese vollständig mit Pastenmaterial befüllt werden. Da das Sieb gespannt ist, springt es hinter der Rakel wieder ab und die Paste verbleibt auf dem Substrat. Nach dem die Rakel bis zum Ende der zu druckenden Struktur verfahren wurde, wird die Rakel wieder angehoben und alle Siebmaschen sind im Idealfall

vollständig entleert. Im letzten Schritt wird der Paste ausreichend Zeit gegeben, um bei Raumtemperatur zu nivellieren. Hierbei findet durch viskoses Fließen eine Vergleichmäßigung der Schicht statt und es verbleibt eine gleichmäßige Metallisierungsschicht auf dem Substrat.

Ziel ist es, möglichst homogene Schichten mit definierter Kantenschärfe zu erhalten. Die wesentlichsten Prozessparameter, die diese Kriterien der Schichteigenschaften beeinflussen sind die Pasteneigenschaften (Viskosität), die Substratebenheit und die Siebdruckparameter selbst (Siebbeschichtung, Maschenzahl, Siebspannung, Siebabsprung, Rakelform und -härte, Rakeldruck und -höhe, Rakelgeschwindigkeit). Nachdem die Schichtschaltungen ca. 10 min lang bei Raumtemperatur vorgetrocknet wurden, ist eine ausreichende Oberflächennivellierung der hergestellten Schichten erreicht.

### **Trocknen**

Im nächsten Schritt werden die Schichten abhängig von der Paste 5 min bis 15 min lang bei Temperaturen zwischen 50 °C und 150 °C getrocknet und anschließend gesintert. Ziel des Trocknens ist das langsame Verdampfen der leichtflüchtigen Lösungsmittel. Ein spontanes Verdampfen des Lösungsmittels beim Sintern wird damit verhindert und die Wahrscheinlichkeit der Blasen- und Rissbildung reduziert. Für das Trocknen wird in den meisten Fällen ein Trockenofen verwendet. Obgleich die Verwendung organischer Chemikalien in der Europäischen Union beschränkt ist, muss in jedem Fall für eine ausreichende Absaugung der meist gesundheitsschädlichen Lösungsmittel gesorgt werden [51]. Am Ende des Trockenprozesses liegen gleichmäßige Schichten vor, die im nächsten Schritt gesintert werden, um die elektrischen Eigenschaften zu erhalten, die erst durch das Versintern der metallischen Bestandteile ausgebildet werden.

### **Sintern**

Das Sintern der getrockneten Schichten hat erheblichen Einfluss auf die elektrischen Eigenschaften einer fertig prozessierten Dickschichtschaltung. Außerdem wird während des Sinterns die mechanische Haftung zwischen Substrat und Metallisierung hergestellt, indem sich der Glasanteil der Siebdruckpaste mit dem  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Substrat verbindet [52]. Hersteller kommerzieller Pasten geben für jede Paste ein Temperaturprofil an, das genau eingehalten werden muss. Die Peak-

Temperatur liegt dabei normalerweise zwischen 600 °C und 1000 °C [46], etabliert hat sich eine Peak-Temperatur von 850 °C. In den meisten Fällen werden Durchlauföfen verwendet, in denen die Substrate auf einem Endlosförderband mit konstanter Geschwindigkeit durch die verschiedenen Zonen befördert werden. In den unterschiedlichen Bereichen wird sowohl die Temperatur als auch die Ofenatmosphäre bzw. der Luftdurchsatz gesteuert, so dass die Substrate beim Durchlaufen des Ofens kontinuierlich erwärmt werden.

In der Ausbrennzone zwischen 350 °C und 550 °C verdampfen die organischen Pastenbestandteile und werden durch den Luftdurchsatz abtransportiert, um die Ofenatmosphäre konstant zu halten. Der Temperaturgradient wird dabei in der Regel so eingestellt, dass er zwischen 30 °C/min und 70 °C/min liegt. Bei Temperaturen zwischen 650 °C und 825 °C erweichen die glasigen Pastenbestandteile und dringen in die poröse Oberfläche der Keramiksubstrate ein. In der Haltezone wird die Plateautemperatur von häufig 850 °C für eine Verweilzeit von 10 min gehalten. Während dieser Zeit findet das eigentliche Sintern statt. Durch Auflösungsreaktionen, Legierung und Oxidation/Reduktion werden die Schichteigenschaften ausgebildet. Im letzten Schritt, der Abkühlzone, werden die Schichten auf dem Substrat entspannt, um eine Rissbildung zu verhindern. Analog dem Temperaturgradienten beim Aufheizen soll der Abkühlgradient zwischen 30 °C/min und 70 °C/min betragen. Im Temperaturbereich zwischen 750 °C und 350 °C erstarrt der flüssige Glasanteil wieder und bildet eine feste mechanische Verbindung zwischen Substrat und Metallisierungsschicht.

### **Materialien**

Die zwei grundlegenden Elemente in der Dickschichttechnik sind das Substrat und die Siebdruckpasten. Als Substratmaterial wird fast ausschließlich  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Keramik verwendet, je nach Anwendung mit einer Reinheit von 96 %  $\text{Al}_2\text{O}_3$  bzw. mit 99 %  $\text{Al}_2\text{O}_3$ . Die Substrate werden normalerweise unter Verwendung des Kammerrakelverfahrens (Doctor Blade Verfahren), einem Foliengießverfahren, hergestellt [53, 54, S. 460 ff]. Neben den keramischen Pulvern bestehen die verwendeten Schlicker aus Glaspulver, organischen Bindern, Lösungsmitteln, Plastifizierern und funktionellen Zusatzstoffen, wie z.B. Kornwachstumsinhibitoren [55].

Die verwendeten Pasten sind im Wesentlichen Leitpasten, Widerstandspasten und Isolierpasten. Im Rahmen dieser Arbeit soll nur auf die Leitpasten eingegangen werden. Da unter oxidierender Ofenatmosphäre gesintert wird, können nur edelmetallbasierte Pasten verwendet werden. Hauptsächlich werden Gold- und Silberbasierte Pasten eingesetzt [46]. Goldpasten werden dabei überwiegend rein eingesetzt, silberbasierte Pasten werden mit Platin oder Palladium legiert. Durch diese Zugabe wird der Elektromigration des Silbers entgegengewirkt und außerdem die Hafteigenschaften zwischen Pasten und Substrat verbessert [56-59]. Neben den metallischen Bestandteilen (Metallpartikel, Korngröße von  $0,5 \mu\text{m}$  -  $10 \mu\text{m}$ ) enthalten alle Siebdruckpasten für die Hybridtechnik Lösungs- und Netzmittel, organische Binder, Zusätze zur Einstellung der rheologischen Eigenschaften und Glasfritten. Der Anteil der Metallpartikel liegt zwischen 50 % und 70 %, der Anteil der Organik bei 12 % - 25 % und der der Glasfritte bei 10 % - 20 %. Die genaue Zusammensetzung muss immer für die anzuwendenden Montagetechniken und den Anwendungsfall angepasst und auf das gesamte Hybridsystem abgestimmt werden, um etwaige Materialinteraktionen auszuschließen [32]. Die wesentlichen Anforderungen an die Leitpasten sind Haftfestigkeit auf dem Substrat, Verträglichkeit mit anderen Pasten, hohe Leitfähigkeit, gute Bondbarkeit, gute Lötbarkeit und hohe Ablegiefestigkeit.

## **2.2 Elektrische Durchkontaktierungen in Hybridtechnik**

Um Ströme auf die Rückseite der Dickschichtschaltung leiten zu können, werden elektrische Durchkontaktierungen verwendet, wie auf Seite 8 in Abb. 2-3 dargestellt. In das Aluminiumoxidsubstrat werden mit Hilfe eines  $\text{CO}_2$ -Lasers Bohrungen eingebracht, die anschließend im Siebdruckverfahren mit einer Metallisierungsschicht versehen werden [35]. Ein Querschliff einer Durchkontaktierung ist auf Seite 8 in Abb. 2-4 zu sehen.

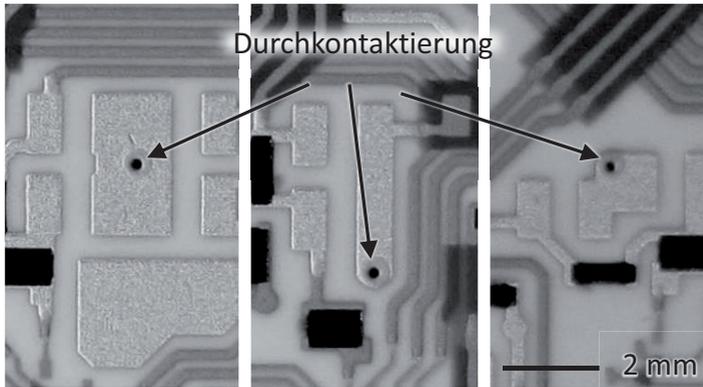


Abb. 2-3: Elektrische Durchkontaktierungen im Verbund der Dickschicht-Hybridtechnik in der Draufsicht. Quelle: Conti Temic microelectronic GmbH

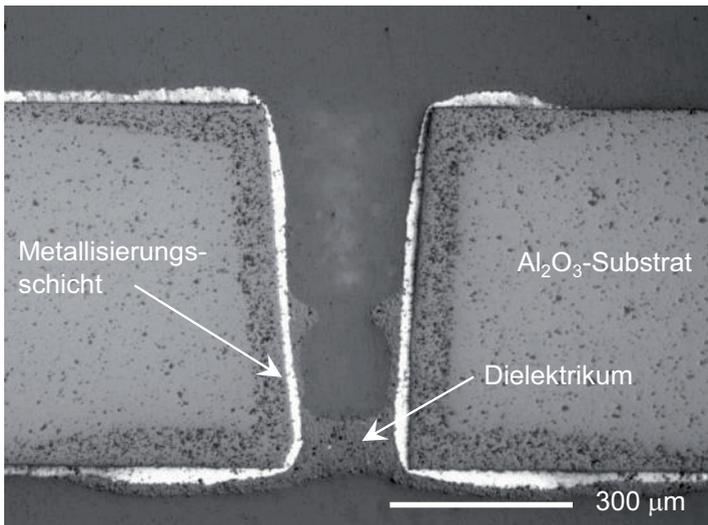


Abb. 2-4: Querschliff einer in Siebdrucktechnik hergestellten Durchkontaktierung. Die wenige  $\mu\text{m}$  dicke Metallisierungsschicht ist im Bild weiß dargestellt. Außerdem ist ein Dielektrikumsstöpsel erkennbar (grau), der die Durchkontaktierung von der Rückseite her verschließt.

Zur Herstellung der Durchkontaktierungen wird der gleiche Siebdruckprozess verwendet, wie oben beschrieben. Das Substrat wird während des Druckes von unten angesaugt, um die Paste beim Drucken in die Durchkontaktierung hinein zu

saugen. Das Drucknest muss dabei an das Layout angepasst werden, um keine Auflageflächen unter Durchkontaktierungen zu erhalten. Der Unterdruck, der das Substrat in das Drucknest zieht, wird so eingestellt, dass die Paste bis zu einer Tiefe von ca.  $\frac{2}{3}$  in die Durchkontaktierung gesaugt wird (Seite 10, Abb. 2-5a). Dabei entsteht eine ca.  $20\ \mu\text{m}$  dicke, die Mantelfläche vollständig bedeckende Metallisierungsschicht. Im Zweiseitendruck wird dieser Schritt einmal von der Vorder- und einmal von der Rückseite durchgeführt, um die Mantelfläche der Durchkontaktierung vollständig zu bedecken (Seite 10, Abb. 2-5b). Nach dem Brennen der Substrate verbleibt eine wenige  $\mu\text{m}$  dicke Metallisierungsschicht auf der Mantelfläche (Seite 10, Abb. 2-5c).

Für die Übertragung von Signalen und die damit verbundenen kleinen Stromstärken ist die Beschichtung der Mantelfläche ausreichend. Bei kleinen Strömen kommt es zu keiner bzw. nur sehr geringer Erwärmung der Durchkontaktierung. Sollen jedoch höhere Ströme geleitet werden, muss mit einer Erwärmung der Durchkontaktierung gerechnet werden, die zur Zerstörung der Durchkontaktierung und damit der gesamten Baugruppe führen kann. Die entstehenden Temperaturen sind eine Folge der Jouleschen Erwärmung bei Strombelastung. Im Entwurf von Dickschichtschaltungen ist dieser Effekt bekannt und wird im Layoutprozess bereits berücksichtigt, um die Stromdichte zu minimieren [58, 59, 60]. Zum Beispiel werden dafür Durchkontaktierungen mehrfach ausgeführt.

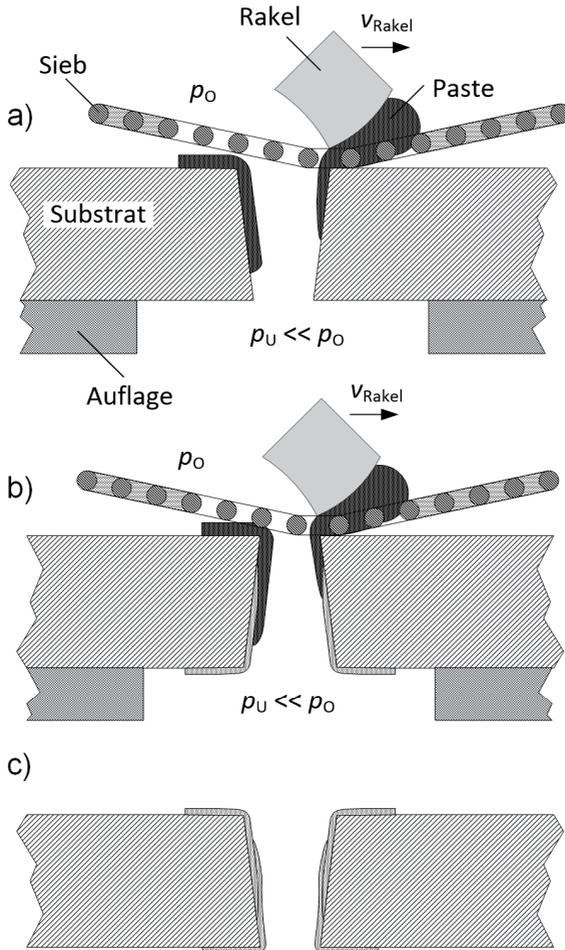


Abb. 2-5: Siebdruck der Durchkontaktierungsmetallisierung. Das Substrat wird während des Druckes durch Unterdruck in das Drucknest gesaugt ( $p_u \ll p_o$ ). a) Im ersten Schritt wird die Durchkontaktierung von der Oberseite gedruckt. Durch den Unterdruck wird die Paste in die Durchkontaktierung gesaugt. b) Nachdem das Substrat gesintert wurde, wird der gleiche Druckschritt mit dem gedrehten Substrat von der Unterseite durchgeführt, wodurch eine vollständige Beschichtung des Bohrungsmantels erreicht wird. c) Nach einem weiteren Sinterschritt liegt die fertige Durchkontaktierung vor.

### 2.3 Hochstromtaugliche Durchkontaktierungen

Über die Stromtragfähigkeit von elektrischen Durchkontaktierungen war zu Beginn der Arbeit nur wenig bekannt. Wie in allen Bereichen, in denen der Siebdruck zum Einsatz kommt, ist der Einfluss von Material- und Prozessunregelmäßigkeiten auf die hergestellten Strukturen und damit auf die Belastbarkeitsgrenze hoch [61, 62, 63]. Gleichzeitig sind die Anforderungen an die Zuverlässigkeit eines jeden Bauteils in einer Hybridschaltung groß, da ein Ausfall im Feld nicht tolerabel ist [64]. Sollen hochstromtaugliche Durchkontaktierungen eingesetzt werden, müssen entweder mehrere Durchkontaktierungen parallel geschaltet werden, wie in Abb. 2-6a zu sehen ist, oder sie werden vollständig verfüllt, wie exemplarisch in Abb. 2-6b dargestellt. Damit wird die übermäßige Erwärmung der Durchkontaktierungen bei Bestromung umgangen.

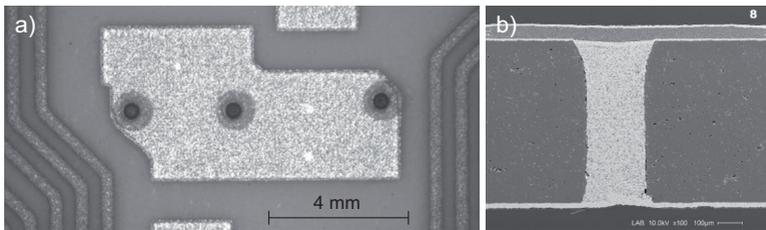


Abb. 2-6: a) Parallelschaltung mehrerer herkömmlicher siebgedruckter Durchkontaktierungen. Bildquelle: Conti Temic microelectronic GmbH b) Vollständig verfüllte Durchkontaktierung

Für die Herstellung von beiden Durchkontaktierungsvarianten werden derzeit edelmetallhaltige Pasten verwendet. Bei herkömmlichen, siebgedruckten Durchkontaktierungen ist die Integrationsdichte reduziert, bei vollständig verfüllten Durchkontaktierungen muss erheblich mehr edelmetallhaltige Paste verwendet werden. Außerdem muss zur Herstellung vollständig verfüllter Durchkontaktierungen anstelle des Siebdrucks der Schablonendruck verwendet werden, was einen zusätzlichen Produktionsschritt bedeutet.

### **3 Problemstellung und Zielsetzung**

#### **3.1 Problemstellung**

Im Rahmen der fortschreitenden Automatisierung im Automobil müssen kontinuierlich höhere Stromstärken bei gleichzeitig rauen Umgebungsbedingungen gehandhabt werden, insbesondere kurzzeitige Pulsströme mit Pulszeiten kleiner als 100 ms [4, 64]. Damit erlangt die Kenntnis über die Stromtragfähigkeit der einzelnen Bauelemente erheblich an Bedeutung. Durchkontaktierungen in Dünnschichttechnik und in PCB-Schaltungen sind sehr gut erforscht [36-44]. Zu Beginn der Arbeit war die Stromtragfähigkeit von herkömmlichen Durchkontaktierungen nicht bekannt, und wie bereits in Kapitel 2.3 dargestellt, werden daher nach dem Stand der Technik bedarfsweise mehrere Durchkontaktierungen parallel geschaltet, um die geforderte Stromtragfähigkeit mit hinreichender statistischer Sicherheit zu gewährleisten. Der damit verbundenen Reduzierung der Integrationsdichte der Dickschichtschaltung kann nur entgegengewirkt werden, indem weniger Durchkontaktierungen eingesetzt werden. Das setzt eine detaillierte Kenntnis der Stromtragfähigkeit einer einzelnen Durchkontaktierung voraus, um Design- und Layoutvorgaben festzulegen.

Es wird die Annahme getroffen, dass sich der Verlauf der Spannung bzw. des Widerstandes in Abhängigkeit der Reaktion auf die Stromstärke des eingepprägten Strompulses in drei Bereiche unterscheiden lässt, wie schematisch in Abb. 3-1 dargestellt. In jedem Fall wird ein über die Pulszeit  $t_{\text{Puls}}$  von der Zeit  $t_1$  bis zur Zeit  $t_2$  konstanter Strompuls eingepprägt, wie in Abb. 3-1a zu sehen ist. Dabei ist die Stromstärke  $I_2$  erheblich größer als die Stromstärke  $I_1$ . Der Unterschied zwischen  $I_2$  und  $I_3$  kann dagegen sehr klein sein. Die korrespondierenden Widerstandsverläufe sind Abb. 3-1b zu entnehmen.

1. Im ersten Fall ist die Stromstärke  $I_1$  so niedrig, dass der Widerstand sich nicht mit der Zeit ändert ( $dR/dt = 0$ ), sondern auf einem konstanten Wert verbleibt. Das bedeutet, dass es zu keiner bzw. nur sehr geringer Erwärmung der Durchkontaktierung kommt.

2. Im zweiten Fall ist die Stromstärke  $I_2$  groß genug, dass der Widerstand mit steigender Pulszeit ansteigt ( $dR/dt > 0$ ). Die Durchkontaktierung wird ausreichend erwärmt, um zu einer Temperaturerhöhung zu führen.
3. Im dritten Fall wird anfangs ein ähnlicher Verlauf des Widerstandes wie in Fall 2 beobachtet. Dann steigt der Widerstand mit der Zeit überproportional gegen unendlich und die Durchkontaktierung wird zerstört ( $dR/dt \rightarrow \infty$ ). Die Durchkontaktierung wird so stark erwärmt, dass die resultierende Temperatur zu deren Zerstörung führt. Eine bei Hochstrombelastung zerstörte Durchkontaktierung ist in Abb. 3-2 dargestellt.

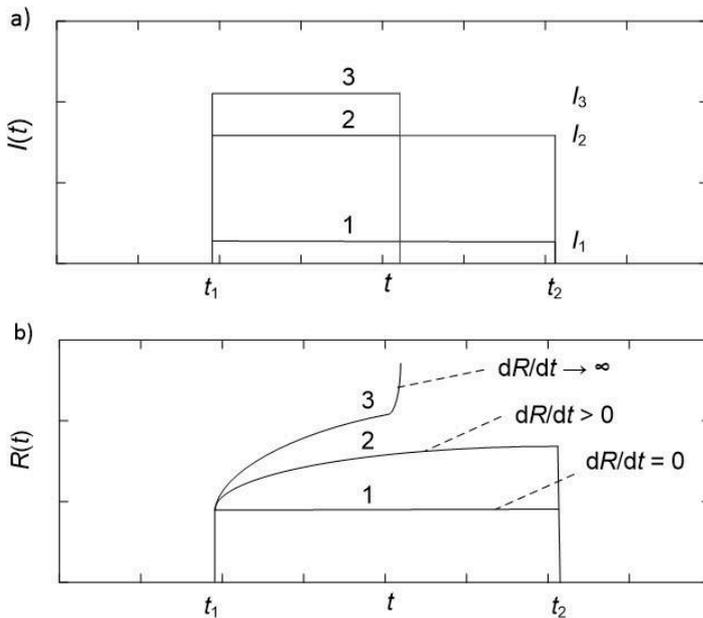


Abb. 3-1 a) Konstante Strompulse unterschiedlicher Stromstärke werden in die Durchkontaktierung eingepreßt b) Es kann zwischen drei Fällen unterschieden werden. Fall 1: konstanter Widerstand, die Durchkontaktierung wird nicht erwärmt. Fall 2: Anstieg des Widerstandes, einhergehend mit der Erwärmung der Durchkontaktierung. Fall 3: Anstieg des Widerstandes, dann überproportionaler Widerstandsanstieg bei der Erwärmung bis zur Zerstörung der Durchkontaktierung.

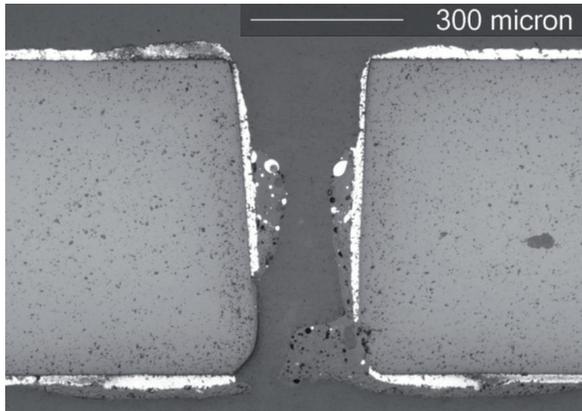


Abb. 3-2: Nach der Zerstörung durch Hochstrombelastung im Hochstromtest fehlt ein Teil der Metallisierungsschicht im unteren Bereich der Durchkontaktierung. Die fehlenden Bereiche scheinen aufgeschmolzen zu sein, wie an der Kugelbildung im mittleren Bereich der Durchkontaktierung zu erkennen ist.

Zur Entwicklung hochstromtauglicher Durchkontaktierungen ist die Kenntnis über die auftretenden Temperaturmaxima, deren Position und deren Entstehungsmechanismen erforderlich.

### **3.2 Zielsetzung**

Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Betrachtung der elektrischen Durchkontaktierung als eigenständiges Bauteil. Dabei soll ein Verständnis der Vorgänge bei Impulsstrombelastung der Durchkontaktierung erlangt werden.

Im ersten Schritt sollen Durchkontaktierungen hinsichtlich ihrer Stromtragfähigkeit messtechnisch erfasst werden. Zu diesem Zweck soll ein Hochstrommessplatz aufgebaut werden, mit dessen Hilfe Durchkontaktierungen aus der Serienproduktion Hochstromtests unterzogen werden sollen. Um verlässliche Werte der Stromtragfähigkeit zu erhalten, soll eine große Versuchsreihe durchgeführt werden.

In Industrie und Forschung werden häufig Simulationen als leistungsfähiges Entwicklungswerkzeug verwendet [67, 68]. Um die Vorgänge bei Strombelastung zu analysieren, soll eine ausführliche Modellierung nach der Finite-Elemente-Methode durchgeführt werden. Dabei soll ein Verständnis der Vorgänge bei

Strombelastung der Durchkontaktierung erlangt werden. Insbesondere stehen die Einflüsse der geometrischen, elektrischen und thermischen Kenngrößen bei Impulsstrombelastungen im Fokus der Untersuchungen. Anhand des FEM-Modells sollen folgende Untersuchungen durchgeführt werden:

- Entwicklung eines Basismodells
- Bestimmung von modellrelevanten Kenngrößen
- Identifizierung von Schwachstellen von Durchkontaktierungen
- Ableitung möglicher Versagensmechanismen von Durchkontaktierungen
- Entwicklung hochstromtauglicher Durchkontaktierungen

Das FEM-Modell soll anhand der Hochstrommessungen zur Bestimmung der Stromtragfähigkeit von Durchkontaktierungen validiert werden.

Im letzten Schritt sollen auf Grundlage der gewonnenen Erkenntnisse Konzepte für hochstromtaugliche Durchkontaktierungen erarbeitet werden. Das bedeutet zum Einen, ein zerstörungsfreies Messverfahren zu entwickeln, um die Stromtragfähigkeit von herkömmlichen Durchkontaktierungen vorhersagen zu können. Zum Anderen wird angestrebt, auf Basis modifizierter Durchkontaktierungen hochstromtaugliche Demonstratoren aufzubauen und diese anhand von Hochstrommessungen zu bewerten.

## **4 Messtechnische Erfassung**

Im ersten Schritt der Arbeit galt es, den Istzustand hochstrombelasteter Durchkontaktierungen messtechnisch zu erfassen. Zum Einen wurden elektrische Eigenschaften in Hochstrommessungen bestimmt, zum Anderen wurden geometrische Abmessungen der Durchkontaktierungsbohrungen und der Metallisierung anhand von Lichtmikroskopaufnahmen quergeschliffener Durchkontaktierungen erfasst.

### **4.1 Hochstrommessungen**

Um das Verhalten von Durchkontaktierungen bei Impulsbelastung mit hohen Stromstärken zu verstehen, wurden Hochstrommessungen durchgeführt. Neben dem Kaltwiderstand  $R_0$  wurde die relative Widerstandsänderung  $\Delta R/R_0$  bei Hochstrombelastung untersucht, wobei  $\Delta R$  der Widerstandsänderung am Ende eines Strompulses entspricht. Die Durchkontaktierungen wurden sukzessive bei unterschiedlichen Stromstärken getestet. Die Ergebnisse der Hochstrommessungen wurden für die Validierung des FEM-Modells verwendet und bildeten die Grundlage für die Entwicklung eines zerstörungsfreien Testverfahrens zur Vorhersage der Hochstromtragfähigkeit von Durchkontaktierungen.

### **Experimentelles**

Für die Tests wurden vollständig aufgebaute Substrate aus der Serienproduktion verwendet, die aus sechs Produktionslosen stammten. Insgesamt lagen Messdaten von über 1540 vermessenen Durchkontaktierungen vor. Durch eine solch große Versuchsmatrix konnte eine hohe statische Sicherheit erreicht werden, um repräsentative Messergebnisse zu erhalten.

Die zu vermessenden Durchkontaktierungen wurden so gewählt, dass deren Positionen auf dem Substrat möglichst gleichmäßig verteilt waren, wie in Abb. 4-1a dargestellt. Die Substrate wurden mit Hilfe eines Nadeladapters vermessen, wie in Abb. 4-1b zu sehen ist. Zur Einprägung des Strompulses in die Durchkontaktierungen mittels Federnadelstiften wurden ausreichend große Kontaktpads gewählt, um die Stromtragfähigkeit der Zuleitung zu gewährleisten und Messfehler auszuschließen.

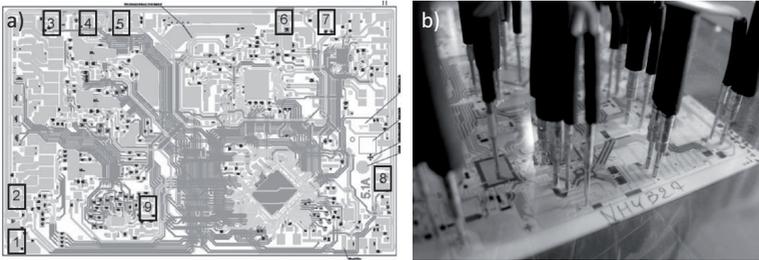


Abb. 4-1: Hochstrommessungen: a) Durchkontaktierungen, die dem Hochstromtest unterzogen wurden. b) Simultane Kontaktierung aller vermessenen Durchkontaktierungen einer Dickschichtschaltung im Nadeladapter mit Federnadelstiften.

Die simultane Kontaktierung erfolgte für alle getesteten Durchkontaktierungen einer Schaltung in Vierleitertechnik, um Leitungswiderstände zu eliminieren (Abb. 4-1b und Abb. 4-2).

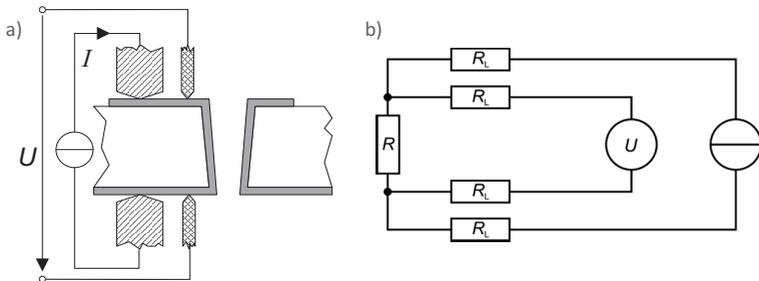


Abb. 4-2: a) Die Durchkontaktierungen wurden mit Federnadelstiften in Vierleitertechnik kontaktiert. b) Dabei wurden Leitungswiderstände eliminiert.

Die Durchkontaktierungen wurden sukzessive bei Stromstärken von  $I = 2 \text{ A}$  bis  $I = 30 \text{ A}$  vermessen (2 A, 10 A, 15 A, von 20 A bis 30 A in 1 A-Schritten). Der über die Zeit konstante Strompuls mit der Stromstärke  $I(t)$  wurde in Anlehnung an die Anforderungen für Durchkontaktierungen in der Anwendung für eine Dauer von  $t_{\text{Puls}} = 100 \text{ ms}$  angewendet. Zwischen den einzelnen Strompulsen wurde eine Pause von 10 s eingehalten, um das Abkühlen der Durchkontaktierungen zu ermöglichen. Zur Erzeugung des Stromes wurde eine Stromquelle (Delta Elektronika SM52-AR60 Power Supply) und eine Stromsenke (Höcherl & Hackl PL506 Electronic Load) genutzt. Gleichzeitig wurde mittels eines Oszilloskops (Tektronix TDS 3034C Oscilloscope) die Spannungsantwort aufgezeichnet und der

Strom mittels einer Strommesszange erfasst (Tektronix TCP 303 Current Probe und TCPA 300 Current Probe Amplifier). Aus Strom  $I(t)$  und Spannung  $U(t)$  wurde nach

$$R(t) = \frac{U(t)}{I(t)} \quad (4-1)$$

der Widerstand  $R(t)$  der Durchkontaktierungen in Abhängigkeit der Zeit berechnet. Dabei wurde der mit der Strommesszange erhaltene Istwert  $I(t)$  für die Berechnung des Widerstandes verwendet. Sowohl für die Strom- wie auch für die Spannungswerte wurde eine Offsetkorrektur durchgeführt. Die Messdauer betrug die doppelte Pulszeit, so dass vor und nach dem Strompuls die Nullwerte gemessen werden konnten. Die Messwerte einer Messung wurden jeweils um den Mittelwert dieser Werte korrigiert. Die Anzahl der getesteten Durchkontaktierungen und die wichtigsten Testparameter sind in Tab. 4-1 zusammengefasst.

Tab. 4-1: Übersicht über die wesentlichen Testparameter der Hochstromversuche.

Getestete Proben	Produktions-Chargen	Anzahl Strompulse	Pulszeit	Pulspause
1547	6	14	100 ms	10 s

## Ergebnisse

Die Ergebnisse eines vollständigen Messlaufs sind exemplarisch für eine Durchkontaktierung in Abb. 4-3 dargestellt. Abb. 4-3a zeigt die Strompulse  $I(t)$ , welche in die Durchkontaktierung eingeprägt wurden, Abb. 4-3b die resultierende Spannungsantwort  $U(t)$  und Abb. 4-3c den aus Strom und Spannung berechneten Widerstandsverlauf  $R(t)$ . Bis zu Stromstärken von  $I = 15 \text{ A}$  resultieren konstante Spannungs- bzw. Widerstandsverläufe, was dem ersten in der Problemstellung beschriebenen Fall entspricht. Hin zu höheren Stromstärken wird eine Zunahme der Spannung bzw. des Widerstandes über die Zeit beobachtet. Dies ist eine Folge der Erwärmung der Metallisierungsschicht in der Durchkontaktierung. Aufgrund des positiven Temperaturkoeffizienten des Widerstandes ( $TKR$ ) nimmt der Widerstand  $R$  zu, jedoch ohne zur Zerstörung der Durchkontaktierung zu führen. Dieses Verhalten entspricht dem zweiten in der Problemstellung beschriebenen Fall.

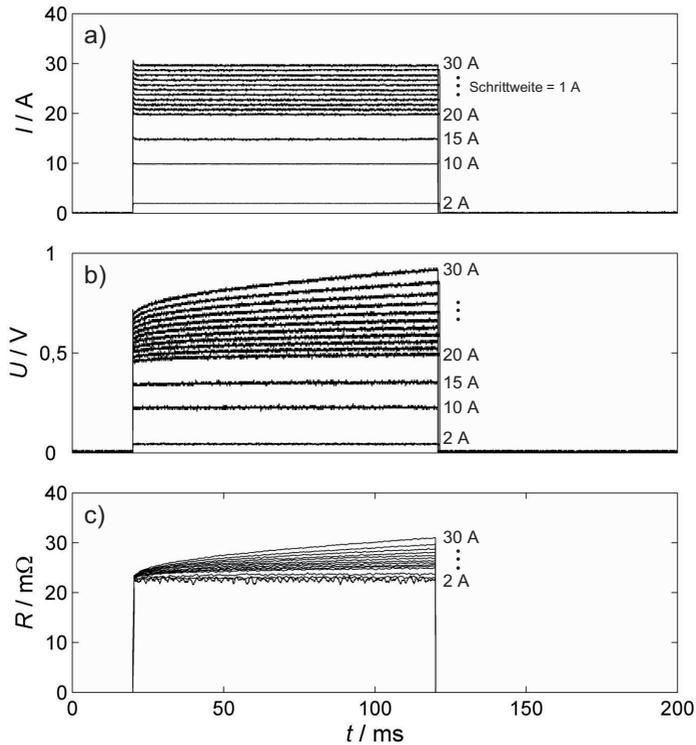


Abb. 4-3: a) Typische Pulse unterschiedlicher Stromstärke, die in die Durchkontaktierungen eingepägt wurden. b) Korrespondierende Spannungsantwort. c) Aus Strom und Spannung berechneter Widerstandsverlauf bei Strombelastung einer Durchkontaktierung von  $I = 2$  A bis  $I = 30$  A.

Wird die Durchkontaktierung während der Messung zu stark erwärmt, kommt es zu deren Zerstörung, wie in Abb. 4-4 dargestellt ist. Die gezeigte Durchkontaktierung wurde bei einem Strompuls von  $I = 30$  A zerstört; der Widerstandsverlauf deckt sich mit dem dritten in der Problemstellung beschriebenen Fall. Im weiteren Verlauf der Arbeit ist stets darauf zu achten, ob unkritische Durchkontaktierungen betrachtet werden, die bis zur maximalen Teststromstärke von  $I = 30$  A nicht zerstört wurden, oder kritische Durchkontaktierungen, die unterhalb oder bei der maximalen Teststromstärke zerstört wurden.

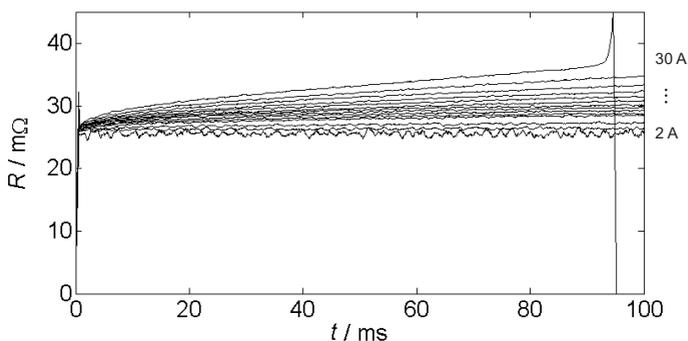


Abb. 4-4: Typischer Widerstandsverlauf  $R(t)$  einer Durchkontaktierung, die bei verschiedenen Stromstärken vermessen wurde ( $2\text{ A} < I < 30\text{ A}$ ). Beim letzten Strompuls wurde die Durchkontaktierung zerstört (hier  $I = 30\text{ A}$ ).

Bei den angewendeten Testbedingungen wurden mit 797 Durchkontaktierungen ca. die Hälfte der 1547 getesteten Durchkontaktierungen im Hochstromtest bis zur maximalen Teststromstärke von  $I = 30\text{ A}$  zerstört. Alle getesteten Durchkontaktierungen wiesen eine sehr hohe Stromtragfähigkeit auf, unterhalb von  $23\text{ A}$  wurde keine Durchkontaktierung zerstört. Das Häufigkeitsmaximum der Zerstörungsstromstärke der im Test zerstörten Durchkontaktierungen lag bei  $29\text{ A}$ , wie der Verteilung in Abb. 4-5 zu entnehmen ist.

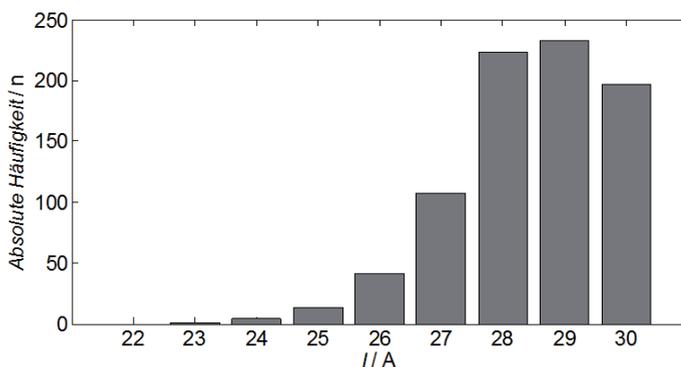


Abb. 4-5: Das Häufigkeitsmaximum der Zerstörungsstromstärke liegt bei  $29\text{ A}$ . Unterhalb von  $23\text{ A}$  wurden keine Durchkontaktierungen zerstört.

Im Folgenden wurden die Widerstandswerte der Durchkontaktierungen ausgewertet, im Detail der Kaltwiderstand  $R_0$  und die temperaturbedingte relative Widerstandsänderung  $\Delta R/R_0$ .  $R_0$  wurde bei einer Teststromstärke von  $I = 2 \text{ A}$  bestimmt, bei der keine messbare Erwärmung der Durchkontaktierung auftrat. Dabei wurde der Mittelwert aller Messwerte über die Pulszeit gebildet. Die Abhängigkeit des Widerstandes  $R$  von der Temperatur  $T$  gibt der  $TKR$  wieder, er berechnet sich nach:

$$TKR = \frac{1}{R} \cdot \frac{dR}{dT} \quad (4-2)$$

Bedingt durch den positiven  $TKR$  der Durchkontaktierungsmetallisierung stellt  $\Delta R/R_0$  damit ein Maß für den Grad der Erwärmung der Durchkontaktierungen dar. Zur Bestimmung von  $\Delta R/R_0$  wurde eine Teststromstärke von  $I = 20 \text{ A}$  gewählt, da bei niedrigeren Stromstärken keine ausreichend große Erwärmung der Durchkontaktierungen stattfindet, um zu auswertbaren Messergebnissen zu gelangen. Dabei wurde jeweils über die letzten zwanzig Messwerte gemittelt, was einer Zeitspanne von  $200 \mu\text{s}$  entsprach.

Bei der Betrachtung aller Durchkontaktierungen, ohne Unterscheidung in unzerstörte und zerstörte, ergab sich für  $R_0$  ein Mittelwert von  $24,8 \text{ m}\Omega$  bei einer starken Streuung von minimal  $14,3 \text{ m}\Omega$  bis maximal  $35,5 \text{ m}\Omega$ .  $\Delta R/R_0$  lag im Mittel bei  $10,9 \%$  und streute von  $5,1 \%$  bis  $20,5 \%$ . In jedem Fall bestand ein Zusammenhang zwischen Kaltwiderstand  $R_0$  ( $I = 2 \text{ A}$ ) und  $\Delta R/R_0$  ( $I = 20 \text{ A}$ ), respektive der Erwärmung der Durchkontaktierung (Abb. 4-6). Die Unterscheidung nach zerstörten und unzerstörten Durchkontaktierungen liefert eine deutliche Gruppierung der Daten, sowohl hinsichtlich  $R_0$  als auch  $\Delta R/R_0$ , wie Abb. 4-6 zu entnehmen ist. Um die Streuungs- und Lagemaße der Verteilung der Messwerte der zerstörten und unzerstörten Durchkontaktierungen zu implementieren, wurden die Ergebnisse ebenfalls als Boxplot dargestellt. Die Box stellt den Bereich dar, in dem  $50 \%$  der Messwerte liegen und wird durch das untere und obere Quartil begrenzt. Außerdem ist der Median als durchgezogene Linie in der Box dargestellt. Die dargestellten Antennen erstrecken sich bis zu den Werten, die nicht als Ausreißer interpretiert werden. Als Ausreißer werden die Messwerte betrachtet, welche außerhalb einer Abdeckung aller Messwerte von  $99,3 \%$  liegen. Diese werden im Diagramm als einzelne Punkte dargestellt. Die im Test zerstörten Durchkontaktierungen erreichten

deutlich höhere Werte des Kaltwiderstandes und der relativen Widerstandsänderung, als die unzerstörten Durchkontaktierungen. Außerdem überlappten die Widerstandswerte der zerstörten und unzerstörten Durchkontaktierungen stark. Die unzerstörten Durchkontaktierungen erreichten einen Mittelwert von  $R_0 = 22,2 \text{ m}\Omega$ , die zerstörten Durchkontaktierungen hingegen einen um Faktor 1,23 größeren Mittelwert von  $R_0 = 27,2 \text{ m}\Omega$ .

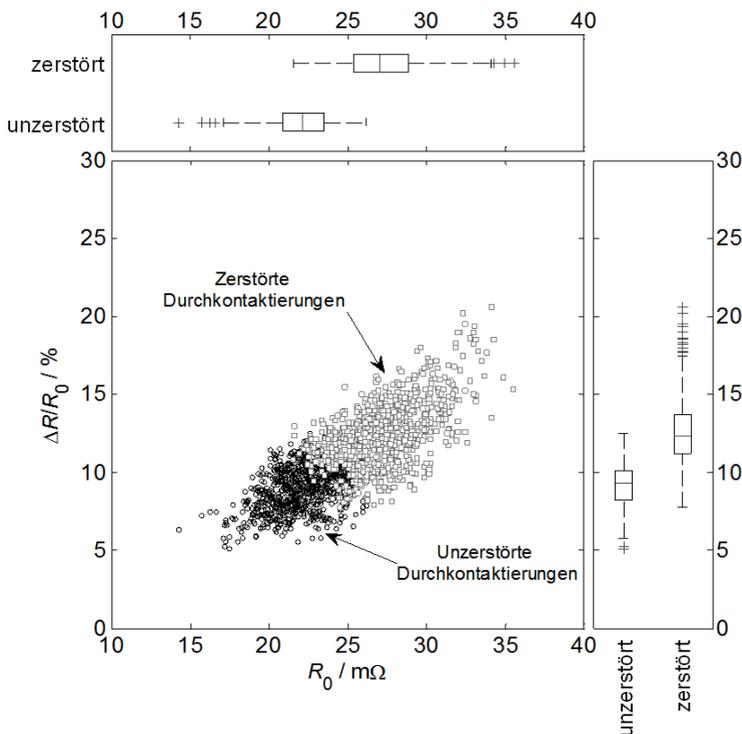


Abb. 4-6: Es besteht ein Zusammenhang zwischen dem Kaltwiderstand  $R_0$  und der relativen Widerstandsänderung  $\Delta R/R_0$ . Im Test zerstörte Durchkontaktierungen (Quadrate) haben höhere Werte erreicht als unzerstörte Durchkontaktierungen (Kreise). Zerstörte und unzerstörte Durchkontaktierungen sind außerdem gruppiert in Boxplots dargestellt.

Der Mittelwert von  $\Delta R/R_0$  der unzerstörten Durchkontaktierungen lag bei 9,2 %, während die zerstörten Durchkontaktierungen einen Mittelwert von 12,5 % aufwiesen, entsprechend einem Faktor von 1,37. Damit ist der Unterschied

zwischen den zerstörten und unzerstörten Durchkontaktierungen bei der relativen Widerstandsänderung stärker ausgeprägt als beim Kaltwiderstand. Auffallend ist weiter, dass die zerstörten Durchkontaktierungen im Vergleich mit den unzerstörten Durchkontaktierungen sowohl für den Kaltwiderstand mit 2,5 m $\Omega$  gegenüber 1,9 m $\Omega$  als auch für die relative Widerstandsänderung mit 2,0 % gegenüber 1,3 % eine höhere Standardabweichung aufweisen. Alle Werte sind für alle Durchkontaktierungen und aufgeteilt nach zerstörten und unzerstörten Durchkontaktierungen in Tab. 4-2 zusammengefasst. Ein Zusammenhang zwischen Position der Durchkontaktierungen, Materialchargen oder Produktionsanlagen und den Messdaten konnte nicht festgestellt werden.

Tab. 4-2: Die Werte des Kaltwiderstandes  $R_0$  und die Werte der relativen Widerstandsänderung  $\Delta R/R_0$  sind sowohl zusammengefasst für alle Durchkontaktierungen als auch aufgeteilt nach zerstörten und unzerstörten Durchkontaktierungen dargestellt. <sup>1</sup>Stabw = Standardabweichung

	Alle		Unzerstört		Zerstört	
	$R_0$ in m $\Omega$	$\Delta R/R_0$ in %	$R_0$ in m $\Omega$	$\Delta R/R_0$ in %	$R_0$ in m $\Omega$	$\Delta R/R_0$ in %
<b>Mittelwert</b>	24,8	10,9	22,2	9,2	27,2	12,5
<b>Minimalwert</b>	14,3	5,1	14,3	5,1	21,6	7,8
<b>Maximalwert</b>	35,5	20,5	26,2	3,1	35,5	7,0
<b>Median</b>	24,5	10,6	22,2	9,3	27,0	12,3
<b>Stabw<sup>1</sup></b>	3,4	2,4	1,9	1,3	2,5	2,0

Der Kaltwiderstand liefert nur bedingt eine Aussage über die Güte bzw. Fehlerfreiheit von strombelasteten Bauteilen. Dieser Effekt ist bekannt von Leiterbahneinschnürungen, die durch die Messung des Kaltwiderstandes nicht detektiert werden können. Um diese Einschnürung der Leiterbahnen detektieren zu können, werden optoelektronische Messverfahren verwendet [65]. Graas et al. haben gezeigt, dass aber durchaus ein Zusammenhang zwischen dem Kaltwiderstand  $R_0$  von Durchkontaktierungen und deren Ausfallsicherheit besteht [41, 66]. Auch bei den hier angestellten Untersuchungen wurde ein Zusammenhang zwischen  $R_0$  und der Stromstärke festgestellt, bei der Versagen eintrat. Je höher der Kaltwiderstand

der Durchkontaktierungen, umso niedriger war die Stromstärke, bei der die Durchkontaktierungen im Test zerstört wurden, wie in Abb. 4-7 zu sehen ist.

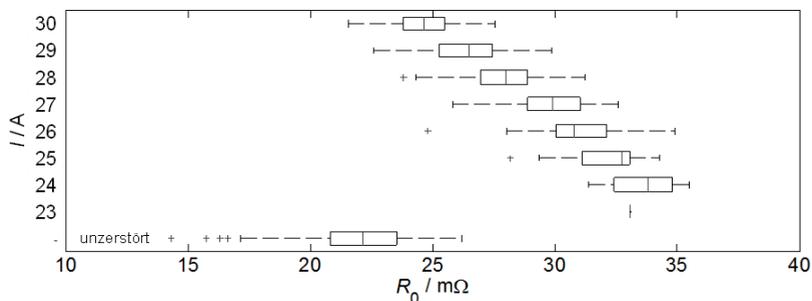


Abb. 4-7: Durchkontaktierungen mit einem höheren Kaltwiderstand  $R_0$  werden bei niedrigeren Stromstärken zerstört. Unzerstörte und zerstörte Durchkontaktierungen zeigen dabei eine starke Überschneidung.

Die gleiche Auswertung wurde auch für die relative Widerstandsänderung durchgeführt. Dabei wurden vergleichbare Zusammenhänge erhalten, wie auch für den Kaltwiderstand, wie in Abb. 4-8 zu sehen ist.

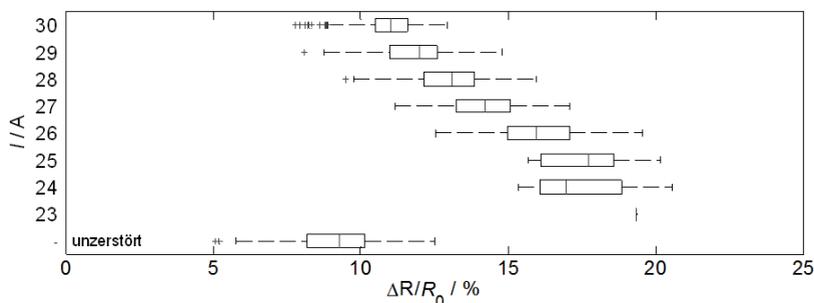


Abb. 4-8: Durchkontaktierungen mit einer höheren relativen Widerstandsänderung  $\Delta R/R_0$  werden bei niedrigeren Stromstärken zerstört. Unzerstörte und zerstörte Durchkontaktierungen zeigen dabei eine starke Überschneidung.

## **Fazit**

Das Verhalten von Durchkontaktierungen bei Hochstromimpulsbelastung wurde in einem groß angelegten Versuch erfasst, dabei wurden ca. 50 % aller getesteten Durchkontaktierungen im Hochstromtest zerstört. Die in der Problemstellung angenommenen drei unterscheidbaren Fälle bei der Impulsstrombelastung von

Durchkontaktierungen wurden bestätigt, wobei die getesteten Durchkontaktierungen eine hohe Stromtragfähigkeit von mindestens 23 A bei einem Häufigkeitsmaximum der Zerstörungsstromstärke von 29 A zeigten.

Bei der Bestimmung des Kaltwiderstandes und der relativen Widerstandsänderung der Durchkontaktierungen wurde ein Zusammenhang zwischen beiden festgestellt. Sowohl die Werte des Kaltwiderstandes als auch die Werte der relativen Widerstandsänderung zeigten eine starke Streuung. Bei der Gruppierung der Ergebnisse hinsichtlich zerstörter und unzerstörter Durchkontaktierungen ergab sich eine starke Überschneidung der Werte des Kaltwiderstandes und der relativen Widerstandsänderung. Es konnten weiter keine Zusammenhänge zwischen den Messdaten und der Position der Durchkontaktierungen, den verwendeten Materialchargen oder den Produktionsanlagen festgestellt werden.

#### **4.2 Mikroskopie**

Neben der Erfassung des Verhaltens von Durchkontaktierungen bei Hochstrombelastung wurden die Durchkontaktierungen hinsichtlich ihrer Geometrie analysiert. Zu diesem Zweck wurden stichprobenartig Querschliffe von Durchkontaktierungen angefertigt und anschließend lichtmikroskopisch ausgewertet, wie bereits in Abb. 2-4 auf Seite 8 zu sehen war.

#### **Experimentelles**

Zur Herstellung der Schliffe wurden die Durchkontaktierungen mit Hilfe eines frequenzverdreifachten Nd:YAG-Lasers (LPKF Microline 350L) zunächst aus den Substraten vereinzelt. Dann wurden die Durchkontaktierungen in Epoxidharz eingebettet. Zum Einbetten der Proben wurde ein Unterdruckverfahren angewendet, um die Durchkontaktierungen vollständig mit Einbettmittel zu befüllen und Luftblasen vollständig zu entfernen. So konnte sichergestellt werden, dass beim folgenden Schleif- und Polierprozess keine Schädigung der Metallisierungsschicht auftritt. Das Schleifen und Polieren der Proben erfolgte in mehreren Schritten unter Verwendung eines halbautomatischen Schleif- und Poliergerätes (Tegrapol-11, TegraForce-1, Tegra-Doser-1 der Fa. Struers). Anschließend an einen groben Planschliff der Proben erfolgten Feinschliffe mit diamanthaltigen Schleifsuspensionen unterschiedlicher Korngröße. Abschließend folgt die Politur, für die keine diamanthaltige Suspension verwendet wurde, sondern eine SiO<sub>2</sub>-

Suspension. Durch die geringere Härte der kleineren Schleifpartikel ( $0,4\ \mu\text{m}$ ) wurde das Ausbrechen von Körnern aus dem  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gefüge verhindert.

### Ergebnisse

Aus den Mikroskopaufnahmen der Durchkontaktierungen in Abb. 4-9 ist erkennbar, dass alle Durchkontaktierungen eine konische Form der Durchkontaktierungsbohrung aufweisen, die durch deren Herstellung mittels eines Lasers verursacht wird [75-79]. Als Maß für die Stärke der Konizität wurde in dieser Arbeit der Bohrungswinkel verwendet, den die Mantelfläche der Durchkontaktierungswandung mit der Bohrungsachse einschließt. Die Schichtdicke erscheint über den gesamten Durchkontaktierungsmantel konstant, nur direkt am Bohrungsein- und -austritt scheint die Schichtdicke etwas geringer zu sein.

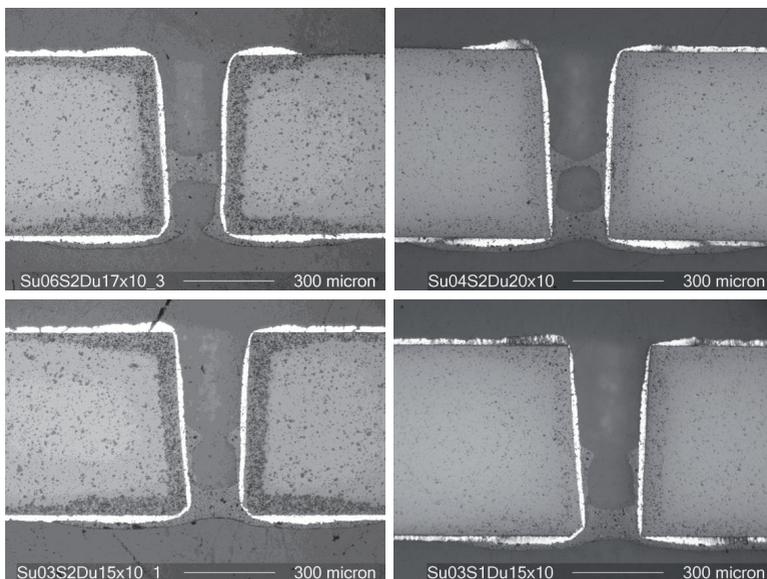


Abb. 4-9: Querschliffe von einigen Durchkontaktierungen. Auf allen Bildern ist in weiß die Metallisierungsschicht zu erkennen.

Außerdem wurden im Hochstromtest zerstörte Durchkontaktierungen ausgewertet. Wie in Abb. 4-10 exemplarisch für vier Durchkontaktierungen zu erkennen ist, fehlt die Metallisierungsschicht der Durchkontaktierungen im Bereich des Bohrungsaustritts. Teile der offenbar aufgeschmolzenen Metallisierung sind als

kreisrunde Bereiche (weiß) erkennbar, die in ebenfalls aufgeschmolzenes Material des Dielektrikums (grau) eingebettet sind.

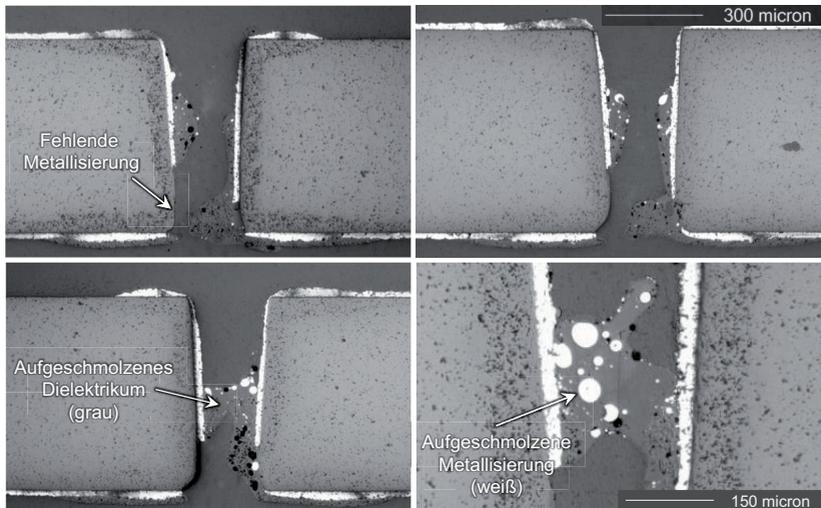


Abb. 4-10: Zerstörte Durchkontaktierungen im Querschliff. Zum Einen ist die fehlende Metallisierungsschicht im Bereich des Bohrungsaustritts erkennbar, zum Anderen kreisrunde Bereiche aufgeschmolzener Metallisierungsschicht (weiß) in einer ebenfalls aufgeschmolzenen Dielektrikumsphase (grau).

### **Fazit**

Die untersuchten Durchkontaktierungen weisen bedingt durch den Herstellungsprozess eine konische Bohrung auf. Die unzerstörten Durchkontaktierungen zeigen eine gleichmäßige Beschichtung über die gesamte Mantelfläche auf, nur direkt am Bohrungsein- bzw. -austritt ist eine geringere Schichtdicke zu beobachten. Die Zerstörung der Durchkontaktierungen ist offensichtlich durch ein Aufschmelzen der Metallisierungsschicht verursacht und findet im unteren Bereich der Durchkontaktierungen nahe des Bohrungsaustritts statt.

## **5 Basismodell**

### **5.1 Einleitung**

Um die Vorgänge bei Strombelastung einer Durchkontaktierung zu simulieren, wurde die FEM (Finite-Element-Methode) verwendet. Sie zählt heute als das leistungsfähigste Verfahren in der Konzeptionierung und Entwicklung von Bauteilen [69-71]. Die FEM wird hier beispielsweise eingesetzt, um Wärmeübertragungsmechanismen in Schaltgeräten zu simulieren [72], um Hochleistungsbauteile thermisch zu optimieren [73] und auch für die Untersuchung der bei Hochstrombelastung auftretenden Temperaturen in mehrlagigen Dickschichtschaltungen [74]. Im Rahmen dieser Arbeit soll mittels der FEM die zeit- und ortsabhängige Erwärmung von Durchkontaktierungen bei Hochstrom-Impulsbelastung simuliert werden.

Die einzelnen Schritte der FEM sind in Abb. 5-1 dargestellt. Ausgehend vom realen Bauteil wird dabei zunächst eine Idealisierung der Geometrie vorgenommen. Im vorliegenden Fall wird das dreidimensionale Problem auf ein ebenes, radial-symmetrisches Problem zurückgeführt. Im nächsten Schritt erfolgt eine Diskretisierung, wobei die radial-symmetrische Ebene in finite Elemente, das FE-Netz, eingeteilt wird. Darauf folgend werden die Randbedingungen angegeben, die die Kopplung des modellierten Bauteils an die Umgebung wiedergeben, z.B. eingeprägte Stromdichte und Nullpotential, elektrische Isolierung und Wärmeübergang an den Grenzflächen. Außerdem werden die Randbedingungen benötigt, um den wichtigsten Teil der FEM, die Berechnung, durchführen zu können. Nicht nur die Randbedingungen müssen definiert werden, auch die Gebietsbedingungen müssen festgelegt werden. Diese entsprechen den Materialparametern, wie z.B. Dichte und spezifische elektrische und kalorische Kenngrößen. Diese Daten werden benötigt, um das Modell von Element zu Element lösen zu können.

Für alle durchgeführten Simulationen wurde die kommerzielle FEM-Software COMSOL Multiphysics® verwendet. Zur Erzeugung der Geometrie kam die CAD-Software Autodesk Inventor zum Einsatz und für die Auswertung der mittels der FEM-Software gewonnenen Daten wurde MATLAB® verwendet. MATLAB® ist eine

höhere Programmiersprache und interaktive Umgebung für numerische Berechnungen, Visualisierung und Programmierung. Dieses wurde bidirektional mit der CAD-Software und der Auswerte-Software verbunden.

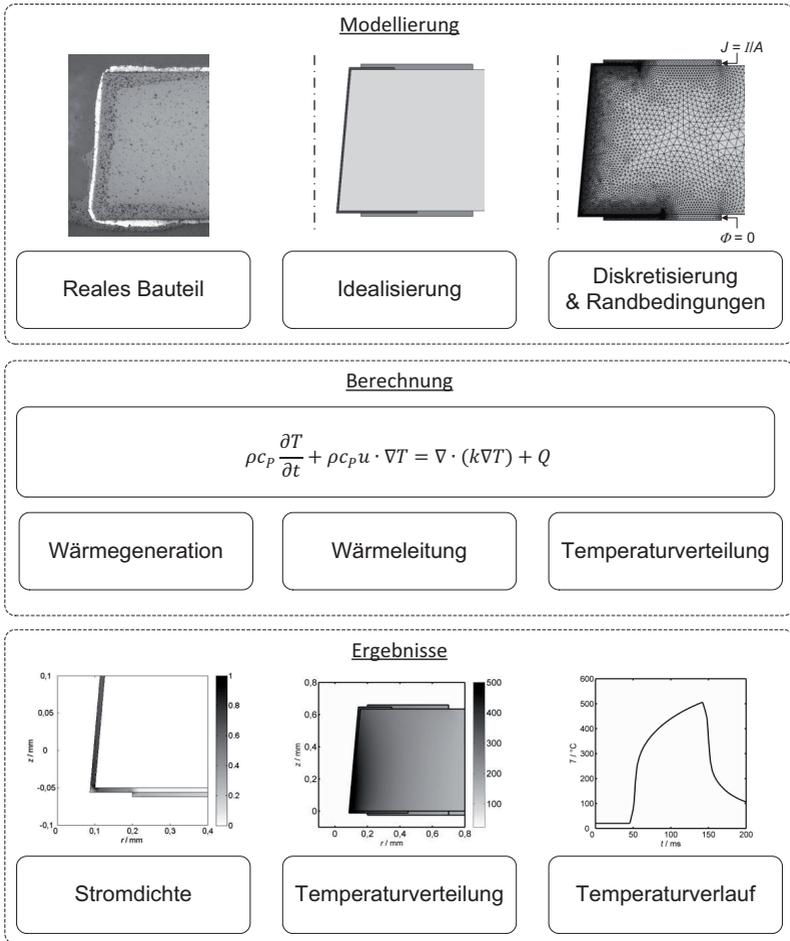


Abb. 5-1: Die FEM aufgeteilt in die wesentlichen Schritte Modellierung, Berechnung und Ergebnisse.

## 5.2 Übersicht

Wie oben bereits erwähnt, sind die entstehenden Temperaturen eine Folge der Jouleschen Erwärmung bei Strombelastung. Die Wärmeentwicklung wird dabei im Modell als volumetrische Leistungsdichte  $q_V$  berechnet, beschrieben in Gleichung 5-1.

$$q_V = \frac{1}{\sigma} |J|^2 = \frac{1}{\sigma} |\sigma E|^2 = \sigma |\nabla V|^2 \quad (5-1)$$

Die in einem definierten Volumen in einer definierten Zeit generierte Wärme ist proportional dem Produkt aus dem Quadrat des Betrages der Stromdichte  $J$  und dem Kehrwert der elektrischen Leitfähigkeit  $\sigma$ . Die elektrische Leitfähigkeit ist mit dem spezifischen Widerstand  $\rho$  verknüpft über

$$\rho = \frac{1}{\sigma} \quad (5-2)$$

und geht dabei entsprechend Gleichung 5-3 als Funktion der Temperatur in die Berechnung ein. Die entstehende Wärme und der spezifische Widerstand bzw. die elektrische Leitfähigkeit sind dabei aneinander gekoppelt, da mit einer erhöhten Wärmeentwicklung eine Temperaturerhöhung einhergeht und damit der spezifische Widerstand steigt, was wiederum zu einer noch weiter erhöhten Wärmeentwicklung führt.

$$\sigma = \frac{1}{\rho_0(1+\alpha(T-T_0))} \quad (5-3)$$

$T_0$  entspricht dabei der Referenztemperatur, bei der  $\rho_0$  bestimmt wurde und  $\alpha$  dem Proportionalitätsfaktor.

Die Geometrie wurde ausgehend von einem einfach beschichteten, idealen Bohrungszylinder um einen Bohrungswinkel  $\beta$  und einen Überlappungsdruck erweitert (Abb. 5-2), um die konische Form der Durchkontaktierungen entsprechend Abb. 2-4 auf Seite 8 abzubilden.

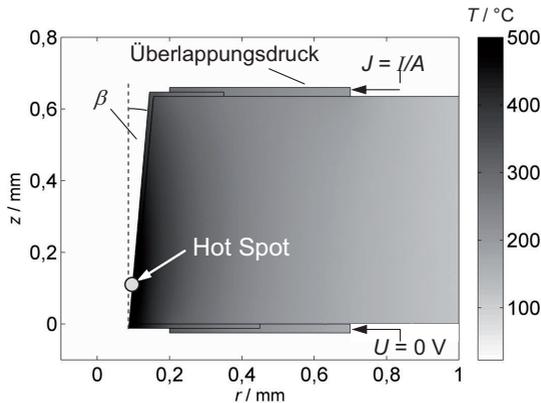


Abb. 5-2: Radialsymmetrische Geometrie mit Bohrungswinkel  $\beta$  und Überlappungsdruck. Die Temperaturverteilung in der Durchkontaktierung nach 100 ms bei  $I = 30$  A ist in Graustufen dargestellt. Außerdem sind die Isothermen eingezeichnet.  $J$  = Stromdichte,  $I$  = Stromstärke,  $A$  = Mantelfläche des Metallisierungsrings auf der Oberseite,  $V$  = Potential

Der Strom wird auf der Oberseite in die Mantelfläche  $A$  des Metallisierungsrings des Überlappungsdrucks eingepreßt, für die Mantelfläche des Überlappungsdrucks auf der Unterseite wurde das Potential zu Null definiert, wie in Abb. 5-2 eingezeichnet ist.

Zum Einen wurde die Wärmeentwicklung berechnet, wie in Gleichung 5-1 beschrieben. Zum Anderen wurde die Temperaturverteilung berechnet, die aus der Wärmequelle und aus den Anfangs- und Randbedingungen resultiert.

Nachdem alle Eingangsgrößen sowie Gebietsbedingungen wie Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität definiert wurden, folgte die Berechnung des Modells. Im Wesentlichen bedeutet das die Lösung der Wärmeleitungsgleichung

$$\operatorname{div}(\lambda \operatorname{grad} T) - \rho_{\text{Dichte}} \cdot c_P \frac{\partial T}{\partial t} = q_V \quad (5-4)$$

Diese kann für isotrope Materialien, bei denen die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  nicht von der Raumrichtung abhängt, auch geschrieben werden als

$$\lambda \operatorname{div}(\operatorname{grad} T) - \rho_{\text{Dichte}} \cdot c_P \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \cdot \Delta T - \rho_{\text{Dichte}} \cdot c_P \frac{\partial T}{\partial t} = q_V \quad (5-5)$$

wobei  $\lambda$  der Wärmeleitfähigkeit und  $c_P$  der spezifischen Wärmekapazität entspricht,  $\rho_{\text{Dichte}}$  ist die Dichte des Materials (der Index „Dichte“ dient der Unterscheidung der Formelzeichen für die Dichte und den spezifischen Widerstand) und  $q_V$  der volumetrische Wärmestrom als Folge der Wärmeentwicklung in der Metallisierungsschicht bei der Strombelastung. Die Temperatur  $T$  ist die Zielgröße, die es zu berechnen gilt. Die berechnete Temperaturverteilung zu einem bestimmten Zeitpunkt (z.B. hier  $t = 100$  ms) zeigt stets einen Punkt maximaler Temperatur  $T_{\text{max}}$ , der im Folgenden als Hot-Spot bezeichnet wird (Abb. 5-2).

Mit dem erstellten Modell wird die Antwort auf eine vorgegebene Sprungfunktion des Stroms ( $I = \text{konstant}$  für  $t = 0$  bis  $t_{\text{Puls}}$ ) berechnet. Als letzter Schritt der FEM werden die Ergebnisse ausgegeben. Dabei wird im weiteren Verlauf dieser Arbeit analog zu den Hochstrommessungen ausgewertet:

- Der Widerstandsverlauf  $R(t)$  der Durchkontaktierung über die Zeit
- Zusätzlich wird die Temperatur  $T(x,t)$  in der Durchkontaktierung als Funktion von Ort und Zeit ausgewertet, insbesondere der Temperaturverlauf  $T_{\text{max}}(t)$  am Hot-Spot.

Abb. 5-3b ist die modellierte Spannungsantwort  $U(t)$  auf einen konstanten Strompuls von  $I = 30$  A für  $t_{\text{Puls}} = 100$  ms (Abb. 5-3a) zu entnehmen. Da der Strom konstant ist, ist sie nach

$$R_{\text{Duko}}(t) = \frac{U(t)}{I} \quad (5-6)$$

proportional dem Widerstand  $R_{\text{Duko}}(t)$  (Abb. 5-3c). Da in der Realität kein idealer Rechteckpuls realisierbar ist, wurde hier ein enger Übergangsbereich unter Verwendung einer geglätteten Heaviside-Funktion definiert. Die Zunahme der Spannung bzw. des Widerstandes mit der Zeit wird durch den temperaturbedingten Anstieg des spezifischen Widerstandes  $\rho(T)$  verursacht, der sich aus Gleichung 5-3 und Gleichung 5-2 berechnet. Der resultierende Temperaturverlauf am Hot-Spot ist in Abb. 5-3d dargestellt.

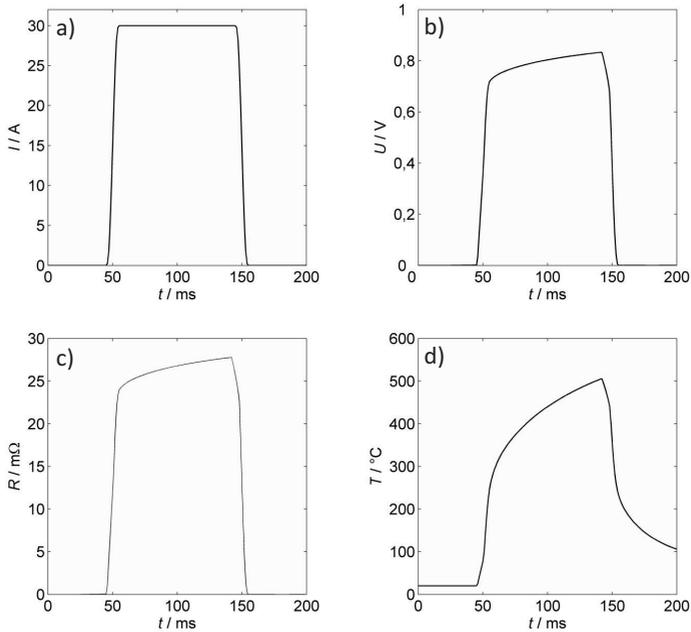


Abb. 5-3 a) Ein Strompuls definierter, konstanter Stromstärke wird für eine definierte Zeit eingepreßt. b) Modellierter Spannungsverlauf  $U(t)$  als Folge des Strompulses. c) Aus Strom- und Spannungswerten berechnete Widerstandsänderung  $R_{\text{Duko}}(t)$ . d) Korrespondierender Temperaturverlauf  $T_{\text{max}}(t)$  am Hot-Spot, dargestellt in Abb. 5-2b.

### 5.3 Basismodell

Als Grundlage für alle Modellierungen dient ein Basismodell, dem ein Satz an Standardparametern zugrunde liegt. Dieser beinhaltet die geometrischen Parameter, die Materialparameter (Gebietsbedingungen) und die Kopplung an die Umgebung (Randbedingungen). Das Basismodell dient vor allem dazu, den Einfluss der einzelnen Eingangsparameter abzuschätzen.

#### Geometrische Parameter

Die im Modell verwendeten geometrischen Parameter wurden entsprechend Abb. 5-4 definiert. Durch das Herstellen der Durchkontaktierungsbohrungen mittels eines Lasers ist der Radius am Bohrungseintritt  $r_o$  auf der Oberseite der Substrate größer als der Radius des Bohrungsaustritts  $r_u$  auf der Unterseite der Substrate [75-

79]. Als Maß für diesen Unterschied wurde in dieser Arbeit der Bohrungswinkel  $\beta$  eingeführt. Die Schichtdicke  $d_{via}$  wird über den gesamten Durchkontaktierungsmantel als konstant angenommen. Neben dem Durchkontaktierungsdruck aus AgPd wurde ein Überlappungsdruck mit dem Radius  $r_{ue}$  und der Dicke  $d_{ue}$  und eine vollflächige Rückseitenmetallisierung der Dicke  $d_r = d_{ue}$  aus AgPt definiert.

Die Bestimmung der Parameter erfolgte anhand der Auswertung von Querschnitten von Durchkontaktierungen, wie schematisch auf Seite 8 in Abb. 2-4 gezeigt. Alle geometrischen Parameter mit den zugehörigen Werten sind in Tab. 5-1 zusammengefasst.

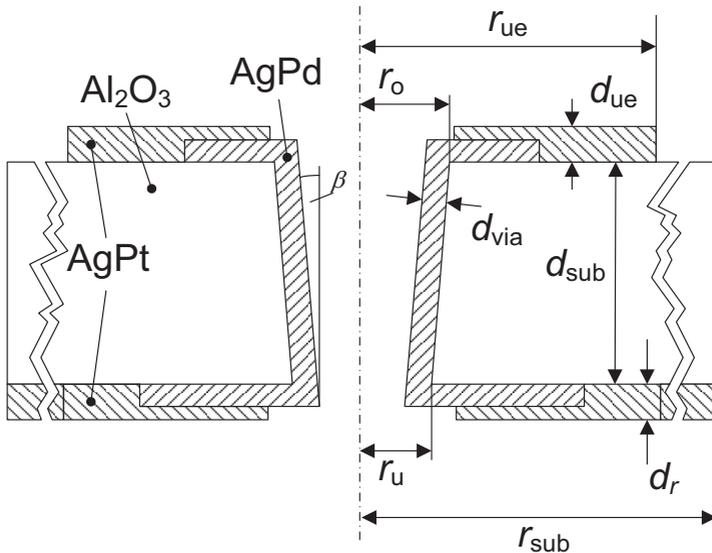


Abb. 5-4: Querschnitt der vereinfachten Geometrie, um eine idealisierte Durchkontaktierung im Modell abzubilden. Die Bedeutung der einzelnen Parameter ist dem Text und Tab. 5-1 zu entnehmen.

Tab. 5-1: Im Modell verwendeter Standardparametersatz der geometrischen Konstanten. Ihre Bedeutung ist dem Text und Abb. 5-4 zu entnehmen.

Geometrische Konstanten						
Variable	$d_{\text{sub}}$	$d_{\text{via}}$	$r_o$	$\beta$	$r_{\text{ue}}$	$d_{\text{ue}}$
Wert	635 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	156 $\mu\text{m}$	5°	700 $\mu\text{m}$	25 $\mu\text{m}$
Quelle	Aus Querschliffen bestimmt					

Im ersten Schritt wurde ein radialsymmetrisches 2D-Modell entwickelt. Da die Vorgänge bei Impulsstrombelastung modelliert werden, musste für die Simulation nur derjenige Abstand um den Mittelpunkt der Durchkontaktierung berücksichtigt werden, in den die generierte Wärme in den vorgegebenen Pulszeiten auch eindringen kann. Es wurden Modellierungen mit variiertem Substratradius  $r_{\text{sub}}$  durchgeführt, um herauszufinden, wie groß der Substratradius gewählt werden muss, um die Temperaturen am Hot-Spot nicht mehr zu beeinflussen. Wird die erreichte Temperatur  $T$  für jeden berücksichtigten Substratradius  $r_{\text{sub}}$  durch die bei dem kleinsten berücksichtigten Substratradius  $r_{\text{sub}}$  erreichte Temperatur  $T_{\text{max}}$  dividiert, ergibt sich ein Zusammenhang wie in Abb. 5-5 für vier Stromstärken dargestellt. Ab einem berücksichtigten Substratradius von  $r_{\text{sub}} = 3 \text{ mm}$  wirkt sich eine weitere Vergrößerung des betrachteten Substratringes kaum noch auf die erreichten Temperaturen aus. Die erzeugte Wärme kann in den betrachteten Zeiten bis  $t_{\text{Puls}} = 100 \text{ ms}$  bei der gegebenen Wärmekapazität  $c_p$  und der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  des  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Substrates nicht weiter diffundieren. Die Wärmegeneration in der Schicht erfolgt viel schneller als die entstandene Wärme per Diffusion abgeführt werden kann. Für das Basismodell wurde ein Substratradius  $r_{\text{sub}} = 4 \text{ mm}$  definiert. Die vollständige radialsymmetrische Geometrie mit der Lage von Maximal- und Minimaltemperatur ist Abb. 5-6 zu entnehmen.

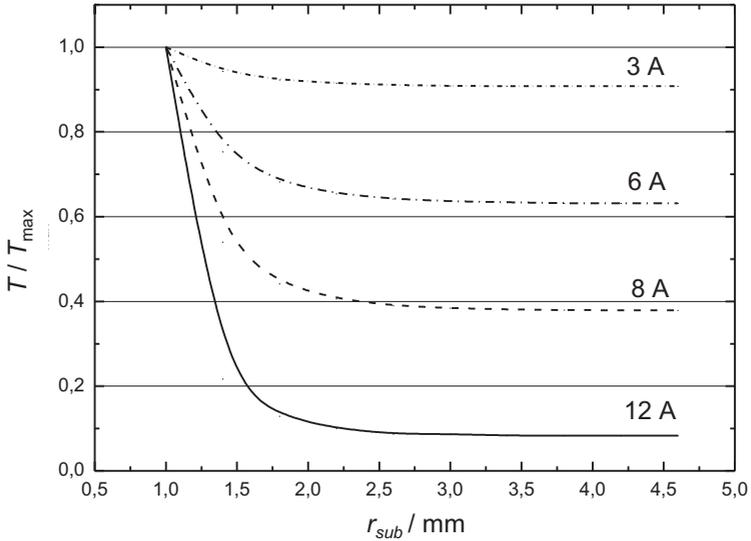


Abb. 5-5: Mit steigendem Substratradius  $r_{sub}$ , der für das Modell angenommen wird, sinkt dessen Einfluss auf die erreichten Maximaltemperaturen. Die Berechnungen wurden für unterschiedliche Stromstärken durchgeführt.

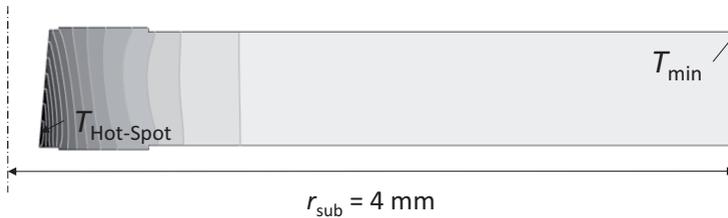


Abb. 5-6: Vollständige modellierte radialsymmetrische Geometrie mit einem Radius  $r_{sub} = 4 \text{ mm}$ . Die Temperaturverteilung ist in Graustufen dargestellt und die Punkte maximaler und minimaler Temperatur sind eingezeichnet.

### Materialparameter (Gebietsbedingungen)

Im Modell wurden in Anlehnung an klassische Durchkontaktierungen drei Materialien entsprechend Abb. 5-4 definiert:

- Aluminiumoxid ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) für das Keramiksubstrat
- Silberpalladium (AgPd) für den Durchkontaktierungsdruck
- Silberplatin (AgPt) für den Verstärkungs- und Rückseitendruck

### Aluminiumoxid ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ )

Das Substrat besteht aus 96%igem Aluminiumoxid. Die wichtigsten Parameter für die Berechnung sind die elektrische Leitfähigkeit  $\sigma$ , die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  und die spezifische Wärmekapazität  $c_p$ . Die Materialparameter wurden komplett aus der Literatur entnommen und sind Tab. 5-2 auf Seite 39 zu entnehmen [57]. Temperaturabhängigkeiten der Materialkennwerte wurden hier nicht berücksichtigt.

### Silberpalladium (AgPd)

Für den Durchkontaktierungsdruck wurde Silberpalladium verwendet. Die definierten Eigenschaften sollten dabei eine Paste mit einem Verhältnis von Ag:Pd = 3:1 wiedergeben. Für das Basismodell wurden die elektrischen und kalorischen Parameter der Literatur entnommen [80]. Für die Werte des spezifischen Widerstandes  $\rho_0$  und des Temperaturkoeffizienten des spezifischen Widerstandes  $TK_\rho$  wurden Daten für AgPd-Legierungen zugrunde gelegt [80], wobei Silber und Palladium eine ideale Mischbarkeit aufweisen. Unter der Annahme, dass die Siebdruckpasten zusätzlich zu der metallischen AgPd-Phase Verunreinigungen in Form von Glasfritten und anderen Bestandteile enthalten, wurde der spezifische Widerstand für die Siebdruckschichten angepasst.

Dabei wurde davon ausgegangen, dass die Verunreinigungen dispers in der AgPd-Trägermatrix verteilt vorliegen und die Siebdruckpaste damit im weitesten Sinn einen Verbundstoff darstellt. Die Abhängigkeit der resultierenden elektrischen Leitfähigkeit der Siebdruckpaste kann damit auf Perkolations Effekte zurückgeführt werden und es lässt sich nach [81, 82] ein logarithmischer Zusammenhang zwischen den spezifischen elektrischen Leitfähigkeiten von AgPd ( $\sigma_{\text{AgPd}}$ ) und von der Verunreinigung ( $\sigma_v$ ) vermuten. Unter Berücksichtigung der Volumenanteile  $V_{\text{AgPd}}$  und  $V_v$  berechnet sich die elektrische Leitfähigkeit der Siebdruckschicht  $\sigma_s$  nach Gleichung 5-7.

$$\ln \sigma_s = \ln \sigma_v^{V_v} + \ln \sigma_{\text{AgPd}}^{V_{\text{AgPd}}} \quad (5-7)$$

Für den spezifischen Widerstand der AgPd-Legierung wurde der Literatur ein Wert des spezifischen Widerstandes von  $8 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$  entnommen, der nach Gleichung 5-2 auf Seite 30 einer elektrischen Leitfähigkeit von  $\sigma_{\text{AgPd}} = 1,25 \cdot 10^7 \text{ Sm}^{-1}$  entspricht. Der verbleibende Anteil der Glasfritte  $V_v$  in der

gesinterten AgPd-Paste wurde als 4 % angenommen, die elektrische Leitfähigkeit  $\sigma$  der Glasphase in der gesinterten Paste wurde gleich  $1 \cdot 10^{-12} \text{ Sm}^{-1}$  gesetzt und es wurde ein Verunreinigungsanteil von 2 % angenommen. Die aus Gleichung 5-7 resultierende elektrische Leitfähigkeit  $\sigma_s$  in Abhängigkeit des Verunreinigungsanteils ist in Abb. 5-7 dargestellt. Die elektrische Leitfähigkeit  $\sigma_s$  bei einem Verunreinigungsanteil  $V_V = 2\%$  ergibt einen Wert von  $5 \cdot 10^6 \text{ Sm}^{-1}$  und ist ebenfalls in Abb. 5-7 dargestellt. Daraus folgt nach Gleichung 5-2 eine Anpassung des spezifischen Widerstandes um den Faktor 2,5 auf  $2 \cdot 10^{-7} \Omega \text{ m}$ .

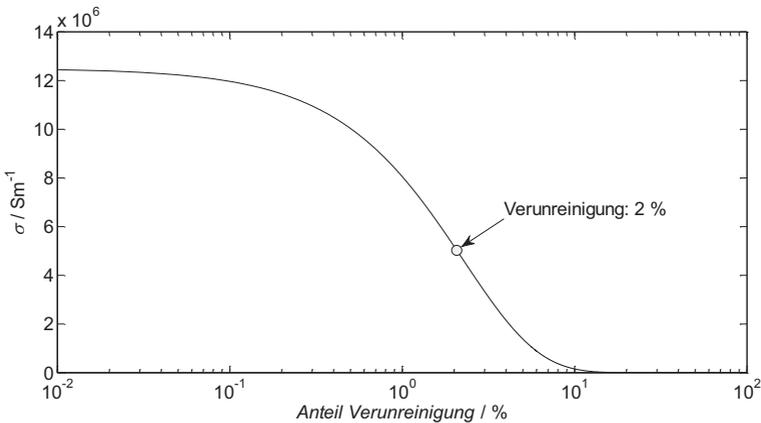


Abb. 5-7: Die elektrische Leitfähigkeit nach Gleichung 5-7 für die Metallpaste wird mit zunehmendem Verunreinigungsanteil reduziert. Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine Verunreinigung in Form der Glasphase von 2 % angenommen.

Der  $TK\rho$  wurde mit  $750 \text{ ppmK}^{-1}$  übernommen. Die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  und die spezifische Wärmekapazität  $c_p$  wurden ebenfalls denen einer AgPd-Legierung angepasst. Die Wärmeleitfähigkeit wurde etwas verringert, da nach dem Wiedemann-Franzschens Gesetz ein ähnlicher Zusammenhang wie für die elektrische Leitfähigkeit zu erwarten ist. Die Wärmekapazität wurde dagegen unter Berücksichtigung des Glasanteils etwas erhöht. Die verwendeten Daten sind Tab. 5-2 auf Seite 39 zu entnehmen.

### Silberplatin (AgPt)

Die Materialparameter des Verstärkungsdrucks und die vollflächige Rückseitenmetallisierung sollten eine Silberplatinpaste mit einem Verhältnis von Ag:Pt = 100:1

wiedergeben. Die elektrischen und kalorischen Materialparameter wurden entsprechend Tab. 5-2 ebenfalls der Literatur entnommen und nach dem oben vorgestellten Verfahren angepasst [80].

Tab. 5-2: Im Basismodell verwendete Materialparameter.

Aluminiumoxid [57]				
Variable	$\sigma$		$\lambda$	$c_p$
Wert	$6 \cdot 10^{-12} \Omega\text{m}$		24 W/mK	800 J/kgK
Silberpalladium [80]				
Variable	$\rho_0$	$TK\rho$	$\lambda$	$c_p$
Wert	$2 \cdot 10^{-7} \Omega\text{m}$	750 ppm/K	150 W/mK	240 J/kgK
Silberplatin [80]				
Variable	$\rho_0$	$TK\rho$	$\lambda$	$c_p$
Wert	$2.5 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$	600 ppm/K	300 W/mK	220 J/kgK

### Randbedingungen

Die bei der Berechnung zu lösenden Differentialgleichungen sind Randwertprobleme, deshalb müssen im nächsten Schritt die Randbedingungen vorgegeben werden. Diese geben die elektrische und thermische Kopplung der modellierten Geometrie an die Umgebung wieder.

Die Einprägung des Strompulses erfolgte über die Definition der Stromdichte  $J$

$$J = \frac{I}{A} = \frac{I}{2\pi \cdot r_{ue} \cdot d_{ue}} \quad (5-8)$$

an der äußeren Mantelfläche des Druckrings des Verstärkungsdrucks mit dem Radius  $r_{ue}$  und der Dicke  $d_{ue}$  auf der Substratoberseite. Als Eingangsgröße für das Modell wurde der elektrische Strom  $I$  angegeben. Für die Mantelfläche der Rückseitenmetallisierung (Backplane) wurde das Potential zu Null gesetzt (vgl. Seite 31, Abb. 5-2). Für alle verbleibenden Ränder wurde elektrische Isolation definiert.

Zur thermischen Kopplung sind prinzipiell drei Varianten möglich. Es kann ein Wärmeübergang zwischen modellierter Geometrie und Umgebung zugelassen

werden, entweder entsprechend einer natürlichen Konvektion (Cauchy-Randbedingung) oder eines vorgegebenen Wärmeflusses (Neumann-Randbedingung). Außerdem kann eine definierte Temperatur der Grenzfläche angegeben werden, was der Dirichlet-Randbedingung entspräche [70, 71, 83].

In der Praxis werden die Steuergeräte möglichst in Nähe des Motors bzw. des zu steuernden Gerätes platziert, deshalb werden die Hybridschaltungen hermetisch abgeschlossen in Stahlgehäusen verbaut [4]. Auf konvektive Wärmeübergänge muss deshalb nicht eingegangen werden. Im Rahmen des Basismodells wurde die thermische Kopplung über einen vorgegebenen Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha$  von  $10 \text{ W/m}^2\text{K}$  bei einer Umgebungstemperatur von  $T_{\text{Umgebung}} = 23 \text{ }^\circ\text{C}$  definiert. Die Umgebungstemperatur stellt gleichzeitig die Initialtemperatur des gesamten Modells dar, welches sich bei Start der Berechnung im equilibrierten Zustand befindet und somit eine einheitliche Temperatur aufweist. Strahlungsverluste wurden im Modell nicht berücksichtigt da Durchkontaktierungen von der Rückseite her verfüllt sind. Da der im Modell berücksichtigte Substrating so ausgelegt wurde, dass der Einfluss der Randbedingungen auf die Modellierungsergebnisse minimiert wird, ist zu erwarten, dass der Wert des Wärmeübergangskoeffizienten gegenüber der Initialtemperatur untergeordneten Einfluss auf die Modellierungsergebnisse hat. Es wurde angenommen, dass keine Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten von der Temperatur besteht.

Für alle inneren Ränder wurde Kontinuität angenommen. Das bedeutet, zwischen den einzelnen Gebieten kann Wärme verlustfrei geleitet werden.

### **Vernetzung**

Zur Diskretisierung der Geometrie wurde ein Dreiecksnetz verwendet, das mittels der verwendeten Modellierungssoftware erzeugt wurde. Dabei wurde die Delaunay-Triangulation eingesetzt [84].

Eine große Herausforderung bei der Vernetzung stellten die stark unterschiedlichen Abmessungen in den verschiedenen Raumrichtungen, hier  $r$  und  $z$ , dar. Deshalb wurden für die verschiedenen Gebiete unterschiedliche Parametersätze zur Netzgenerierung verwendet. Dabei sind vor allem die Auflösung in schmalen Bereichen (Metallisierung,  $d_{\text{via}}$ ,  $d_{\text{ue}}$ ) und die Elementwachstumsrate (Substrat) von Bedeutung. So wurde sichergestellt, dass die relevanten Bereiche

ausreichend vernetzt und gleichzeitig die Anzahl der Netzelemente möglichst gering gehalten wurde, um die benötigte Rechenleistung zu reduzieren. Nach Optimierung der Parameter zur Netzgeneration wurde ein Netz erzeugt, wie in Abb. 5-8 zu sehen ist.

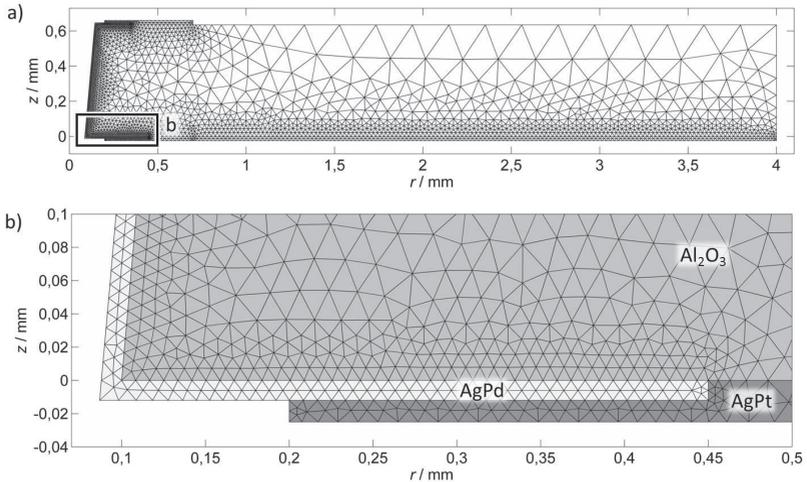


Abb. 5-8: a) Vollständig mit einem Dreiecksnetz vernetzte Geometrie. b) Für den Durchkontaktierungsdruck, den Verstärkungsdruck und die Rückseitenmetallisierung und für das Substrat wurden drei verschiedene Parametersätze zur Generierung des Netzes verwendet.

### **Berechnung**

Die Berechnung bzw. Lösung der Differentialgleichungen erfolgte komplett in der Modellierungssoftware. Die Zeit, bis zu welcher gerechnet wurde und die Inkremente zwischen den einzelnen Zeitschritten wurden definiert. Außerdem wurde eine Stoppbedingung festgelegt, um die Berechnung abzubrechen, wenn zu große Gradienten im Modell auftreten. Nach Auswahl des Lösers wurde Gleichung 5-5 nach der Temperatur gelöst.

### **Ergebnisse des Basismodells**

Die Ergebnisse, die das Basismodell liefert, sind in Abb. 5-9 exemplarisch für einen Strompuls von  $I = 30 \text{ A}$  dargestellt.

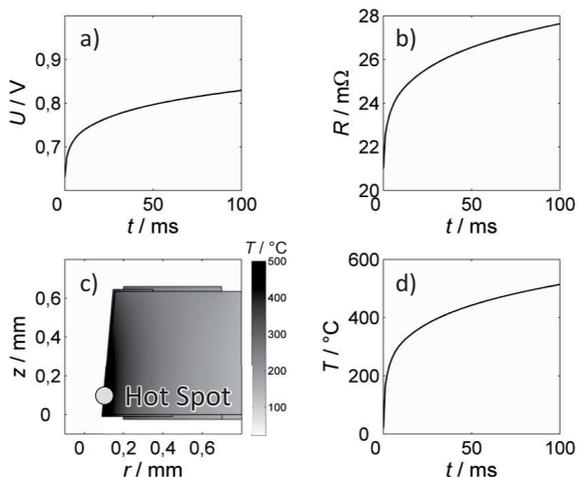


Abb. 5-9: Zusammenfassung der Ergebnisse des Basismodells a) Spannungsantwort  $U(t)$  b) Korrespondierender Widerstandsverlauf  $R(t)$  c) Temperaturverteilung  $T(r,z)$  in der Metallisierungsschicht nach  $t_{\text{Puls}} = 100$  ms d) Temperaturverlauf  $T(t)$  am Hot-Spot. Es ist zu beachten, dass für das Basismodell ideale Durchkontaktierungen angenommen wurden.

In Folge des für 100 ms eingepprägten Stromes von  $I = 30$  A steigt die Spannung über der Zeit an (Abb. 5-9a). Dementsprechend steigt auch der Widerstand  $R(t)$  (berechnet nach Gleichung 5-6) innerhalb der 100 ms Pulszeit von Anfangs 22 m $\Omega$  auf 28 m $\Omega$  an (Abb. 5-9b). Der Anstieg des Widerstandes ist bedingt durch den Temperaturanstieg, der eine Folge der Jouleschen Erwärmung ist, wie auf Seite 30 in Gleichung 5-1 beschrieben. Die generierte Wärmemenge ist der Stromdichte proportional, die wiederum nach

$$J = \frac{I}{A} = \frac{I}{\pi \cdot d_{\text{via}} (2r + d_{\text{via}})} \quad (5-9)$$

der durchströmten Leiterquerschnittsfläche, in diesem Fall ein Kreisring, indirekt proportional ist. Dementsprechend steigt die Stromdichte mit abnehmendem Bohrungsradius  $r$  an, also von oben nach unten. Die resultierende Temperaturverteilung am Ende eines Strompulses ist in Abb. 5-9c dargestellt. Es ist ein Ort maximaler Temperatur (Hot-Spot) zu beobachten. Die Lage des Temperatur-Hot-Spots ist nahe dem Bohrungsaustritt, wie nach Gleichung 5-9 auch zu erwarten ist. Da für die Untersuchung vor allem die maximal auftretenden Temperaturen von

Bedeutung sind, wird im Folgenden der Temperaturverlauf  $T(t)$  am Hot-Spot ausgewertet, wie in Abb. 5-9d gezeigt. Mit dem Basismodell wurde eine Maximaltemperatur von 500 °C berechnet. Da bei den Hochstromtests von Durchkontaktierungen ein großer Teil der Durchkontaktierungen bei einer Stromstärke von  $I = 30 \text{ A}$  nicht zerstört wurde, erscheint dieser Wert für gute Durchkontaktierungen realistisch.

#### **5.4 Durchgeführte Modellierungen**

Ausgehend vom Basismodell wurden unterschiedliche Modellvariationen gerechnet, um den Einfluss des Anwendungsfalls, der geometrischen Variablen, der Materialparameter und der Randbedingungen auf die entstehenden Temperaturen zu untersuchen.

Außerdem wurden hochstromtaugliche Durchkontaktierungen untersucht und der Versagensmechanismus der Durchkontaktierungen in das Modell implementiert. Eine vollständige Übersicht über die durchgeführten Modellierungen ist Abb. 5-10 zu entnehmen. Die dargestellte Übersicht gibt nicht die Gliederung der Arbeit wieder, sondern dient dem besseren Verständnis und der Übersichtlichkeit. Die Hauptkapitel, in denen die jeweiligen Modelle behandelt werden, sind in Klammern angegeben.

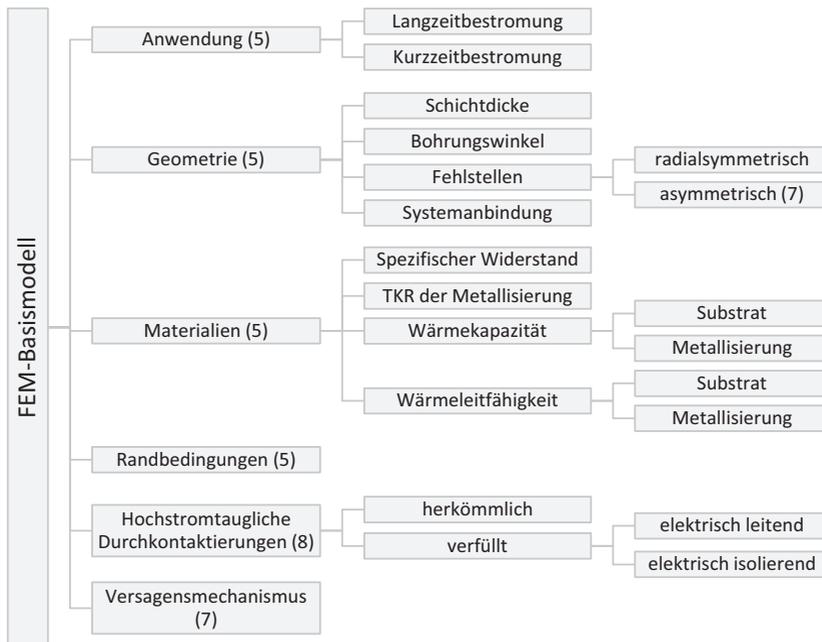


Abb. 5-10: Übersicht über die Parametervariationen, die anhand des FEM-Modells durchgeführt wurden. Die Hauptkapitel, in denen die jeweiligen Modelle behandelt werden, sind in Klammern angegeben.

### 5.5 Parameterstudien

Um den Einfluss der einzelnen Eingangsparameter des Modells zu untersuchen, wurden diese im vorliegenden Kapitel jeweils einzeln variiert, während alle anderen Parameter dem Basismodell entsprechend konstant gehalten wurden (Abb. 5-10). Die Auswahl der Parameterschritte erfolgte derart, dass der Wert des Basismodells ungefähr in der Mitte des Parameterbereichs lag.

Da die Vorgänge bei Impulsstrombelastung mit hohen Stromstärken untersucht werden sollten, wurden, wenn nicht anders angegeben, alle Modelle mit folgenden Parametern gerechnet:

- Strom  $I = 30 \text{ A}$
- Pulszeit  $t_{\text{Puls}} = 100 \text{ ms}$

### **5.5.1 Anwendung**

Je nach technischer Anwendung werden elektrische Durchkontaktierungen Langzeitstrombelastung bei verhältnismäßig geringen Stromstärken ausgesetzt oder Kurzzeitstrombelastungen bei vergleichsweise hohen Stromstärken. Alle in dieser Arbeit vorgestellten Auswertungen werden ausschließlich im Anwendungsfall der Kurzzeitstrombelastung untersucht, der Vollständigkeit halber wird aber auch die Langzeitstrombelastung angeschnitten.

Die Stromtragfähigkeit variiert dabei stark, so können bei Langzeitstrombelastung bereits geringere Stromstärken über einen langen Zeitraum zur Zerstörung einer Durchkontaktierung führen; im Fall der Kurzzeitstrombelastung führen erst wesentlich höhere Stromstärken zur Zerstörung einer Durchkontaktierung. Bei der Untersuchung der Vorgänge bei Strombelastung von Durchkontaktierungen ist deshalb streng auf den untersuchten Anwendungsfall zu achten.

Im Fall der Langzeitstrombelastung steht genügend Zeit zur Verfügung, dass die generierte Wärme in das umliegende Material diffundieren kann, was zu einer gleichmäßigen Erwärmung des gesamten Substrates führt. Wird eine Durchkontaktierung mit einem Strom von  $I = 5 \text{ A}$  für  $t_{\text{Puls}} = 3 \text{ min}$  beaufschlagt, ergibt sich nahezu kein Unterschied zwischen der maximalen und minimalen Temperatur, die in dem im Modell berücksichtigten Substrating auftreten, wie der zeitliche Verlauf der beiden Temperaturen zeigt (Abb. 5-11a). Der gesamte Substrating wird gleichmäßig erwärmt. Werden hingegen höhere Ströme angewendet, kann die Wärme in den kurzen Zeiten, in denen sie generiert wird, nicht in das umliegende Material diffundieren kann. Das resultiert in einer starken Temperaturerhöhung am Hot-Spot in der Metallisierungsschicht, wobei die Temperatur am äußeren Rand des berücksichtigten Substratinges nahezu konstant bleibt (Abb. 5-11b). Es ist zu erwarten, dass die sonst zu beachtenden Effekte der Substrateigenschaften [85] nur geringen Einfluss auf die Temperaturverteilung in der Durchkontaktierung haben.

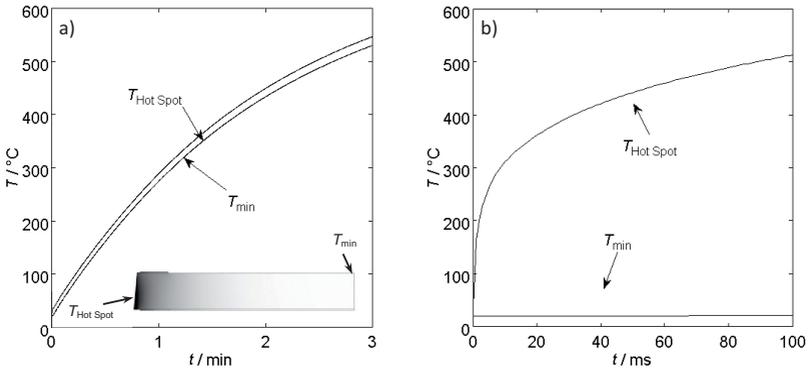


Abb. 5-11: Verlauf der maximalen und minimalen Temperatur. Die Orte, an denen  $T_{\text{min}}$  und  $T_{\text{Hot Spot}}$  auftreten sind im Insert in a) dargestellt. a) Im Fall der Langzeitstrombelastung ( $I = 5 \text{ A}$ ,  $t_{\text{Puls}} = 3 \text{ min}$ ) kann die generierte Wärme diffundieren und erwärmt die gesamte modellierte Geometrie. b) Im Fall der Kurzzeitstrombelastung ( $I = 30 \text{ A}$ ,  $t_{\text{Puls}} = 100 \text{ ms}$ ) werden sehr viel schneller höhere Temperaturen erreicht. Die generierte Wärme kann nicht so schnell ins Substrat diffundieren und die Temperatur am Rand der modellierten Geometrie erhöht sich nicht. Verwendete Parameter: Standardparametersatz entsprechend Tab. 5-1 und Tab. 5-2.

Der große Unterschied zwischen den beiden Anwendungsfällen wird noch deutlicher, wenn das Temperaturprofil in radialer Richtung entlang der gestrichelten Linie betrachtet wird (vgl. Abb. 5-12b). Die Temperaturprofile am Ende des Strompulses unterscheiden sich entsprechend Abb. 5-12a stark voneinander. Im Fall der Langzeitstrombelastung ergibt sich ein nahezu ebenes, im Fall der Kurzzeitstrombelastung ein stark abfallendes Temperaturprofil hin zum Rand des modellierten Substratringes, wo das Substrat noch die Initialtemperatur aufweist.

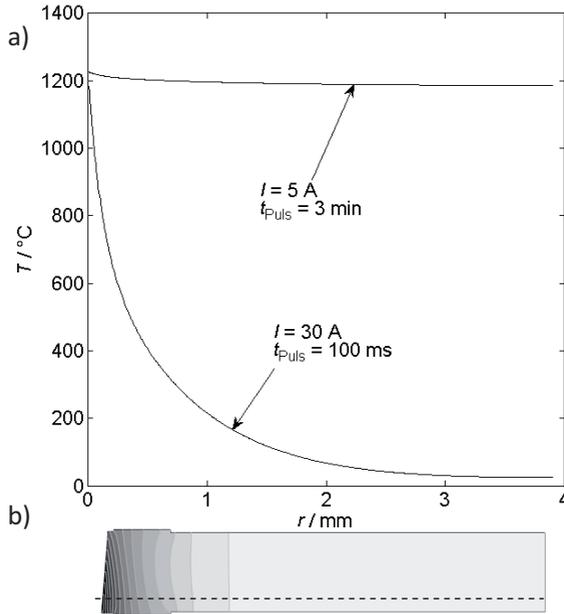


Abb. 5-12: a) Temperaturprofil entlang der in b) gestrichelt dargestellten Linie für Lang- und Kurzzeitstrombelastung. Für den Fall der Langzeitstrombelastung bei geringer Stromstärke ergibt sich ein fast ebenes Temperaturprofil nahe der Maximaltemperatur. Im Fall der Kurzzeitstrombelastung mit hoher Stromstärke fällt die Temperatur vom Hot-Spot zum Substratrand hin sehr stark ab, die Erwärmung erfolgt nur in unmittelbarer Nähe zur Durchkontaktierung. Verwendete Parameter: Standardparametersatz entsprechend Tab. 5-1 und Tab. 5-2.

Um zu untersuchen, wie die entstehenden Temperaturen am Hot-Spot im Fall der Kurzzeitstrombelastung von der Stromstärke abhängen, wurden Simulationen mit variiert Stromstärke durchgeführt (Abb. 5-13). Für folgende Bereiche der Stromstärke  $I$  wurden Modelle berechnet:

- $I = 2 \text{ A}$
- $10 \text{ A} < I < 20 \text{ A}$  in 5 A-Schritten
- $20 \text{ A} < I < 40 \text{ A}$  in 1 A-Schritten

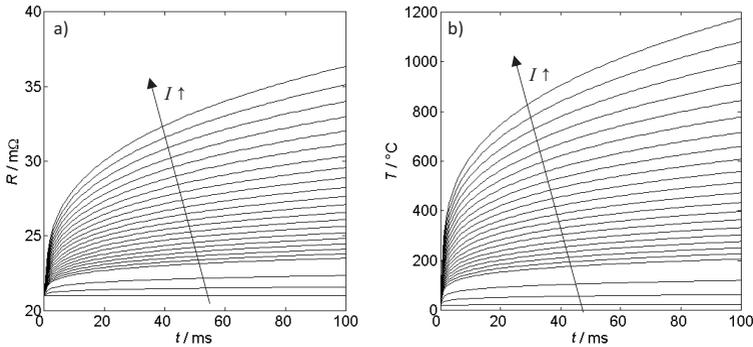


Abb. 5-13: Mit steigender Stromstärke steigt der Widerstand  $R(t)$  (a) und die Temperatur am Hot-Spot  $T(t)$  (b) erwartungsgemäß stark an. Verwendete Parameter: Standardparametersatz entsprechend Tab. 5-1 und Tab. 5-2.  $I$  variiert,  $t_{\text{Puls}} = 100 \text{ ms}$ .

Bei niedrigen Stromstärken ( $I < 10 \text{ A}$ ) wird die Durchkontaktierung kaum erwärmt. Da sich die elektrische Leistung nach

$$P = I^2 \cdot R \quad (5-10)$$

berechnet, fällt bei einer Beprobung mit 2 A im Vergleich zu einer 30 A-Beprobung nur ein 225stel der Leistung ab. Das bedeutet, dass die generierte Wärme so klein ist, dass sie in der Metallisierungsschicht selbst aufgenommen werden kann (spezifische Wärmekapazität  $c_P$ ) und/oder per Wärmeleitung (Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$ ) in das umliegende Material diffundieren kann und somit nicht zu einem Temperaturanstieg führt. Dies entspricht Fall 1 (vgl. Seite 13, Abb. 3-1). Bei erhöhter Stromstärke ist eine Zunahme der entstehenden Temperaturen am Hot-Spot zu beobachten. Das bedeutet, dass jetzt mehr Wärme generiert wird, als in der kurzen Zeit in der Durchkontaktierung und dem umgebenden Material aufgenommen werden kann und diese in einer Temperaturerhöhung resultiert, was Fall 2 entspricht (vgl. Seite 13, Abb. 3-1). Die Zerstörung der Durchkontaktierung, also Fall 3, kann an dieser Stelle noch nicht im Modell abgebildet werden, da das Modell noch keine mathematische Grundlage für diesen Vorgang beinhaltet. Fall 3 wird in Kapitel 7.5 auf Seite 102 behandelt. Bei Betrachtung der Temperaturen am Hot-Spot am Ende der Strompulse, wird ein Zusammenhang zwischen Stromstärke

und Temperatur erhalten, wie in Abb. 5-14 dargestellt. Zur Vergleichbarkeit mit dem Basismodell ist der damit berechnete Wert als Quadrat eingezeichnet.

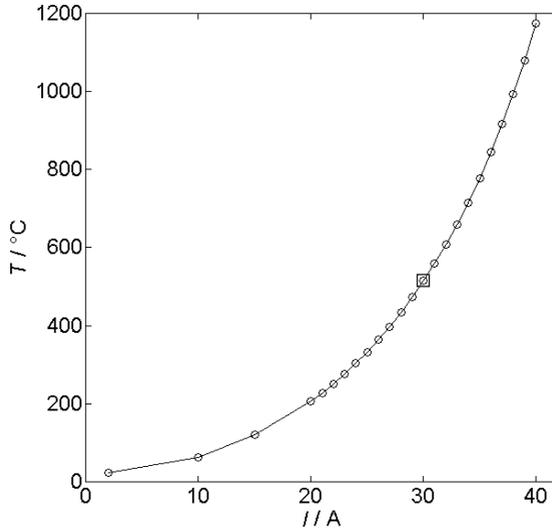


Abb. 5-14: Temperatur am Hot-Spot am Ende des Strompulses in Abhängigkeit der Stromstärke. Die auftretenden Temperaturen sind nach Gleichung 5-1 quadratisch mit der Stromstärke verknüpft. Verwendete Parameter: Standardparametersatz entsprechend Tab. 5-1 und Tab. 5-2.  $I$  variiert,  $t_{\text{Puls}} = 100$  ms, der Standardwert entsprechend dem Basismodell ist als Rechteck eingezeichnet.

Bei der folgenden Auswertung der Parameterstudien wird auf eine Darstellung des Widerstandes  $R(t)$  und der Temperatur  $T(t)$  über die Zeit verzichtet. Die Daten sind dem Anhang A.1 zu entnehmen.

### **5.5.2 Geometrische Parameter**

Neben der Stromstärke  $I$  ist die maximale Temperatur abhängig von der Geometrie der Durchkontaktierung. Da die generierte Wärme nach Gleichung 5-1 direkt von  $J^2$  abhängt, geht nach Gleichung 5-9 die Querschnittsfläche  $A$  des durchströmten Leiters stark ein.

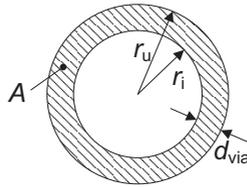


Abb. 5-15: Die durchströmte Leiterbahnquerschnittsfläche berechnet sich aus dem Radius des Bohrungsaustritts der Durchkontaktierungsbohrung  $r_u$  und der Dicke der Metallisierung  $d_{via}$  mit  $r_i = r_u - d_{via}$ .

Die minimale durchströmte Fläche, ein Kreisring wie in Abb. 5-15 dargestellt, ist dabei abhängig vom minimalen Radius der Durchkontaktierung, dem Radius des Bohrungsaustritts  $r_u$ , und der Dicke der Metallisierungsschicht  $d_{via}$ . Für den Bohrungsaustritt berechnet sich die Stromdichte mit  $r_i = r_u - d_{via}$  nach:

$$J = \frac{I}{A} = \frac{I}{\pi r_u^2 - \pi (r_u - d_{via})^2} = \frac{I}{\pi (2r_u d_{via} - d_{via}^2)} \quad (5-11)$$

Diese beiden Parameter wurden variiert, um deren Einfluss auf die Temperaturen am Hot-Spot und die Lage des Hot-Spots zu bestimmen. Dabei wird nicht  $r_u$  direkt variiert, sondern der Bohrungswinkel  $\beta$  bei konstantem Radius des Bohrungseintritts  $r_o$ , um den Einfluss der Konizität der Bohrung der Durchkontaktierung zu erfassen.

### **Bohrungswinkel**

Im ersten Schritt wurde der Radius des Bohrungseintritts  $r_o = 156 \mu\text{m}$  gesetzt und die Dicke der Metallisierungsschicht  $d_{via} = 10 \mu\text{m}$  konstant gehalten, und der Bohrungswinkel  $\beta$  variiert, was zu einer Änderung des Radius des Bohrungsaustritts  $r_u$  entsprechend Abb. 5-16 führt. Ein größerer Bohrungswinkel führt zu einem kleineren Radius am Bohrungsaustritt respektive einer größeren Konizität.

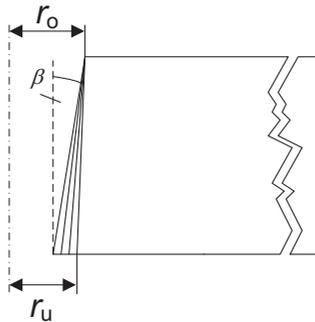


Abb. 5-16: Der Bohrungswinkel der Durchkontaktierung  $\beta$  wird schrittweise variiert. Ein größerer Bohrungswinkel  $\beta$  bedeutet, dass der Radius des Bohrungsaustritts  $r_u$  bei konstantem Radius des Bohrungseintritts  $r_o$  verringert wird.

Mit steigendem Bohrungswinkel  $\beta$  verringert sich die durchströmte Querschnittsfläche der Metallisierungsschicht am Bohrungsaustritt, was nach Gleichung 5-8 zu einer erhöhten Stromdichte und somit nach Gleichung 5-1 zu einer stärkeren Wärmegeneration führt, resultierend in höheren Temperaturen am Hot-Spot. Bei einem Bohrungswinkel von  $\beta = 0^\circ$ , also einer zylindrischen Bohrung, ergibt sich mit dem verwendeten Modell nach 100 ms eine Hot-Spot-Temperatur von  $T_{\max} = 312^\circ\text{C}$ , für  $\beta = 7^\circ$  werden bereits Temperaturen von über  $730^\circ\text{C}$  am Hot-Spot erreicht. Die Temperaturen am Hot-Spot nach 100 ms in Abhängigkeit des Bohrungswinkels sind Abb. 5-17 zu entnehmen.

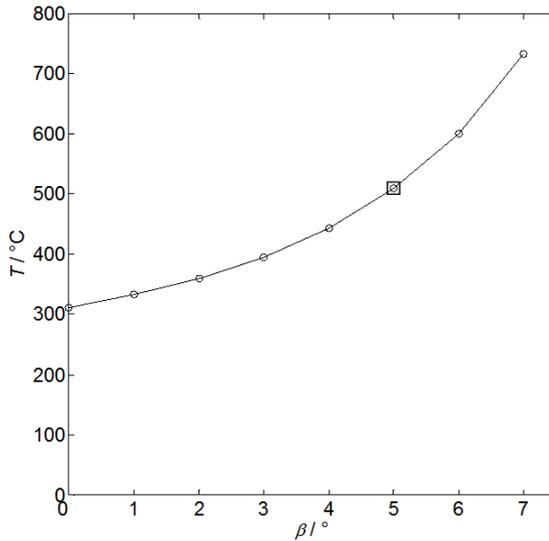


Abb. 5-17: Die Temperatur am Hot-Spot steigt in Abhängigkeit des vergrößerten Bohrungswinkels  $\beta$  erwartungsgemäß stark an, da die minimal zu durchströmende Querschnittsfläche sinkt. Verwendete Parameter: Standardparametersatz entsprechend Tab. 5-1 und Tab. 5-2.  $I = 30$  A,  $t_{\text{Puls}} = 100$  ms. Der Wert des Basismodells ist als Quadrat dargestellt.

Außerdem wirkt sich die Konizität der Durchkontaktierungsbohrung auf die Lage des Hot-Spots aus. Für einen Bohrungswinkel von  $\beta = 0^\circ$  liegt der Hot-Spot vertikal nahezu in der Mitte des Substrates. Mit steigendem Bohrungswinkel  $\beta$  wird der Hot-Spot in Richtung des Bohrungsaustritts verschoben, wie in Abb. 5-18 zu sehen ist. Da in der Praxis immer mit einer Konizität der Bohrung der Durchkontaktierung zu rechnen ist, ist damit die Schwachstelle der Durchkontaktierungen in jedem Fall im Bereich der Engstelle nahe des Bohrungsaustritts zu finden. Ein erhöhter Bohrungswinkel hat demnach zwei für eine Hochstromdurchkontaktierung ungünstige Effekte: Der Hot-Spot verschiebt sich zum Bohrungsaustritt und die des Hot-Spots nimmt zu.

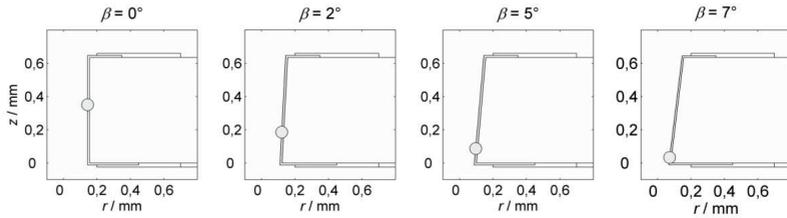


Abb. 5-18: Die Lage des Hot-Spots (Grauer Kreis) verschiebt sich mit steigendem Bohrungswinkel  $\beta$  in Richtung des Bohrungsaustritts bei gleichzeitig steigenden Temperaturen entsprechend Abb. 5-17. Verwendete Parameter: Standardparametersatz entsprechend Tab. 5-1 und Tab. 5-2.  $I = 30 \text{ A}$ ,  $t_{\text{Puls}} = 100 \text{ ms}$

### Schichtdicke

Im zweiten Schritt wurde bei konstantem Bohrungswinkel  $\beta = 5^\circ$  entsprechend dem Basismodell die Schichtdicke  $d_{\text{via}}$  variiert, wie in Abb. 5-19 schematisch dargestellt ist. Die Schichtdicke wird dabei über die gesamte Mantelfläche als konstant angenommen.

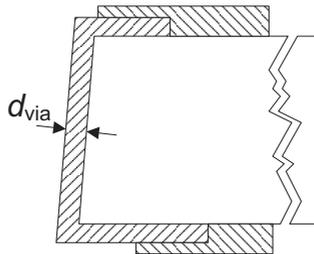


Abb. 5-19: Die Dicke der Metallisierungsschicht der Durchkontaktierung  $d_{\text{via}}$  wird schrittweise variiert. Die Schichtdicke wird dabei über die gesamte Mantelfläche als konstant angenommen.

Ausgehend von einer Schichtdicke von  $d_{\text{via}} = 18 \mu\text{m}$  wurde die Schichtdicke sukzessive mit einer Schrittweite von  $1 \mu\text{m}$  bis auf  $6 \mu\text{m}$  verringert. Für große Schichtdicken  $d_{\text{via}} > 10 \mu\text{m}$  ist der Einfluss der Schichtdickenänderung auf die entstehenden Temperaturen verhältnismäßig gering. Wie in Abb. 5-20 zu sehen ist, ergibt eine Änderung der Schichtdicke von  $18 \mu\text{m}$  auf  $10 \mu\text{m}$  nur eine Differenz der Maximaltemperaturen von  $203^\circ\text{C}$ . Für kleine Schichtdicken mit  $d_{\text{via}} < 10 \mu\text{m}$  ist ein wesentlich stärkerer Einfluss der Schichtdicke zu beobachten. So resultiert eine

Änderung der Schichtdicke von 10  $\mu\text{m}$  auf 6  $\mu\text{m}$  in einer Differenz der Maximaltemperatur von 430°C.

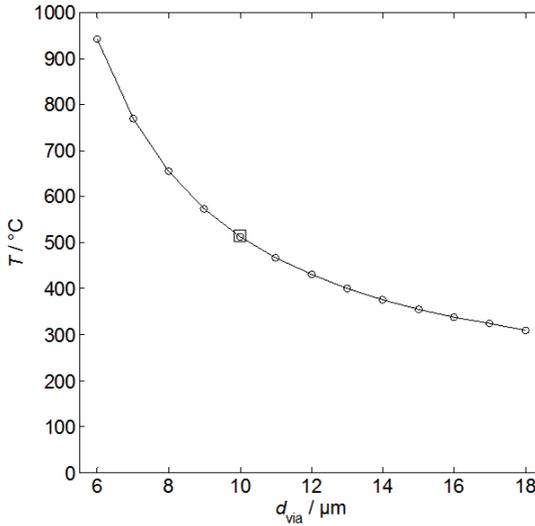


Abb. 5-20: Die Temperatur am Hot-Spot am Ende des Strompulses in Abhängigkeit der Schichtdicke. Mit geringeren Schichtdicken  $d_{\text{via}}$  werden höhere Temperaturen erreicht. Verwendete Parameter: Standardparametersatz entsprechend Tab. 5-1 und Tab. 5-2.  $I = 30 \text{ A}$ ,  $t_{\text{Puls}} = 100 \text{ ms}$ . Der Wert des Basismodells ist als Quadrat dargestellt.

### **5.5.3 Kalorische Materialparameter**

Neben den Abmessungen der Durchkontaktierungen spielen die Materialeigenschaften eine entscheidende Rolle bei der Berechnung der in der Durchkontaktierung entstehenden Temperatur. Im nächsten Schritt wurde deshalb der Einfluss der kalorischen Kenngrößen, der spezifischen Wärmekapazität  $c_p$  und der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  untersucht. Dabei wurde zum Einen der Einfluss der Eigenschaften der Metallisierungsschicht untersucht, zum Anderen der Einfluss der Eigenschaften des Substrates.

#### **Metallisierung**

Es wurden wieder alle Parameter außer der untersuchten Größe konstant gehalten und die Stromstärke betrug 30 A. Die spezifische Wärmekapazität  $c_p$  der

Metallisierungsschicht wurde variiert und die entstehende Temperatur am Temperatur-Hot-Spot ausgewertet. Die Variation von  $c_p$  im Bereich von 100 J/kgK bis 500 J/kgK resultiert in einer Differenz der Maximaltemperaturen von nur 15 °C, und hat damit kaum Einfluss auf die entstehenden Temperaturen (Abb. 5-21a). Aufgrund der geringen Masse  $m$  der Metallisierungsschicht ist dieses Verhalten unter Berücksichtigung von Gleichung 5-12 nachvollziehbar.

$$dT = \frac{Q}{c_p m \Delta T} \quad (5-12)$$

Das gleiche Vorgehen wurde für die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  der Metallisierungsschicht angewendet. Die Wärmeleitfähigkeit wurde in einem Bereich von 100 W/mK bis 200 W/mK variiert. Der Einfluss auf die Maximaltemperatur ist hier geringfügig größer, so ergibt sich eine Differenz der Maximaltemperaturen von 90 K am Hot-Spot (Abb. 5-21b). Der Einfluss der kalorischen Größen der Metallisierungsschicht auf die entstehenden Maximaltemperaturen ist damit nahezu vernachlässigbar.

Tab. 5-3: Parametervariationen der Wärmeleitfähigkeit und der Wärmekapazität der Metallisierungsschicht, die in der Simulation verwendet wurden.

Spezifische Wärmekapazität $c_p$ / J/kgK	100	200	300	400	500	-
Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ / W/mK	100	120	140	160	180	200

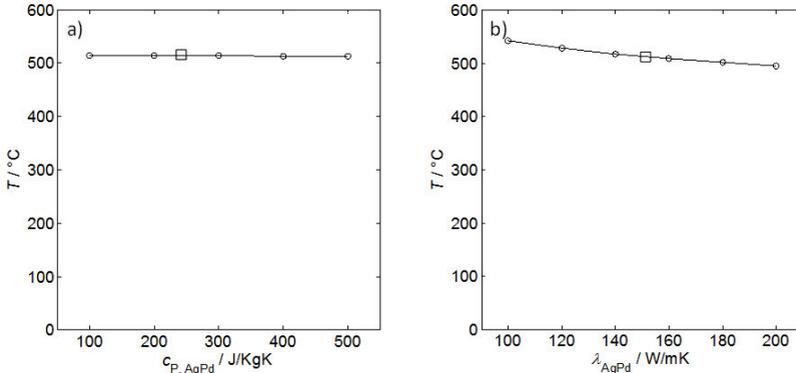


Abb. 5-21: Temperatur am Hot-Spot am Ende des Strompulses a) in Abhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität  $c_p$  und b) in Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  der Metallisierungsschicht. Der Einfluss auf die Hot-Spot-Temperaturen ist gering. Verwendete Parameter: Standardparametersatz entsprechend Tab. 5-1 und Tab. 5-2.  $I = 30$  A,  $t_{\text{Puls}} = 100$  ms. Der Wert des Basismodells ist als Quadrat dargestellt.

### Substrat

Die spezifische Wärmekapazität des Substrates wurde analog Tab. 5-4 von 500 J/kgK bis auf 1000 J/kgK variiert, die Wärmeleitfähigkeit von 21 W/mK bis auf 26 W/mK. Die Änderung von  $c_p$  ergibt einen Unterschied der Maximaltemperaturen am Ende des Strompulses von 64 °C, die Änderung von  $\lambda$  ergibt einen Unterschied der Maximaltemperaturen am Ende des Strompulses von 81 °C.

Wegen des höheren  $c_p$  und der wesentlich größeren Masse des  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Substrates im Vergleich zur Metallisierung kann mehr Wärme eingespeichert werden, was bedeutet, dass der Einfluss der beiden Materialkenngrößen auf die entstehenden Temperaturen etwas größer ist.

Tab. 5-4: Parametervariationen der Wärmeleitfähigkeit und der Wärmekapazität des Substrates, die in der Simulation verwendet wurden.

Spezifische Wärmekapazität $c_p$ / J/kgK	500	600	700	800	900	1000
Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ / W/mK	21	22	23	24	25	26

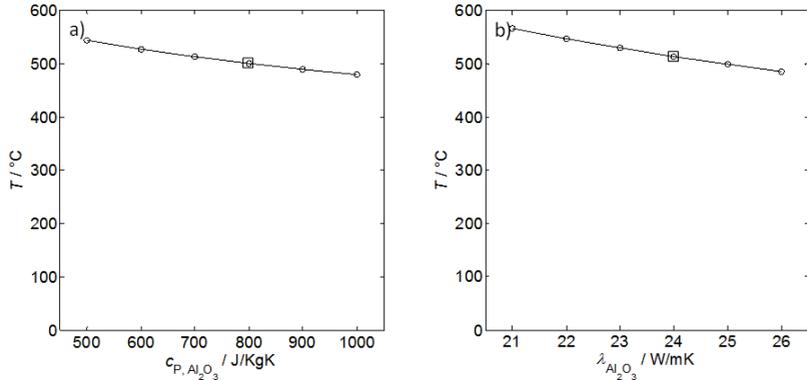


Abb. 5-22: Temperatur am Hot-Spot am Ende des Strompulses a) Die Änderung des spezifischen Wärmekapazität  $c_p$  resultiert in einem Unterschied der Maximaltemperaturen am Ende des Strompulses von 64 °C b) Die Änderung der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  des Substrates führt zu einem Unterschied der Maximaltemperaturen am Ende des Strompulses von 81 °C. Der Einfluss auf die Unterschiede der Hot-Spot-Temperaturen ist gering. Verwendete Parameter: Standardparametersatz entsprechend Tab. 5-1 und Tab. 5-2.  $I = 30$  A,  $t_{Puls} = 100$  ms. Der Wert des Basismodells ist als Quadrat dargestellt.

### 5.5.4 Elektrische Materialparameter

Die entstehende Wärmemenge ist eine Folge der Umwandlung von elektrischer Energie in Wärmeenergie. Sie ist dem Quadrat der Stromstärke  $I^2$  proportional und nimmt mit der Zeit und dem Widerstand zu.

$$Q = \int P dt = \int I^2 R dt = I^2 \int R(t) dt \quad (5-13)$$

Es ist zu erwarten, dass der Effekt der elektrischen Parameter wesentlich größeren Einfluss auf die Maximaltemperatur hat als die kalorischen Parameter, da hier die Entstehung der Wärme beeinflusst wird, und nicht nur deren Verteilung im umgebenden Material. Der Widerstand  $R$  ist nach Gleichung 5-14 direkt abhängig

vom spezifischen Widerstand  $\rho$ , der durchströmten Fläche  $A$  und der Leiterbahnlänge  $l$ .

$$R = \rho \frac{l}{A} \quad (5-14)$$

Der spezifische Widerstand wiederum ist eine Funktion der Temperatur. Seine Temperaturabhängigkeit wird mit dem Proportionalitätsfaktor  $TK\rho$  beschrieben (vgl. Gleichung 5-2 und 5-3 auf Seite 30).

### **Silberpalladium (AgPd)**

Zunächst wurde der spezifische Widerstand der Metallisierungsschicht in der Durchkontaktierung untersucht, da hier die größte Wärmeentwicklung stattfindet. Eine Erhöhung des spezifischen Widerstands  $\rho_0$  von  $1,2 \cdot 10^{-7} \Omega\text{m}$  auf  $4,8 \cdot 10^{-7} \Omega\text{m}$  resultiert in einer Temperaturdifferenz von 1760 K, wie Abb. 5-23a zu entnehmen ist. Dieser starke Einfluss des spezifischen Widerstandes ist gut nachzuvollziehen, da er nach Gleichung 5-14 den Widerstand beeinflusst und dieser wiederum nach Gleichung 5-13 die Leistung beeinflusst. Eine Erhöhung des spezifischen Widerstandes führt damit zu einer Erhöhung der abfallenden Leistung.

Eine Erhöhung des Temperaturkoeffizienten des spezifischen Widerstands  $TK\rho$  des Silberpalladiums von  $550 \text{ ppmK}^{-1}$  auf  $950 \text{ ppmK}^{-1}$  bei  $\rho_0 = 2 \cdot 10^{-7} \Omega\text{m}$  führt dagegen nur zu einer Temperaturdifferenz von  $83 \text{ }^\circ\text{C}$  (Abb. 5-23b).

Tab. 5-5: Werte des spezifischen Widerstandes und des Temperaturkoeffizienten des spezifischen Widerstandes für Silberpalladium, die in der Simulation verwendet wurden.

<b>Spezifischer Widerstand <math>10^{-7} \rho_0 / \Omega\text{m}</math></b>	1,2	1,8	2,4	3,0	3,6	4,2	4,8
<b><math>TK\rho / \text{ppmK}^{-1}</math></b>	550	650	750	850	950	-	-

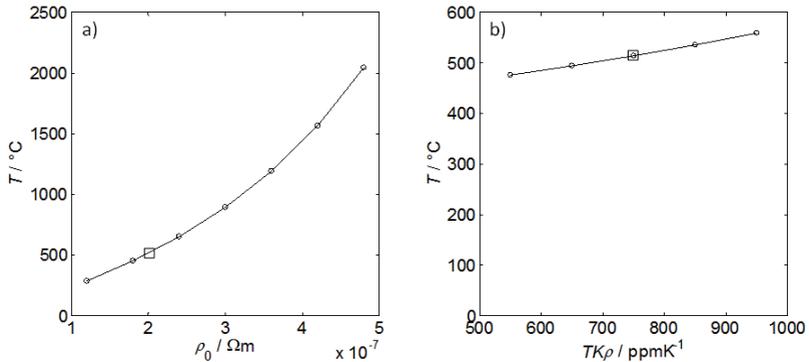


Abb. 5-23: Temperatur am Hot-Spot am Ende des Strompulses a) in Abhängigkeit des spezifischen Widerstandes  $\rho_0$  und b) in Abhängigkeit des Temperaturkoeffizienten des spezifischen Widerstandes  $TK_\rho$  der AgPd-Metallisierung. Der Einfluss auf die Hot-Spot-Temperaturen ist groß. Eine Erhöhung des spezifischen Widerstands  $\rho_0$  von  $1,2 \cdot 10^{-7} \Omega\text{m}$  auf  $4,8 \cdot 10^{-7} \Omega\text{m}$  resultiert in einer Temperaturdifferenz von  $1760 \text{ }^\circ\text{C}$ . Verwendete Parameter: Standardparametersatz entsprechend Tab. 5-1 und Tab. 5-2.  $I = 30 \text{ A}$ ,  $t_{\text{Puls}} = 100 \text{ ms}$ . Der Wert des Basismodells ist als Quadrat dargestellt.

### Silberplatin (AgPt)

Der spezifische Widerstand wurde auch für die Silberplatinbauteile variiert, auch wenn aufgrund des im Vergleich zu Silberpalladium geringeren spezifischen Widerstandes ein kleinerer Effekt auf die entstehenden Temperaturen zu erwarten ist. Außerdem befindet sich das Silberplatin in Bereichen der Durchkontaktierung, in denen eine geringere Stromdichte als im Inneren der Durchkontaktierung auftritt. Da die Stromdichte keine integrale Größe ist, sondern eine lokale Größe, tritt mit steigendem Abstand  $r$  zum Mittelpunkt der Bohrungsachse bedingt durch die vergrößerte durchströmte Mantelfläche  $A$  nach Gleichung 5-9 auf Seite 42 und Gleichung 5-15 eine verminderte Stromdichte und damit verringerte Erwärmung auf.

$$A = r^2 \pi \quad (5-15)$$

Ausgehend von  $1,5 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$  wurde  $\rho_0$  in fünf Schritten entsprechend Tab. 5-6 bis auf  $3,5 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$  erhöht. Es ergibt sich praktisch kein Einfluss auf die auftretenden Temperaturen in der Durchkontaktierung. Für den Temperaturkoeffizienten des

spezifischen Widerstandes des AgPt ist eine noch geringere Abhängigkeit zu beobachten.

Tab. 5-6: Werte des spezifischen Widerstandes für Silberplatin, die in der Simulation verwendet wurden.

Spezifischer Widerstand $10^{-8} \rho / \Omega\text{m}$	1,5	2,0	2,5	3,0	3,5
$TK\rho / \text{ppmK}^{-1}$	4000	5000	6000	7000	8000

### 5.5.5 Randbedingungen

Während des Betriebes von Dickschichtschaltungen werden diese stark unterschiedlichen Betriebsbedingungen ausgesetzt [4, 64, 11]. So kann sich der Wärmeübergang ändern und außerdem treten stark variierende Temperaturen auf, insbesondere bei motornahen Steuergeräten [64].

Der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha$  wurde im Bereich von 6 bis 16 W/m<sup>2</sup>K in 2 W/m<sup>2</sup>K-Schritten variiert. Die Änderung des Wärmeübergangskoeffizienten hat nur sehr geringe Auswirkungen im %-Bereich auf die Maximaltemperaturen. Das ist zu erwarten, da der Durchmesser des Substratrings bei der Erstellung des Basismodells so definiert wurde, dass der Einfluss der Wärmeverluste auf die Modellierungsergebnisse minimiert wird.

Die Betriebstemperaturen für motornaher Steuergeräte liegen zwischen -40 °C und 150 °C [4, 64]. Die Umgebungstemperaturen wurden in diesem Bereich variiert. Mit der Parametrisierung wurde jeweils auch die Initialtemperatur der gesamten Durchkontaktierung angepasst. Wie zu erwarten, verhält sich der Unterschied der Maximaltemperaturen zu den Umgebungstemperaturen leicht überproportional. Bei einer Umgebungstemperatur  $T_{\text{Umgebung}} = -40 \text{ °C}$  ergibt sich eine Maximaltemperatur von etwa 400 °C, bei  $T_{\text{Umgebung}} = 150 \text{ °C}$  wird die Durchkontaktierung auf über 600 °C erwärmt. Bei der Auslegung von Durchkontaktierungen sind die erwarteten maximalen Betriebstemperaturen unbedingt zu berücksichtigen.

Tab. 5-7: Werte des Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha$  und der Umgebungstemperatur  $T$ , die in der Simulation verwendet wurden.

<b>Wärmeübergangskoeffizient <math>\alpha</math> / W/m<sup>2</sup>K</b>	6	8	10	12	14	16		
<b>Umgebungstemperatur <math>T</math> / °C</b>	-40	-25	0	23	50	75	125	150

**5.5.6 Fazit der Parameterstudien**

Nach Durchführung der Parameterstudien kann eine Aussage über die Stärke des Einflusses der einzelnen Parameter auf die entstehenden Temperaturen getroffen werden. Es wird deutlich, dass die geometrischen und elektrischen Parameter im Vergleich zu den kalorischen Parametern die entstehenden Temperaturen wesentlich stärker beeinflussen, wie in Abb. 5-24 sehr deutlich zu sehen ist. Die kalorischen Kenngrößen können bei Hochstromimpulsbelastungen vernachlässigt werden. Außerdem liegt die Schwachstelle der Durchkontaktierung in jedem Fall im Bereich des Bohrungsaustritts.

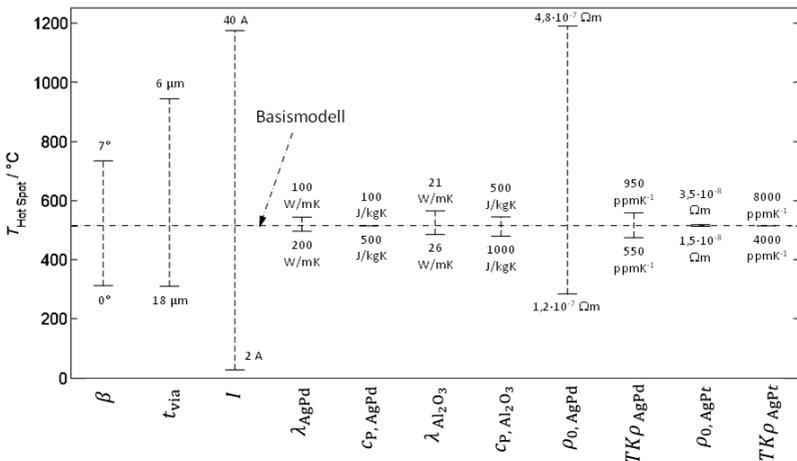


Abb. 5-24: Aufgetragen ist die Streuung der nach einem Strompuls von 30 A für 100 ms erreichten Hot-Spot-Temperaturen. Die geometrischen Parameter, die Stromstärke und die elektrischen Parameter der Silberpalladiumschicht zeigen wesentlich größeren Einfluss. Die Temperatur, die mit dem Standardparametersatz entsprechend Tab. 5-1 und Tab. 5-2 berechnet wurde ist als gestrichelte Linie dargestellt.

## 5.6 Radialsymmetrische Fehlstellen

Aus den Querschliffen von Durchkontaktierungen ist bekannt, dass die Schichtdicke entlang der Bohrungsachse der Durchkontaktierung nicht konstant ist.

Um den Einfluss von Unregelmäßigkeiten der Schichtdicke definiert berechnen zu können, wurden radialsymmetrische Fehlstellen in die modellierte Geometrie implementiert. Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Durchkontaktierung in axialer Richtung entsprechend Abb. 5-25 in drei gleichgroße Bereiche unterschieden. Die Fehlstelle wurde einmal im unteren (Abb. 5-25a), einmal im mittleren (Abb. 5-25b) und einmal im oberen Bereich (Abb. 5-25c) der Durchkontaktierung eingeführt. Jeder der Bereiche erstreckt sich über ein Drittel der Substratdicke  $h_{FS} = d_{sub}/3$ . Für jede Fehlstelle wurde die Schichtdicke der Fehlstelle  $d_{FS}$  ausgehend von einer vollständigen Beschichtung ( $d_{via} = d_{FS}$ ) Schrittweise bis auf  $d_{FS} = 6 \mu\text{m}$  verringert. Die Dicke der restlichen Schicht wurde jeweils konstant gleich  $d_{via}$  gehalten. Da ein radialsymmetrisches Modell verwendet wurde, erstrecken sich die Fehlstellen über den gesamten Umfang der Mantelfläche der Durchkontaktierung.

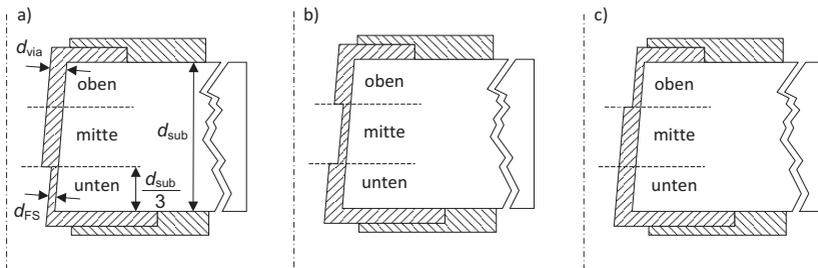


Abb. 5-25: Definierte radialsymmetrische Fehlstellen in drei unterschiedlichen Ausführungen mit der Fehlstellenhöhe  $d_{sub}/3$  und der verbleibenden Dicke der Metallisierungsschicht in der Fehlstelle  $d_{FS}$ . a) Fehlstelle im unteren Bereich. b) Fehlstelle im mittleren Bereich. c) Fehlstelle im oberen Bereich.

Bei der Betrachtung der Maximaltemperatur am Ende des Strompulses fällt auf, dass für Fehlstellen im oberen Bereich der Durchkontaktierung nur sehr gering gesteigerte Maximaltemperaturen erreicht werden. Eine Fehlstelle mit einer verbleibenden Schichtdicke von  $6 \mu\text{m}$  im oberen Bereich führt zu nur  $38 \text{ }^\circ\text{C}$  höherer Temperatur im Vergleich zu einer ideal beschichteten Durchkontaktierung ohne Fehlstelle, wie Abb. 5-26 zu entnehmen ist. Mit der Verschiebung der Fehlstelle in

Richtung des Bohrungsaustritts nimmt der Einfluss der Fehlstelle erwartungsgemäß stark zu, da der Radius des Metallisierungsrings mit der Stromdichte nach Gleichung 5-11, Seite 50, verknüpft ist. Eine Fehlstelle mit der halben Dicke der Metallisierungsschicht  $d_{FS} = d_{via}/2$  im mittleren Bereich resultiert schon in einer Maximaltemperatur von  $646\text{ °C}$ , im unteren Bereich berechnet sich eine Maximaltemperatur von  $750\text{ °C}$ .

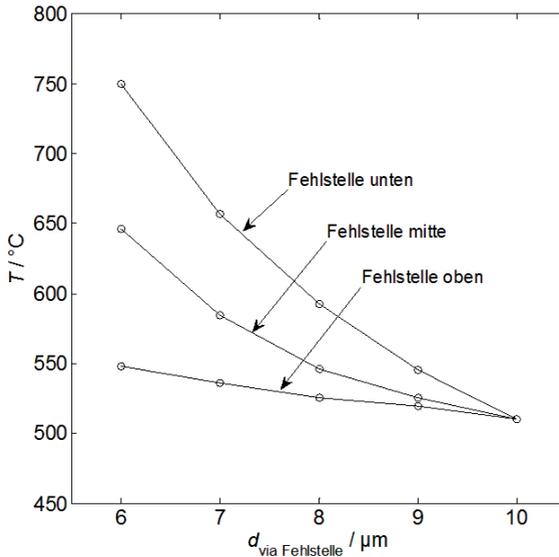


Abb. 5-26: Die Maximaltemperaturen hängen stark von der Lage der Fehlstelle in der Durchkontaktierung ab. Der Einfluss der Schichtdickenänderung im Verhältnis zur Gesamtquerschnittsfläche ist im unteren Teil der Durchkontaktierung größer. Im Fall der Fehlstelle im oberen Bereich werden bei einer Schichtdicke  $d_{FS} = 6\ \mu m$  mit  $548\text{ °C}$  nur um  $38\text{ °C}$  höhere Temperaturen erreicht als für eine ideal beschichtete Durchkontaktierung ohne Fehlstelle. Verwendete Parameter: Standardparametersatz entsprechend Tab. 5-1 und Tab. 5-2.  $I = 30\text{ A}$ ,  $t_{Puls} = 100\text{ ms}$

Damit wird noch deutlicher, dass die konische Form der Durchkontaktierung eine Schwachstelle verursacht. Wie oben beschrieben, führt die geringere Querschnittsfläche der Durchkontaktierung bei geringerem Radius dazu, dass sich eine wesentlich höhere Stromdichte ergibt. Liegt zusätzlich eine Fehlstelle, also ein Bereich, in dem die durchströmte Querschnittsfläche zusätzlich reduziert wird, im

Bereich der Schwachstelle, werden schnell Temperaturen erreicht, die über der Betriebstemperatur und damit der Belastbarkeitsgrenze der Metallisierungsschicht liegen können [12].

Bedingt durch die konische Form der Durchkontaktierungen haben Fehlstellen im oberen Bereich der Durchkontaktierung praktisch keinen Einfluss auf die entstehenden Temperaturen in der Durchkontaktierung. Für Fehlstellen im mittleren Bereich steigt die Temperatur stärker an. Fehlstellen im unteren Bereich der Durchkontaktierungen haben den größten Einfluss auf die entstehenden Temperaturen, da sie im Bereich der Schwachstelle der Durchkontaktierungen liegen.

### **5.7 Fazit**

Es wurde ein FEM-Basismodell erstellt, das zur Bestimmung der Parametereinflüsse auf die in der Durchkontaktierung auftretende Maximaltemperatur und Temperaturverteilung verwendet wurde. Die Parameterstudien, in denen die Abmessungen der Durchkontaktierungen, die Materialparameter und die Randbedingungen analysiert wurden, ergaben:

- Haupteinflussgrößen sind die geometrischen Parameter und die elektrischen Materialparameter, da diese die Stromdichte und damit die Wärmeentstehung beeinflussen. Die kalorischen Kenngrößen beeinflussen nur noch ein wenig die Verteilung der entstandenen Wärme und haben vernachlässigbaren Einfluss auf die Maximaltemperatur in der Durchkontaktierung. Die kurze Zeit, in der die Wärme entsteht, reicht nicht aus, um ein Wegdiffundieren der Wärme vom Ort der Entstehung zu ermöglichen.
- Die Schwachstelle der Durchkontaktierungen liegt in jedem Fall im Bereich des Bohrungsaustritts, begründet im Herstellprozess der Durchkontaktierungen, der zu einer konischen Form der Durchkontaktierung führt und damit zu einer erhöhten Stromdichte respektive Wärmentwicklung.

Ein erster Vergleich zwischen Modell und Messdaten aus den Hochstromtests ergibt:

- Der prinzipielle Verlauf von  $R(t)$  der Messungen und des Modells zeigen gute Übereinstimmung, wie Abb. 5-27 exemplarisch für eine spezifische Messung zu entnehmen ist. Dabei ist allerdings zu beachten, dass die Validierung des

Modells damit nur bedingt erfolgen kann, da die Messergebnisse der Durchkontaktierungen eine Streuung aufweisen.

- Die Lage des im Modell festgestellten Temperatur-Hot-Spots bzw. der Schwachstelle passt sehr gut zu der Lage des Versagens von Durchkontaktierungen, die im Hochstromtest zerstört wurden.

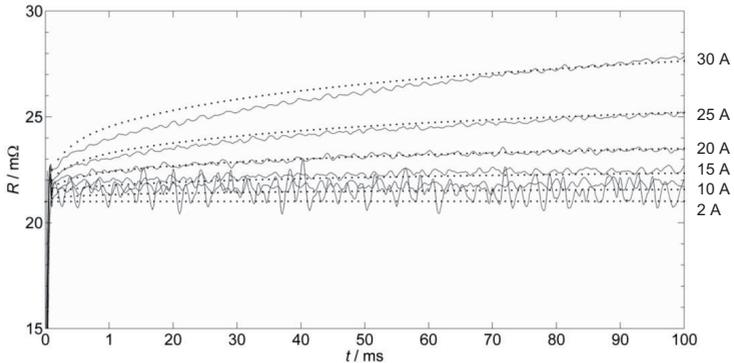


Abb. 5-27: Der Widerstandsverlauf  $R(t)$  des Modells (Punkte) gibt den gemessenen Verlauf gut wieder. Die Ergebnisse einer spezifischen Einzelmessung sind als durchgezogene Linien dargestellt.

Die erwähnte Streuung der Messwerte kann nach den Ergebnissen der Parameterstudien entweder durch geometrische Abweichungen wie Schwankungen des Bohrungsdurchmessers oder der Schichtdicke verursacht werden oder durch Abweichungen der elektrischen Materialparameter. Die Bestimmung dieser Parameter soll Inhalt des nächsten Kapitels sein.

## **6 Vom Basismodell zum verfeinerten Modell**

In diesem Kapitel werden die Untersuchungen vorgestellt, die gemacht wurden, um das Modell einer idealisierten Durchkontaktierung in ein realitätsnäheres Modell zu überführen. Das umfasst die Bestimmung der geometrischen Parameter, die Messung von Materialkennwerten und Hochstrommessungen von Durchkontaktierungen. Für das Basismodell konnte gezeigt werden, dass die geometrischen und elektrischen Parameter die entstehenden Temperaturen stärker beeinflussen, daher wird auch in diesem Kapitel das Augenmerk auf deren Bestimmung gelegt.

### **6.1 Geometrie/Fehlstellen**

Im Rahmen der messtechnischen Erfassung von Durchkontaktierungen in Kapitel 4.2 wurden bereits stichprobenartig Messungen der Durchkontaktierungsgeometrie anhand von Querschliffen durchgeführt. Um die Abmessungen der Durchkontaktierungen für das realistischere Modell zu bestimmen, wurden weitere Lichtmikroskopaufnahmen von quergeschliffenen Durchkontaktierungen angefertigt, wie für vier Durchkontaktierungen exemplarisch auf Seite 3 in Abb. 4-9 zu sehen ist. Auf dieselbe Art, wie in Kapitel 4.2 beschrieben, wurden Schliffbilder von insgesamt 30 Durchkontaktierungen angefertigt. Bei der Herstellung der Schliffe wurde streng darauf geachtet, dass die Durchkontaktierungen genau bis zur der Ebene geschliffen wurden, in der auch die Bohrungsachse liegt. Parallaxenfehler wurden so auf ein Mindestmaß reduziert, insbesondere bei der Bestimmung der Schichtdicken. Für alle 30 Durchkontaktierungen wurden die folgenden Parameter ermittelt:

- Bohrungseintritt  $d_o$
- Bohrungsaustritt  $d_u$
- Schichtdicke Eintritt  $d_{\text{via, o}}$
- Schichtdicke Mantel  $d_{\text{via, m}}$
- Schichtdicke Austritt  $d_{\text{via, u}}$
- Bohrungswinkel  $\beta$

Die Stellen, an denen diese Parameter bestimmt wurden, sind in Abb. 6-1 dargestellt. Für jeden Parameter wurde der Mittelwert über alle Durchkontaktierungen gebildet.

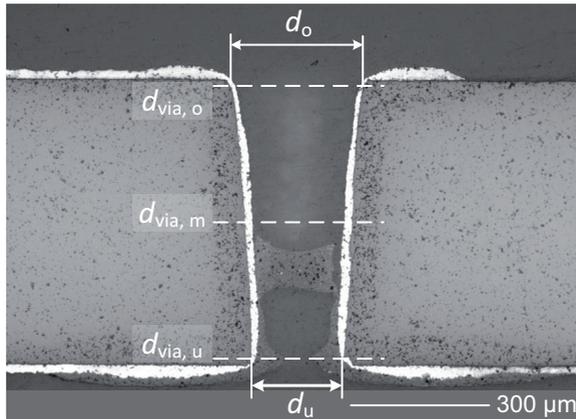


Abb. 6-1: Bestimmung der charakteristischen Durchkontaktierungsabmessungen. Es wurden Bohrungseintritt und -austritt sowie die Schichtdicken am Bohrungseintritt, in der Mitte der Durchkontaktierung und am Bohrungsaustritt bestimmt.

Die Durchkontaktierungen zeigen im Mittel einen Bohrungseintritt von  $d_o = 280 \mu\text{m}$  und einen Bohrungsaustritt von  $d_u = 193 \mu\text{m}$  (Abb. 6-2a), was einem Bohrungswinkel von  $\beta = 4^\circ$  entspricht (Abb. 6-2c). Der Bohrungswinkel und die Schichtdicken wurden sowohl auf der linken Seite als auch auf der rechten Seite bestimmt, und aus diesen beiden Werten wurde wiederum der Mittelwert gebildet, wie in Tab. 6-1 zusammengefasst. Die Schichtdicke zeigt am Bohrungsein- und austritt im Mittel Werte von  $8 \mu\text{m}$ , in der Mitte der Durchkontaktierung dagegen  $21 \mu\text{m}$  (Abb. 6-2b), da die Metallisierungsschicht in diesem Bereich doppelt gedruckt wird, indem die Paste von beiden Seiten zu ca.  $2/3$  in die Durchkontaktierungen gesaugt wird, wie in Kapitel 2.3 in Abb. 2-5 auf Seite 10 beschrieben. In Tab. 6-1 sind Maximal- und Minimalwerte sowie die Standardabweichung zusammengefasst. In Abb. 6-2 sind die Ergebnisse getrennt nach den Messungen rechts und links der Durchkontaktierungen im Boxplot dargestellt.

Tab. 6-1 Ergebnisse der Auswertung der geometrischen Abmessungen von Durchkontaktierungen. <sup>1</sup>Stabw = Standardabweichung

	$d_o / \mu\text{m}$	$d_u / \mu\text{m}$	$d_{\text{via, u}} / \mu\text{m}$	$d_{\text{via, m}} / \mu\text{m}$	$d_{\text{via, o}} / \mu\text{m}$	$\beta / ^\circ$
<b>Mittelwert</b>	280	193	8	21	8	4
<b>Maximalwert</b>	328	240	16	29	19	6
<b>Minimalwert</b>	244	166	3	15	4	2
<b>Stabw<sup>1</sup></b>	17	14	3,4	3,3	3,3	0,8

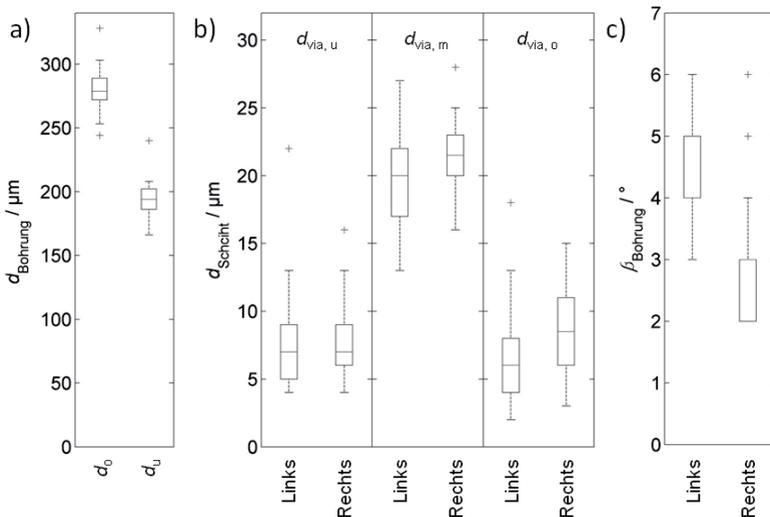


Abb. 6-2: Ergebnisse der Auswertung der geometrischen Abmessungen von Durchkontaktierungen.

Damit lagen detailliertere Werte über die Bohrungsdurchmesser und die Schichtdicken vor. Bei der Auswertung von Querschliffen wird aber immer nur eine zufällige Schnittebene durch die Durchkontaktierung ausgewertet. Schwankungen der Schichtdicke über den Umfang der Durchkontaktierungsmantelfläche werden dabei nicht erfasst. Je nach Lage eines Querschliffs werden höhere oder niedrigere Werte der Schichtdicke bestimmt.

Um ein realitätsnäheres Bild der Schichtdickenverteilung zu erhalten, wurde in einem ersten Vorversuch eine zufällig ausgewählte Durchkontaktierung senkrecht zur Bohrungsachse abgeschliffen, wie im Schlibfbild in Abb. 6-3a gezeigt. In dieses Bild wurden vier Schnittebenen eingefügt, und die Schichtdicken entlang dieser Schnitte bestimmt. Für jeden Schnitt wurden somit zwei Schichtdicken ermittelt,  $d_{\text{via}, 1}$  und  $d_{\text{via}, 2}$ . In Abb. 6-3b sind jeweils die beiden Werte der Schichtdicke und der Mittelwert für jeden Schnitt dargestellt. Die Werte der Einzelmessungen variieren dabei von 5,5  $\mu\text{m}$  bis 13,9  $\mu\text{m}$ , die Mittelwerte für die einzelnen Schnitte streuen von 10,5  $\mu\text{m}$  bis 14,3  $\mu\text{m}$  (vgl. Tab. 6-2).

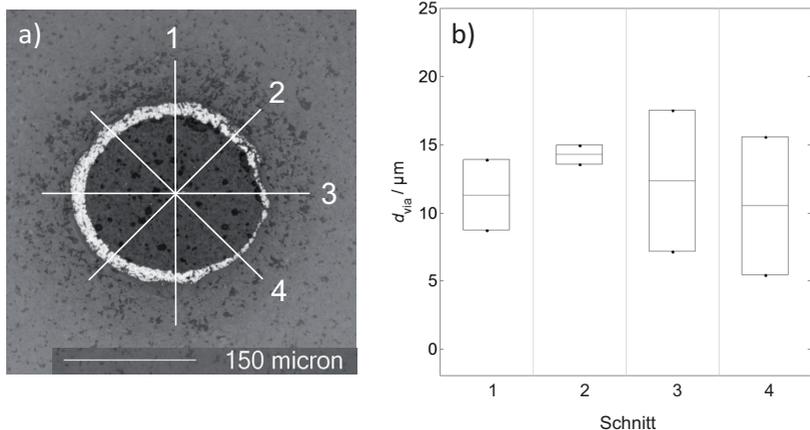


Abb. 6-3: a) Senkrecht zur Bohrungsachse abgeschliffene Durchkontaktierung. Eingezeichnet sind vier Schnittebenen. b) Schichtdicken, die entlang der in Teilbild a) eingezeichneten Schnittebenen bestimmt wurden.

Tab. 6-2: Zusammenfassung der Messwerte aus Abb. 6-3.

Messstelle	1	2	3	4
$d_{\text{via}, 1} / \mu\text{m}$	13,9	13,6	7,2	5,5
$d_{\text{via}, 2} / \mu\text{m}$	8,8	15,0	17,5	15,6
Mittelwerte $d_{\text{via}} / \mu\text{m}$	11,3	14,3	12,4	10,5
Mittelwert $d_{\text{via}} / \mu\text{m}$	12,1			

Um eine realistische Schichtdickenverteilung in der Durchkontaktierung zu erhalten, wurden deshalb Durchkontaktierungen sukzessive von der Oberseite her abgeschliffen. Damit wird nicht nur ein zufälliger Schnitt durch die Durchkontaktierung erhalten, wie in Abb. 6-4a) angedeutet, sondern eine Vielzahl von Schnitten senkrecht zur Bohrungssachse, welche die komplette Verteilung der Beschichtung beinhalten, wie in Abb. 6-4b) skizziert. Der Abstand zwischen den einzelnen Schliffebenen betrug dabei ca.  $20\ \mu\text{m}$ , was bei einer Substratdicke  $d_{\text{sub}} = 635\ \mu\text{m}$  ca. 30 Schliffebenen entspricht.

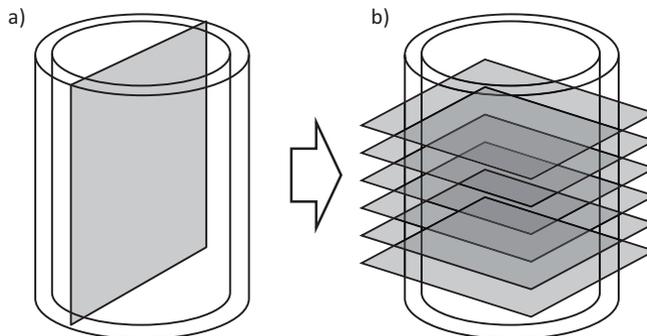


Abb. 6-4: a) Der Querschliff gibt nur bedingt Aufschluss über die Schichtdicke der Metallisierungsschicht. b) Um eine repräsentative Verteilung der Schichtdicke zu erhalten, wurden die Durchkontaktierungen sukzessive von der Oberseite her angeschliffen.

Die erhaltenen Schliffbilder einer Durchkontaktierung sind exemplarisch Abb. 6-5 zu entnehmen. Es wird vor allem nahe der Engstelle am Bohrungsaustritt der Durchkontaktierung deutlich, dass die Schichtdicke über den Umfang stark schwankt.

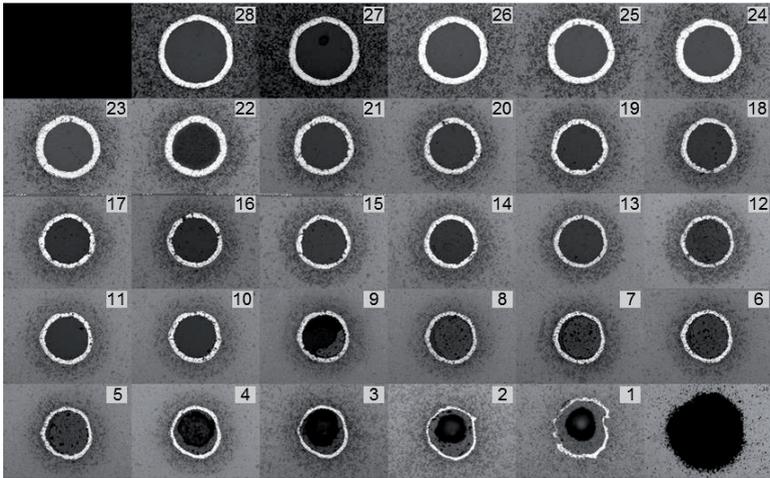


Abb. 6-5: Einzelbilder einer sukzessive axial abgeschliffenen Durchkontaktierung (zeilenweise Darstellung von oben nach unten). Am Bohrungsaustritt treten wesentlich kleinere Schichtdicken auf. Außerdem wird die Unregelmäßigkeit des Umfangs am Bohrungsaustritt deutlich. Die Schliffebene, wie auch in Abb. 6-6 verwendet, ist angegeben.

Anhand der Schliffbilder wurde die Querschnittsfläche der Metallisierungsschicht bestimmt. Realisiert wurde dies über eine optische Auswertung der Bilder, bei der diese binarisiert und dann die Querschnittsflächen der Metallisierungsschichten bestimmt wurden. Die Querschnittsfläche steigt von unten nach oben stark an. Im nächsten Schritt wurde für die bestimmten Flächen die korrespondierende Stromdichte bei einem Strom von  $I = 30 \text{ A}$  berechnet. Die Ergebnisse sind in Abb. 6-6 dargestellt.

Die radialsymmetrische Abbildung von Fehlstellen im Modell kann diese Schichtdickenverteilung nicht abbilden und es ist offensichtlich, dass ein 3D-Modell verwendet werden muss, um nicht radialsymmetrische Fehlstellen, respektive eine schwankende Schichtdicke über den Durchkontaktierungsmantel, abbilden zu können.

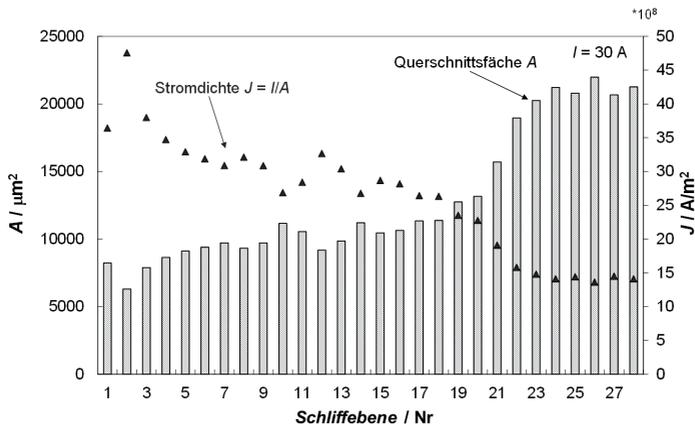


Abb. 6-6: Querschnittsfläche der Metallisierungsschicht (Balken) aufgetragen über die einzelnen Schliffebenen und die daraus resultierende Stromdichte (Symbole) bei einer Stromstärke von  $I = 30 \text{ A}$ .

Beim Vergleich der eben bestimmten Stromdichte mit der im Modell ermittelten Temperatur, ergibt sich auch mit dem 2D-Modell bereits eine gute Übereinstimmung. Entsprechend Abb. 6-7a wurde die Temperatur in der Metallisierungsschicht der Durchkontaktierung entlang der Strecke AB ausgewertet. Es wurde zum Einen das Temperaturprofil für eine ideal beschichtete Durchkontaktierung ausgewertet, zum Anderen das einer Durchkontaktierung mit einer Fehlstelle im unteren Bereich mit einer verbleibenden Schichtdicke  $d_{fs} = 8 \mu\text{m}$ . Beide zeigen eine deutliche Übereinstimmung mit den berechneten Stromdichten.

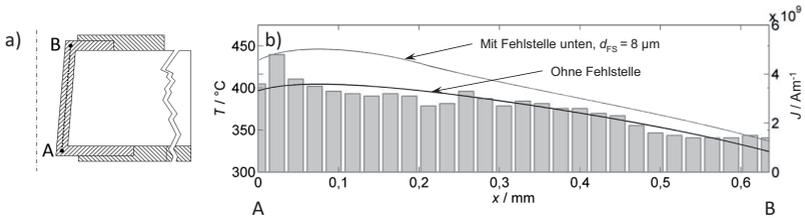


Abb. 6-7: a) Es wurde eine Strecke AB in der Mitte der Leiterbahn definiert b) Entlang der in Teilbild a) dargestellten Strecke wurde die Temperatur (Linien) für eine Durchkontaktierung ohne Fehlstelle und eine Durchkontaktierung mit Fehlstelle im unteren Bereich der Durchkontaktierung ( $d_{FS} = 8 \mu\text{m}$ ). Diese zeigen weitgehend Übereinstimmung mit der berechneten Stromdichte aus den hergestellten Axialschliffen (Balken).

Bei der Betrachtung der Querschnittsflächen der Durchkontaktierungen und den damit verbundenen Stromdichten ist der Bezug zum System der Dickschichtschaltungen zu beachten. Es stellt sich die Frage, wie die Stromtragfähigkeit von Durchkontaktierungen im Vergleich zu der von Leiterbahnen zu bewerten ist. Deshalb wurden die bestimmten Querschnittsflächen in ein Leiterbahnbreitenäquivalent  $b_{\text{Leiterbahn}}$  mit definierter Schichtdicke  $h_{\text{Leiterbahn}}$  und der Fläche  $A_{\text{Leiterbahn}} = A_{\text{Duko}}$  umgerechnet. Für eine angenommene Äquivalentschichtdicke von  $h_{\text{Leiterbahn}} = 10 \mu\text{m}$  ergeben sich nach Gleichung 6-1 Leiterbahnbreiten von 630  $\mu\text{m}$  bis 2200  $\mu\text{m}$ , wie in Abb. 6-8 dargestellt ist..

$$b_{\text{Leiterbahn}} = \frac{A_{\text{Duko}}}{h_{\text{Leiterbahn}}} \tag{6-1}$$

Für eine angenommene Schichtdicke von 15  $\mu\text{m}$  ergeben sich Leiterbahnbreiten von 420  $\mu\text{m}$  bis 1465  $\mu\text{m}$ . In der Betrachtung der Durchkontaktierung im realen Anwendungsumfeld ist die Wärmegeneration in umliegenden Bauteilen und das damit verbundene Temperaturprofil nicht zu vernachlässigen [4].

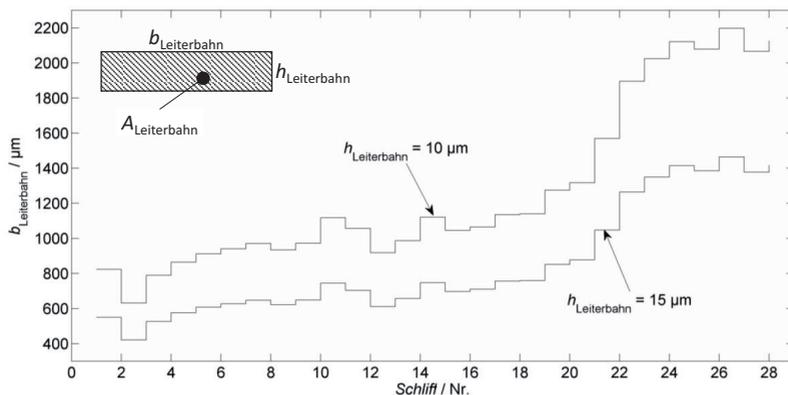


Abb. 6-8: Für die Querschnittsflächen der Durchkontaktierung (vgl. Abb. 6-6) wurde ein Leiterbahnbreitenäquivalent berechnet. Für eine angenommene Schichtdicke der Höhe  $h = 10 \mu\text{m}$  ergeben sich Leiterbahnbreiten von  $630 \mu\text{m}$  bis  $2200 \mu\text{m}$ , für eine angenommene Höhe  $h = 15 \mu\text{m}$  von  $420 \mu\text{m}$  bis  $1465 \mu\text{m}$ .

## 6.2 Materialkennwerte

Die Ergebnisse des Basismodells zeigen, dass die kalorischen Materialparameter den elektrischen Parametern gegenüber einen vernachlässigbaren Einfluss auf die entstehenden Maximaltemperaturen haben (vgl. Seite 61, Abb. 5-24). Deshalb wurden die elektrischen Materialparameter detaillierter untersucht, auf eine Bestimmung der kalorischen Materialparameter wurde hingegen verzichtet.

### 6.2.1 Spezifischer Widerstand

Aus den Ergebnissen der Parameterstudien auf Basis des idealisierten Basismodells geht hervor, dass die elektrischen Parameter, insbesondere der spezifische Widerstand  $\rho$ , den stärksten Einfluss auf die generierte Wärme und damit auf die entstehenden Maximaltemperaturen in der Durchkontaktierung haben. Im Folgenden wird die AgPd-Paste (Ag:Pd = 3:1) betrachtet, die für den Durchkontaktierungsdruck verwendet wurde.

Die Messungen zur Bestimmung des spezifischen Widerstandes von AgPd-Leiterbahnen wurden an Strukturen zur Bestimmung des Quadratwiderstandes von Metallisierungsschichten nach DIN 41850-2 durchgeführt, dargestellt in

Abb. 6-9a [86]. Zur Herstellung der Teststrukturen wurde eine halbautomatische Siebdruckmaschine (Ami Presco 485) verwendet. (22,5°, 325 mesh, Draht: 30  $\mu\text{m}$ , Maschenweite: 50  $\mu\text{m}$ , Emulsion: 20  $\mu\text{m}$ , Luftfeuchte: 46 %, Temperatur: 20 °C). Die Teststrukturen wurden auf 635  $\mu\text{m}$  dicke  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Substrate gedruckt (96 %). Nach der Nivellierungszeit von 15 Minuten wurden die Strukturen bei 130 °C 20 Minuten lang getrocknet und anschließend in einem Quarzrohrföfen (ATV Technologie GmbH, PEO-601) gesintert. Die Heizraten betragen bei Aufheizen und Abkühlen 50  $\text{Kmin}^{-1}$  und die Peaktemperatur von 850 °C wurde 10 Minuten gehalten. Eine der produzierten Strukturen ist in Abb. 6-9b dargestellt.

Es wurden die breitesten Leiterbahnen in Vierleitertechnik vermessen, wie in Abb. 6-9a dargestellt. Die Kontaktierung der Leiterbahnen wurde mittels Spaltschweißverfahren mit Platindrähten umgesetzt. Das Spaltschweißverfahren ist der Gruppe der Widerstandsschweißverfahren zuzuordnen. Ein Spaltschweißgerät (Unitek Peco) mit einem Spaltschweißkopf (Thinline Series 80) mit zwei Elektroden drückt den Kontaktierungsdraht auf die Metallisierungsschicht und bei Anlegen eines Stromes entsteht eine materialschlüssige Verbindung zwischen Draht und Metallisierung.

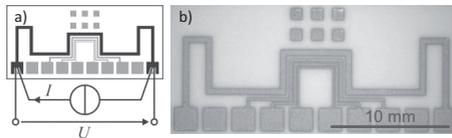


Abb. 6-9: a) Layout zur Bestimmung des Flächenwiderstandes und der Temperaturabhängigkeit des Widerstandes nach DIN41850-2. Kontaktiert wurde die breiteste Leiterbahn in Vierleitertechnik. b) Gekdruckte Struktur nach DIN41850-2.

Die Messung erfolgte in einem Rohföfen, der aus einem Aluminiumoxidrohr mit einer Heizwicklung bestand, der mit Druckluft gespült wurde. Geregelt wurde der Ofen über einen Regler der Fa. Eurotherm (Eurotherm 2614). Die Proben wurden in einem Probenträger aus Aluminiumoxid vermessen. Die angeschweißten Drähte wurden um die Platindrähte des Probenträgers gewickelt. Wie in Abb. 6-10 zu sehen ist, erfolgte die Regelung der Ofentemperatur und die Datenerfassung mittels eines Digitalmultimeters über einen PC. Dem Ofenregler wurde die Solltemperatur vorgegeben und die Temperatur zur Regelung der Heizleistung wurde im

Probenträger direkt an der Probe über ein Thermoelement bestimmt. Der Abstand zur Probe betrug weniger als einen Millimeter. Das zweite Thermoelement, das zur Erfassung der Temperatur mit dem Digitalmultimeter (Keithley 2700, Messkarte 7700) verwendet wurde, befand sich direkt neben dem Regelthermoelement. So wurde sichergestellt, dass Mess- und Regeltemperatur den gleichen Wert hatten. Mit dem Digitalmultimeter wurde außerdem der Widerstand in Vierleitertechnik gemessen. Zur Kompensierung von Thermospannungen wurde eine Offsetkorrektur durchgeführt [87, 88].

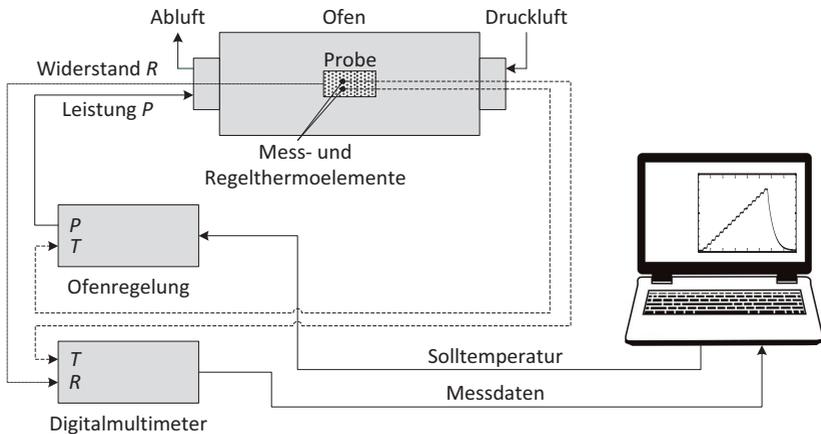


Abb. 6-10: Die Probe wurde in einem Rohrofen in Vierleitertechnik vermessen. Die Ofenregelung und die Erfassung der Messdaten erfolgten über einen PC. Mess- und Regelthermoelement liegen direkt nebeneinander unterhalb der Probe, um Regelabweichungen auszuschließen.

Im ersten Schritt wurde ein Temperaturprofil wie in Abb. 6-11a dargestellt verwendet. Die Temperatur wurde dabei in 50 K-Schritten erhöht, jeweils mit einer ausreichend großen Haltezeit um Gleichgewichtsbedingungen zu erreichen. Der während der Messung aufgezeichnete Widerstandsverlauf ist in Abb. 6-11b exemplarisch dargestellt.

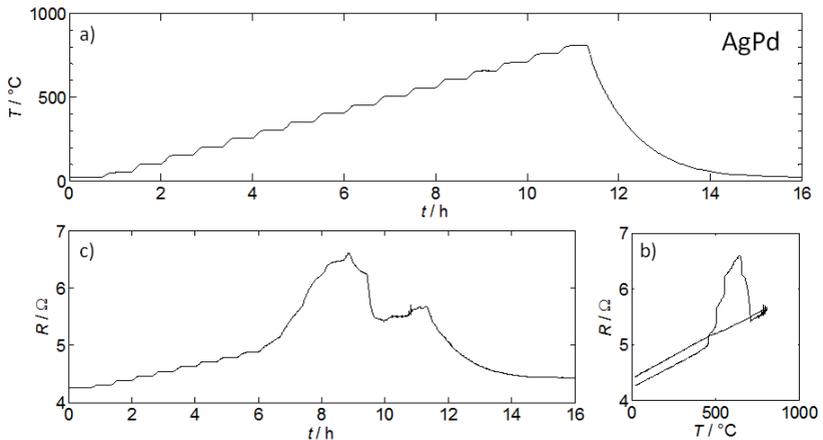


Abb. 6-11: a) Treppenprofil mit Schrittweiten von 50 °C von Raumtemperatur bis 850 °C  
 b) Korrespondierender Verlauf des simultan aufgezeichneten Widerstandsverlaufs in Vierleitertechnik, gezeigt am Beispiel einer AgPd-Probe. In c) ist der Widerstand in Abhängigkeit der Temperatur dargestellt.

Bis zu einer Temperatur von ca. 450 °C folgt der Widerstand der Temperatur linear, wie Abb. 6-11c zu entnehmen ist. Im Temperaturbereich zwischen ca.  $T = 450\text{ °C}$  und  $T = 700\text{ °C}$  besteht keine lineare Abhängigkeit des Widerstandes von der Temperatur (Abb. 6-11b und Abb. 6-11c). Der Widerstand steigt erst überproportional an, und kehrt dann wieder zum linearen Verlauf zurück, wie in Abb. 6-11c zu sehen ist. Dieser einzigartige Effekt während des Sinterns von Silberpalladium unter oxidierender Atmosphäre ist bekannt [19, 20, 21, 24, 25, 26, 27]. Wang et al. [20] und Pepin [21] zeigten für kopräzipitierte und legierte Silberpalladiumpulver, dass bei entsprechenden Temperaturen Palladiumoxid gebildet wird, welches bei höheren Temperaturen wieder reduziert wird. Die Stärke dieses Effektes ist dabei von den verwendeten Ausgangsstoffen zur Pastenherstellung abhängig [28]. Garino und Rodriguez [27] hingegen haben anhand von Hochtemperatur-XRD-Messungen, TGA- und DSC-Messungen nachgewiesen, dass der Effekt nicht nur auf die Bildung von Palladiumoxid zurückzuführen ist, sondern während des Aufheizens eine intermetallische Phase ( $\text{Ag}_3\text{Pd}$ ) gebildet wird. Das Maximum dieser gebildeten Phase liegt bei einem Palladiumanteil von 25 %, wie auch die in dieser Arbeit untersuchte

Silberpalladiumpaste mit einem Verhältnis von Ag:Pd = 3:1. Die Rolle des Sauerstoffs konnte nicht eindeutig geklärt werden, es ist aber eindeutig, dass unter der Abwesenheit von Sauerstoff keine Bildung einer intermetallischen Phase zu beobachten ist.

Bei der Betrachtung des Sinterprofils für gängige Dickschichtpasten, wie es in der Produktion verwendet wird, kann man vermuten, dass sich keine Gleichgewichtsbedingungen einstellen können. Im nächsten Schritt wurde deshalb ein an die Produktionsbedingungen angepasstes Temperaturprofil für die Widerstandsmessungen verwendet (Abb. 6-12). Dickschichtpasten sind Systeme, die sich nicht im Gleichgewichtszustand befinden, sondern für die durch das Sinterprofil ein metastabiler Zustand eingefroren wird [89].

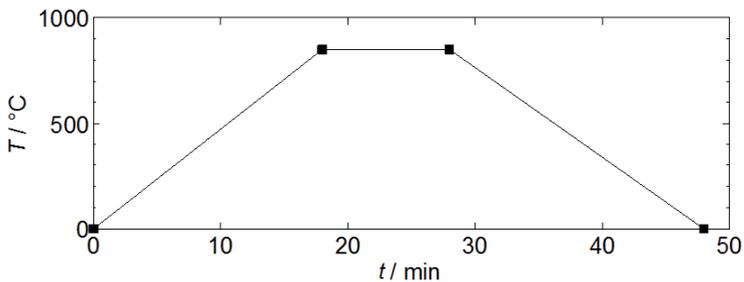


Abb. 6-12: An die Produktionsbedingungen angepasstes Temperaturprofil zur Bestimmung des temperaturabhängigen Widerstandes.

Limitiert durch die im gespülten Rohrofen erreichbaren Heiz- und Abkühlraten ergibt sich ein Temperaturprofil, wie es in Abb. 6-13a zu sehen ist. Die Aufheizraten sind ausreichend groß ( $> 40$  °C/min), so dass sich keine Gleichgewichtsbedingungen einstellen können und es nicht zu Oxidbildung kommt. Der Widerstand folgt der Temperatur jetzt ohne Unregelmäßigkeiten (Abb. 6-13b).

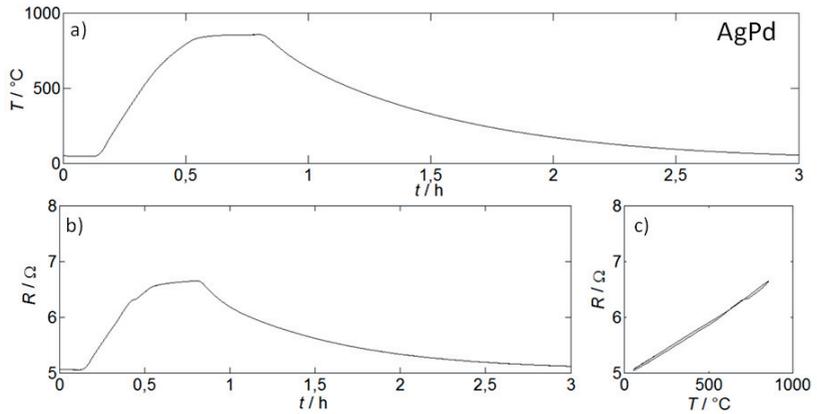


Abb. 6-13: Verlauf der Widerstandsbestimmung einer AgPd-Probe im Rohofen. In a) ist das Temperaturprofil dargestellt, in b) der Widerstandsverlauf und in c) die lineare Abhängigkeit des Widerstandes von der Temperatur.

Aus weiteren eigenen Arbeiten, die in [29, 31] veröffentlicht sind, aber den Rahmen der Arbeit sprengen würden, ist zu erwarten, dass sich die Anzahl der Sinterschritte auf die elektrischen Eigenschaften der Schichten auswirkt. In der Serienproduktion werden die Substrate bis zu deren Fertigstellung bis zu 14-mal gesintert, deshalb wurde das in Abb. 6-13 dargestellte Temperaturprofil entsprechend Abb. 6-14 periodisch wiederholt und somit die wiederholte Sinterung der Teststrukturen erreicht.

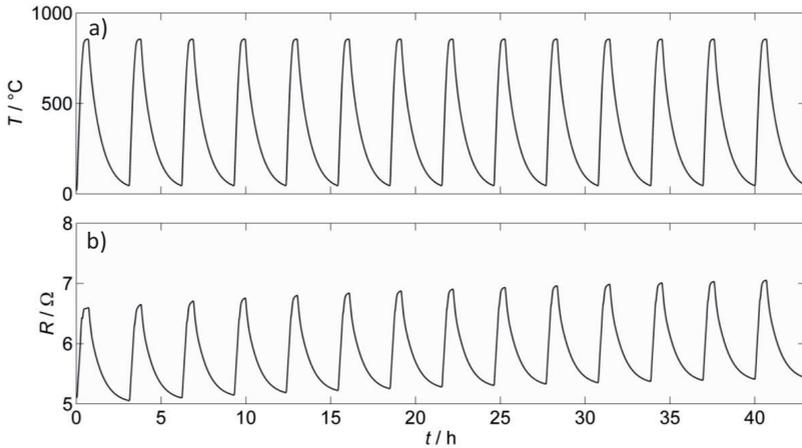


Abb. 6-14: a) Periodisches Temperaturprofil zur Bestimmung des Widerstandes zur Berücksichtigung der Sinterschritte in der Serienproduktion einer Dick-schichtschaltung. b) Der Widerstand folgt der Temperatur linear, wie in Abb. 6-13a1 gezeigt ist, und es ist eine Erhöhung des Widerstandes mit zunehmender Zahl der Sinterschritte zu beobachten.

Die Widerstandswerte wurden bei 50 °C und bei 850 °C aus dem arithmetischen Mittelwert über mehrere Widerstandswerte bestimmt. Dazu wurden die simultan aufgezeichneten Temperaturwerte verwendet. Für beide Bereiche (50 °C und 850 °C) wurde die Anzahl an Werten verwendet, deren Mittelwert innerhalb eines Toleranzbandes von 5 °C möglichst nahe am Zielwert liegt, wie schematisch in Abb. 6-15 dargestellt.

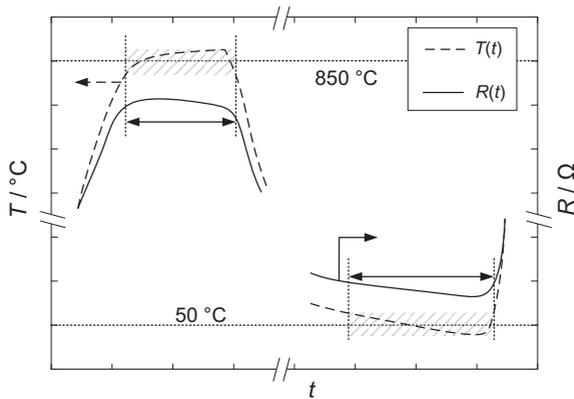


Abb. 6-15: Bestimmung der Werte, die zur Bildung des arithmetischen Mittels des Widerstandes verwendet wurden.

Daraus wurden diskrete Widerstandswerte für  $T = 50\text{ °C}$  ( $R_{50\text{ °C}}$ ) und  $T = 850\text{ °C}$  ( $R_{850\text{ °C}}$ ) erhalten. Um die Wiederholbarkeit der Messungen zu gewährleisten, wurden diese Tests an drei Proben durchgeführt. Die erhaltenen Widerstandswerte bei  $T = 50\text{ °C}$  steigen mit der Anzahl der Sinterschritte bis auf knapp 108 % des Anfangswertes an, wie Abb. 6-16 zu entnehmen ist. Das gleiche Verhalten ist bei  $850\text{ °C}$  zu beobachten (Abb. 6-17). Entgegen aller anderen Dickschichtpasten zeigt Silberpalladium auch hier eine Erhöhung des Widerstandes [31]. Beim wiederholten Sintern kompaktieren die Siebdruckschichten normalerweise und die fortschreitende Versinterung der Metallpartikel verursacht eine Reduktion des Widerstandes [29]. Es ist zu vermuten, dass die Erhöhung des Widerstandes hier mit dem Einfluss des Sauerstoffs aus der Sinteratmosphäre und dessen Einfluss auf das Redox-System Ag-Pd-O zusammenhängt, wie vorne bereits beschrieben [20, 24-28].

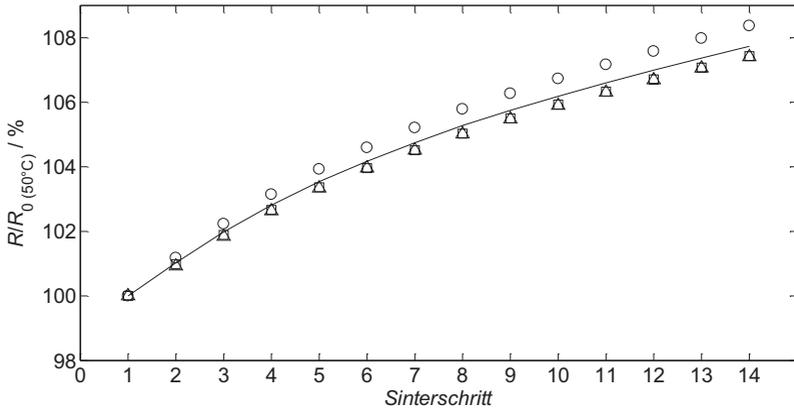


Abb. 6-16: Relative Widerstandsänderung  $R/R_0(50\text{ °C})$  der Siebdruckstrukturen aus AgPd bei  $T = 50\text{ °C}$  für drei Strukturen (Symbole) und dem Mittelwert der drei Messungen (Linie).

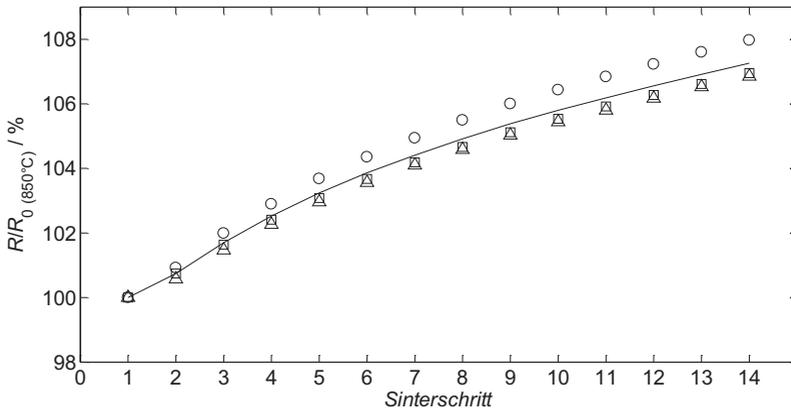


Abb. 6-17: Relative Widerstandsänderung  $R/R_0(850\text{ °C})$  der Siebdruckstrukturen aus AgPd bei  $T = 850\text{ °C}$  für drei Strukturen (Symbole) und dem Mittelwert der drei Messungen (Linie).

Um den spezifischen Widerstand zu bestimmen wurde im ersten Schritt der Flächenwiderstand

$$R_F = R \cdot \frac{b}{l} \quad (6-2)$$

verwendet. Für die verwendeten Strukturen ergibt sich ein Verhältnis von Länge  $l$  zur Breite  $b$  der Schicht von  $l/b = 100$ . Der Flächenwiderstand ist zudem über

$$R_F = \frac{\rho}{d} \quad (6-3)$$

mit dem spezifischen Widerstand  $\rho$  und der Schichtdicke  $d$  verknüpft. Damit berechnet sich der spezifische Widerstand für die vermessenen Schichten nach

$$\rho = R \cdot \frac{1}{100} \cdot d \quad (6-4)$$

In die Berechnung des spezifischen Widerstandes gehen alle in diesem Kapitel vorgestellten Widerstandsmessungen ein. Dabei wurden die Widerstandswerte bei 50 °C und die Schichtdicken gemittelt um Streuungen zu minimieren. Aus einem gemessenen Widerstand von 5,5 Ω ergibt sich ein spezifischer Widerstand von 4,9 Ωm bei  $T = 50$  °C für die planaren Siebdruckstrukturen aus AgPd bei einer Schichtdicke  $d = 9$  μm.

### **6.2.2 Temperaturkoeffizient des Widerstandes**

Wie bereits erläutert gibt der Temperaturkoeffizient des spezifischen Widerstandes dessen Abhängigkeit von der Temperatur an und berechnet sich nach Gleichung 4-2 auf Seite 21. Bedingt durch den Messbereich der Widerstandsmessungen wurde als Bezugspunkt für die relative Änderung des Widerstandes eine Referenztemperatur von  $T = 50$  °C ( $R_{50\text{ °C}}$ ) verwendet. Gleichung 4-2 darf in dieser Form nur verwendet werden, wenn der Widerstand der Temperatur direkt proportional ist. Eine lineare Abhängigkeit des Widerstandes von der Temperatur besteht, wie für zwei vermessene Strukturen nachgewiesen wurde (vgl. Abb. 6-18).

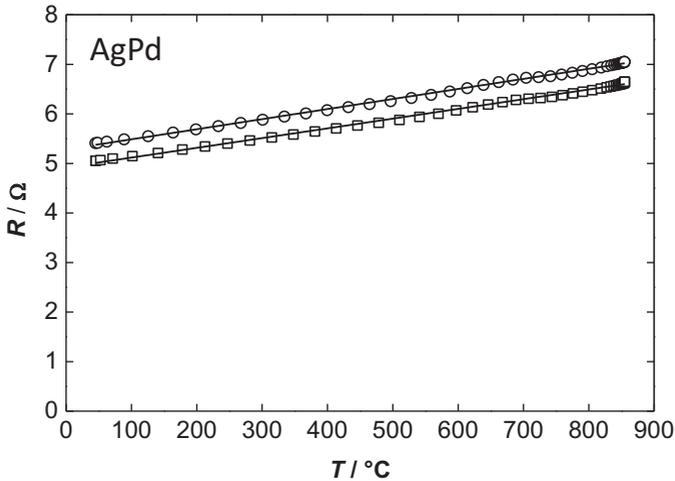


Abb. 6-18: Nachweis der linearen Abhängigkeit des Widerstandes von der Temperatur für zwei vermessene AgPd-Strukturen entsprechend Abb. 6-13 auf Seite 79

Für die Berechnung des  $TKR$  wurden die zuvor bestimmten Temperatur- und Widerstandswerte bei der Referenztemperatur von  $T = 50\text{ °C}$  ( $T_{50\text{ °C}}$ ,  $R_{50\text{ °C}}$ ) und bei der Temperatur  $T = 850\text{ °C}$  ( $T_{850\text{ °C}}$ ,  $R_{850\text{ °C}}$ ) verwendet, wie in Abb. 6-15 beschrieben. Nach Einsetzen der Werte in Gleichung 4-2 erfolgte die Berechnung entsprechend Gleichung 6-5. Analog zu den Messungen des Widerstandes erfolgte die Bestimmung des  $TKR$  in Abhängigkeit der Sinterschritte.

$$TKR = \frac{1}{R_{50\text{ °C}}} \cdot \frac{R_{850\text{ °C}} - R_{50\text{ °C}}}{T_{850\text{ °C}} - T_{50\text{ °C}}} \quad (6-5)$$

Werden Einflüsse der temperaturabhängigen Geometrie aufgrund von Wärmeausdehnungen vernachlässigt, lässt sich der Temperaturkoeffizient des spezifischen Widerstandes dem Temperaturkoeffizient des Widerstandes gleichsetzen, und kann so im Modell verwendet werden:

$$TKR \approx TK\rho \quad (6-6)$$

### Leiterbahnen

Die an Leiterbahnen gemessenen  $TKR$ -Werte sind in Abb. 6-19 für die sechs vermessenen Proben, die auch für die Widerstandsbestimmung verwendet wurden, dargestellt. Es ist eine Abnahme des  $TKR$  in Abhängigkeit der Sinterschritte zu

beobachten. Nach 14 Sinterschritten ergibt sich ein Mittelwert des  $TKR = 374 \text{ ppmK}^{-1}$ .

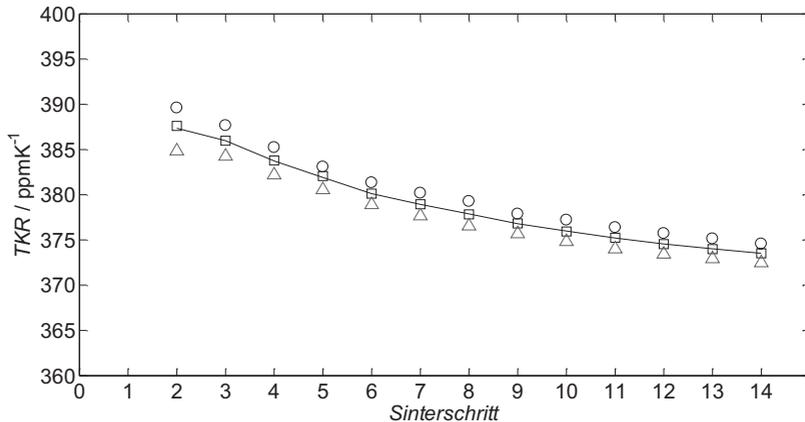


Abb. 6-19: Der Temperaturkoeffizient des Widerstandes für zwei vermessene AgPd-Strukturen zeigt fallende Werte in Abhängigkeit der Sinterschritte.

### Durchkontaktierungen

Aufgrund von Materialvermischungen von Silberpalladium, Silberplatin und dem Dielektrikum, mit dem die Substrate von der Rückseite bedruckt sind, ist zu erwarten, dass die  $TKR$ -Werte von Durchkontaktierungen gegenüber denen reiner Silberpalladiumleiterbahnen abweichen. Deshalb wurden im nächsten Schritt der Widerstand und der zugehörige  $TKR$  von 30 Durchkontaktierungen bestimmt. Dazu wurden einzelne Durchkontaktierungen mit dem Laser so aus dem Substrat vereinzelt, dass sie genauso wie die Leiterbahnen im Spaltschweißverfahren kontaktiert werden konnten, wie in Abb. 6-20 dargestellt. Um die Durchkontaktierungen in Vierleitertechnik zu messen, wurden sie mit jeweils zwei Platindrähten von der Vorder- und der Rückseite kontaktiert. Um den Kontakt zu verbessern, wurde zusätzlich ein Tropfen Platinpaste aufgegeben.

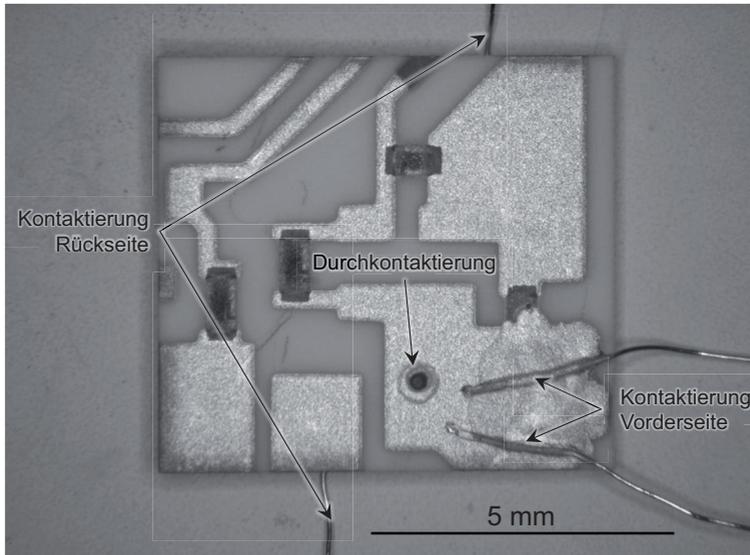


Abb. 6-20 Kontaktierung einer aus dem Substrat vereinzelt Durchkontaktierung von der Vorder- und der Rückseite des Substrates mittels Spaltschweißverfahren. Zusätzlich wurde ein Tropfen Silberplatinpaste aufgegeben, um den Kontakt zu verbessern.

Die Messung erfolgte, wie oben beschrieben, im Rohröfen mit dem an die Produktionsbedingungen angepassten Sinterprofil. Die an den 30 Durchkontaktierungen bestimmten Werte des  $TKR$  liegen um den Faktor zwei über dem der Leiterbahnen und zeigen eine starke Streuung von minimal  $550 \text{ ppmK}^{-1}$  bis maximal  $1070 \text{ ppmK}^{-1}$  mit einem Häufigkeitsmaximum bei ca.  $700 \text{ ppmK}^{-1}$ .

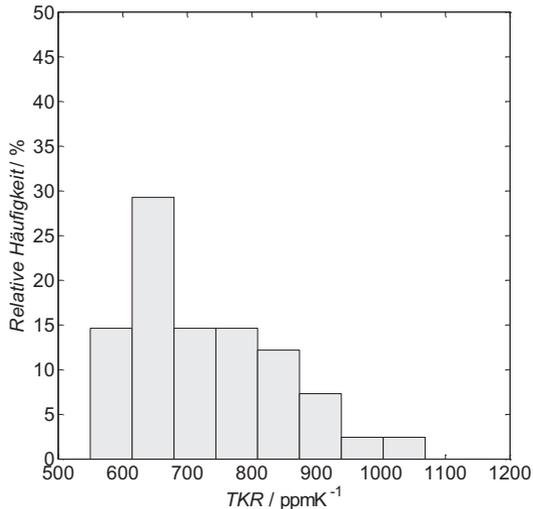


Abb. 6-21: Die  $TKR$ -Werte, die für die vermessenen Durchkontaktierungen bestimmt wurden streuen von minimal  $550 \text{ ppmK}^{-1}$  bis maximal  $1070 \text{ ppmK}^{-1}$

### **6.2.3 Widerstandsabweichung und Streuung der $TKR$ -Werte**

Der an Leiterbahnen gemessene spezifische Widerstand liegt wesentlich höher als erwartet wurde, während die bestimmten  $TKR$ -Werte zu niedrig erscheinen. Außerdem zeigen die Messergebnisse der  $TKR$ -Messungen an Durchkontaktierungen eine starke Streuung von  $550 \text{ ppmK}^{-1}$  bis  $1070 \text{ ppmK}^{-1}$ .

Um die starke Streuung der  $TKR$ -Werte der Durchkontaktierungen zu untersuchen, wurde die Zusammensetzung der Metallisierungsschicht analysiert. Zu diesem Zweck wurden EDX-Spektren entlang der in Abb. 6-22 dargestellten Linien aufgenommen. Es wurde ein Rasterelektronenmikroskop (LEO 1450 VP der Firma Zeiss) mit einem SE-Detektor, einem BSE-Detektor und einem EDX-System (INCA Energy 300 der Firma Oxford Instruments) verwendet. Bei der Auswertung der Linescans geht es nur sekundär um die quantitative Bestimmung der Anteile der Bestandteile der Metallisierungsschicht. Im Vordergrund steht die Untersuchung der Mannigfaltigkeit der Zusammensetzung, da durch die Vermischung der Pasten-, Substrat- und Dielektrikumsbestandteile starke Strukturunterschiede zu erwarten

sind, die Einfluss auf den spezifischen Widerstand und den Temperaturkoeffizienten des Widerstandes haben [22, 23].

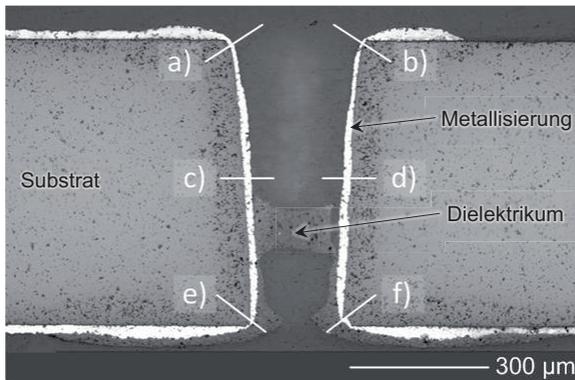


Abb. 6-22: In weiß sind von a) bis f) die Linien dargestellt, entlang derer EDX-Spektren aufgenommen wurden. Neben Substrat (hellgrau) und Metallisierung (weiß) ist das Dielektrikum (dunkelgrau) zu sehen, mit dem die Durchkontaktierungen von der Rückseite her verschlossen wurde.

Den in Abb. 6-23 exemplarisch für eine Durchkontaktierung dargestellten Ergebnissen der EDX-Messungen sind die Zusammensetzungen an den zu Abb. 6-22 korrespondierenden Linien von a bis f zu entnehmen. Am Bohrungseintritt wurden die Hauptbestandteile des Aluminiumoxidsubstrates (Al, O) und der Silberpalladiumbeschichtung (Ag, Pd) nachgewiesen, wie in Abb. 6-23a und b zu sehen ist. Außerdem wurde auf beiden Seiten des untersuchten Schliffes ein geringer Anteil Silizium detektiert. Dieses stammte wahrscheinlich aus der Glasfritte und befand sich im Übergangsbereich zwischen Substrat und Metallisierung. Auf der rechten Seite wurde zudem ein geringer Anteil Platin bestimmt, der mit einer Vermischung der Silberpalladium- und Silberplatinpaste aus dem Leiterbahndruck erklärt werden kann.

Im mittleren Bereich der Durchkontaktierung, dargestellt in Abb. 6-23c und d, wurden ähnliche Ergebnisse erhalten wie im oberen Bereich, außer dass zusätzlich Magnesium und Calcium nachgewiesen wurde. Sowohl für die Ergebnisse des oberen Bereichs der Durchkontaktierung sowie für den mittleren Bereich der Durchkontaktierung ist deutlich zu sehen, dass Silber und Palladium eine klare Abgrenzung zu beiden Seiten der Metallisierungsschicht haben und nahezu rein

vorliegen. Nur zum Substrat hin befindet sich eine Übergangszone, die sowohl Aluminiumoxid (Al, O) und Silberpalladium (Ag, Pd) enthält. Die übrigen nachgewiesenen Bestandteile Silizium, Kalzium und Magnesium liegen ebenfalls in diesem Bereich vor. Verbunden mit einem gleichermaßen erhöhten Sauerstoffanteil ist davon auszugehen, dass hier Glas- und Oxidbildung zur Haftung zwischen Substrat und Metallisierung führen. Platin wurde im Inneren der Durchkontaktierung nicht nachgewiesen.

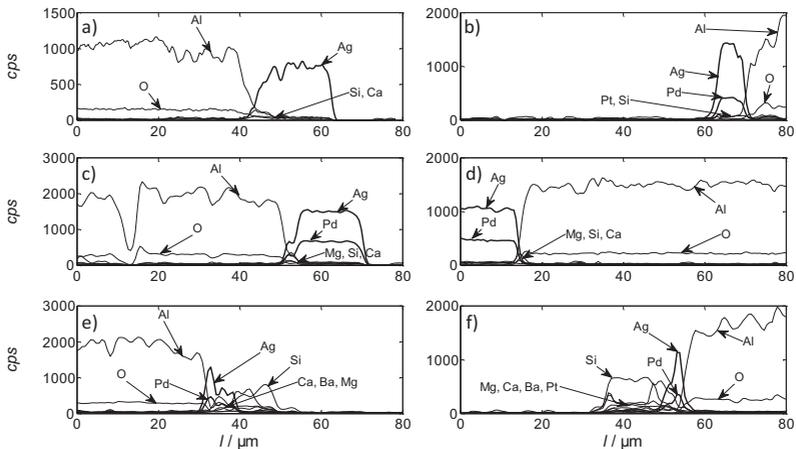


Abb. 6-23: Zusammensetzung der Metallisierungsschicht der Durchkontaktierung ausgewertet mittels EDX-Messungen an den in Abb. 6-22 dargestellten Bereichen (Linien).

Die Auswertung der Linescans im Bereich des Bohrungsaustritts (Abb. 6-22e und f) ergab, dass die erheblich dünnere Metallisierungsschicht vor allem zum Bohrungsmittelpunkt der Durchkontaktierung hin eine stärkere Vermischung mit Kalzium, Magnesium, Barium, Silizium und Aluminium zeigt. Diese stammen wahrscheinlich aus dem Dielektrikum (vgl. Abb. 6-22), das unter anderem aus Spinellen (z.B.  $MgAl_2O_4$ ) und Alumosilikatgläsern besteht und die Durchkontaktierungen von der Rückseite her verschließt. Der stark erhöhte Siliziumanteil, der zudem außerhalb der Metallisierungsschicht liegt, kann durch die starke Verglasung der  $Al_2O_3$ -Keramik beim Laserbohren der Durchkontaktierungsbohrungen erklärt werden [76, 79].

### **6.3 Fazit**

Die mit dem Basismodell identifizierten modellrelevanten Kenngrößen, also die Abmessungen der Durchkontaktierungen und die elektrischen Materialkennwerte wurden bestimmt. Der spezifische Widerstand und der Temperaturkoeffizient des spezifischen Widerstandes wurden anhand von Widerstandsmessungen von Leiterbahnen durchgeführt. Diese wurden in einem Rohrofen unter Verwendung eines Temperaturprofils entsprechend den Produktionsbedingungen in Vierleiter-technik vermessen. Diese Werte können nicht direkt in das Modell übernommen werden, da die Analyse der Zusammensetzung der Metallisierungsschicht in der Durchkontaktierungswandung starke Abweichungen von der Zusammensetzung einer reinen Silberpalladiumleiterbahn zeigte, da eine Vermischung der Durchkontaktierungspaste (AgPd) mit den umgebenden Materialien (AgPt und Dielektrikum) stattfindet. Es wird davon ausgegangen, dass die Silberplatinpaste des Rückseitendrucks des Verstärkungs- und Kontaktierungsdrucks mit fortschreitenden Sinterzyklen in die Durchkontaktierung diffundiert und so der spezifische Widerstand reduziert wird. Der spezifische Widerstand wurde deshalb um einen Faktor von 0,5 des gemessenen Wertes auf einen Wert von  $2,45 \cdot 10^{-7} \Omega\text{m}$  gesetzt. Der  $TK_{\rho}$  wurde aus den Messungen an Durchkontaktierungen übernommen und zu  $750 \text{ ppmK}^{-1}$  gesetzt.

Es wurden weitere Querschliffe von Durchkontaktierungen angefertigt und ausgewertet, mit dem Ergebnis, dass der Bohrungswinkel und die Schichtdicke im Modell angepasst werden müssen. Weiter wurden Durchkontaktierungen sukzessive von der Oberseite her abgeschliffen, um eine realistische Schichtdickenverteilung in der Durchkontaktierung zu erhalten. Auf dieser Basis lässt sich insbesondere die Form von dreidimensionalen Fehlstellen ableiten.

## 7 Verfeinertes Modell

Die im vorangehenden Kapitel gewonnenen Daten wurden in das Modell implementiert, um die Ergebnisse des Basismodells zu optimieren.

### 7.1 Verfeinertes Basismodell

#### Geometrische Parameter

Im ersten Schritt wurden die erhaltenen geometrischen Parameter in das radialsymmetrische 2D-Basismodell eingefügt. Die Substratdicke  $d_{\text{sub}}$  und die Dicke des Überlappungsdrucks  $d_r$  wurden unverändert aus dem Basismodell übernommen. Die Dicke der Metallisierungsschicht in der Durchkontaktierung wurde entsprechend den Ergebnissen aus Kapitel 6.1 von  $10\ \mu\text{m}$  auf  $12\ \mu\text{m}$  geändert. Der Radius des Bohrungseintritts wurde ebenfalls mit  $r_o = 156\ \mu\text{m}$  beibehalten, während der Bohrungswinkel entsprechend den Ergebnissen aus Kapitel 6.1 von  $\beta = 5^\circ$  auf  $\beta = 4^\circ$  verringert wurde, wie in Tab. 7-1 zusammengefasst.

Tab. 7-1: Angepasste, aus Querschliffen bestimmte geometrische Parameter, wie sie im verfeinerten Modell verwendet wurden. Zum Vergleich sind die im Basismodell verwendeten Parameter mit angegeben.

Geometrische Konstanten					
Variable	$d_{\text{sub}}$	$d_{\text{via}}$	$d_r$	$r_o$	$\beta$
Wert angepasst	635 $\mu\text{m}$	12 $\mu\text{m}$	25 $\mu\text{m}$	156 $\mu\text{m}$	$4^\circ$
Wert Basismodell	635 $\mu\text{m}$	10 $\mu\text{m}$	25 $\mu\text{m}$	156 $\mu\text{m}$	$5^\circ$

#### Materialparameter

Die Materialparameter der  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Keramik wurden genauso, wie auch für das Basismodell aus der Literatur übernommen.

Die Materialkennwerte, die im vorangehenden Hauptkapitel bestimmt wurden, können nur teilweise direkt übernommen werden. Es ist davon auszugehen, dass die Werte des spezifischen Widerstandes der vermessenen Leiterbahnen nur bedingt mit dem spezifischen Widerstand der Metallisierung in den Durch-

kontaktierungen übereinstimmen. Aus den EDX-Untersuchungen der Zusammensetzung der Metallisierung in den Durchkontaktierungen ist bekannt, dass eine starke Vermischung der unterschiedlichen Pastenbestandteile stattfindet. So wurde neben den offensichtlich aus der Dielektrikumspaste stammenden Elementen auch Platin nachgewiesen. Dieses kann nur aus dem silberplatinhaltigen Kontaktierungsdruck stammen. Berücksichtigt man den sowieso wesentlich geringeren spezifischen Widerstand des Silberplatin gegenüber Silberpalladium, ist ein wesentlich niedrigerer Wert des spezifischen Widerstandes anzusetzen als der an gemessenen DIN-Strukturen bestimmte. Außerdem ist das Phasendiagramm von Silber, Palladium, Platin und den weiteren Bestandteilen wesentlich komplexer, als das des reinen Silberpalladiums, was wahrscheinlich zu einer weiteren Änderung des spezifischen Widerstandes führt [90]. Der exakte Wert des spezifischen Widerstandes, mit dem im Weiteren gerechnet wird, wurde dementsprechend um den Faktor 0,5 angepasst und damit auf  $2,45 \cdot 10^{-7} \Omega\text{m}$  bei Raumtemperatur festgesetzt. Der Wert des  $TK\rho$  konnte übernommen werden, die kalorischen Materialkennwerte wurden nicht geändert. Alle Werte für Silberpalladium sind in Tab. 7-2 zusammengefasst. Der spezifische Widerstand für Silberplatin wurde analog den Messungen des Silberpalladiums bestimmt (vgl. Kapitel 6.2.1). Bei einer Schichtdicke von  $12 \mu\text{m}$  ergab sich ein spezifischer Widerstand von  $5,88 \cdot 10^{-7} \Omega\text{m}$  und ein  $TKR$  von  $2310 \text{ ppmK}^{-1}$ . Die Werte, die für die Silberplatinmetallisierung verwendet wurden, sind Tab. 7-3 zu entnehmen.

Tab. 7-2: Angepasste Materialparameter des Silberpalladiums (Material der Durchkontaktierungsmetallisierung)

Materialparameter Silberpalladium				
Variable	$\rho_0$	$TK\rho$	$\lambda$	$c_p$
Wert angepasst	$2,45 \cdot 10^{-7} \Omega\text{m}$	750 ppm/K	150 W/mK	240 J/kgK
Wert Basismodell	$2 \cdot 10^{-7} \Omega\text{m}$	750 ppm/K	150 W/mK	240 J/kgK
Quelle	gemessen exakter Wert angepasst	gemessen	[80]	[80]

Tab. 7-3: Angepasste Materialparameter des Silberplatin (Material des Rückseiten- und Überlappungsdrucks)

Materialparameter Silberplatin				
Variable	$\rho_0$	$TK\rho$	$\lambda$	$c_p$
Wert angepasst	$5,88 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$	2310 ppm/K	300 W/mK	220 J/kgK
Wert original	$2,5 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$	600 ppm/K	300 W/mK	220 J/kgK
Quelle	gemessen	gemessen	[80]	[80]

### Randbedingungen

Die Untersuchungen zum Einfluss der Randbedingungen in Kapitel 5.5.5 haben gezeigt, dass der Einfluss der Änderung der Randbedingungen vernachlässigbar ist, deshalb wurden die Randbedingungen aus dem Basismodell unverändert übernommen.

### Ergebnisse des verfeinerten Modells

Mit den angepassten Parametern wurde die gleiche Berechnung durchgeführt wie eingangs mit dem Basismodell. Entsprechend Abb. 7-1a wurde wieder ein Strompuls der Stromstärke  $I = 30 \text{ A}$  für 100 ms in die Durchkontaktierung eingeprägt. Das verfeinerte Basismodell zeigt etwas niedrigere Maximaltemperaturen als das Basismodell (Abb. 7-1d) und dementsprechend auch geringere Werte der Spannung (Abb. 7-1b) bzw. des Widerstandes (Abb. 7-1c). Im Vergleich zu einer Maximaltemperatur von  $513 \text{ °C}$  am Ende des Strompulses wird jetzt ein Maximum von  $465 \text{ °C}$  erreicht. Aus Kapitel 5.5.6 ist bekannt, dass die geometrischen Kennwerte wie der Bohrungswinkel  $\beta$  der Durchkontaktierungsbohrung und die Schichtdicke  $d_{\text{via}}$  neben dem spezifischen Widerstand der Durchkontaktierungsmetallisierung  $\rho$  die entstehenden Maximaltemperaturen dominieren. Trotz der Variation genau dieser Parameter wurden sehr ähnliche Werte erhalten. Der Temperaturanstieg, der als Folge auf den erhöhten spezifischen Widerstand auftreten würde, wird durch die dickere Metallisierungsschicht und den geringeren Bohrungswinkel kompensiert.

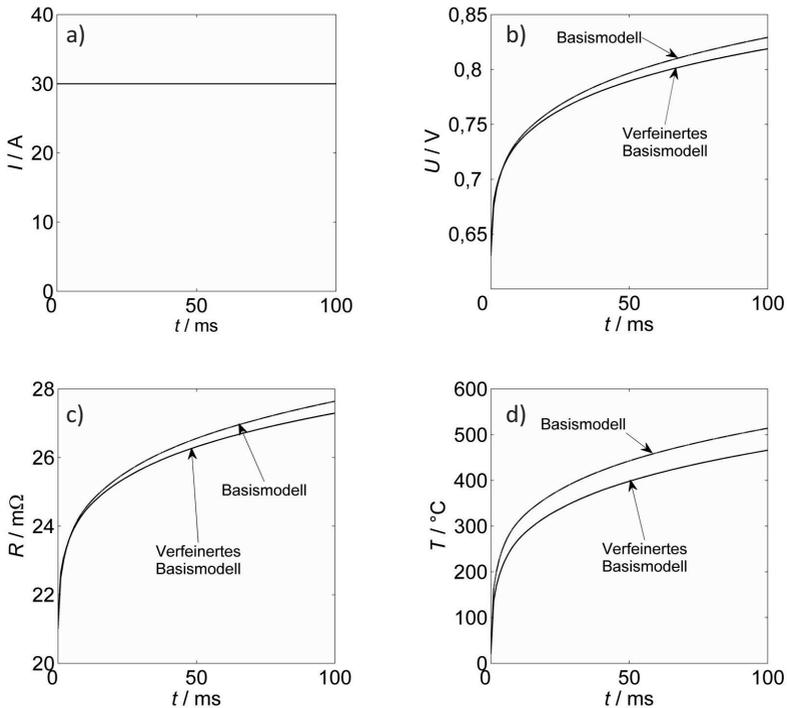


Abb. 7-1: Vergleich der Ergebnisse des Basismodells mit den Ergebnissen des verfeinerten Basismodells für einen Strompuls von  $I = 30 \text{ A}$  (a). Für das verfeinerte Basismodell werden etwas niedrigere Werte der Spannung bzw. des Widerstandes erreicht (b, c). Analog werden im verfeinerten Basismodell geringere Maximaltemperaturen erreicht (d).

## 7.2 Validierung

Es wurden unterschiedliche Möglichkeiten zur Validierung der Modellierungsergebnisse geprüft. Die Nutzung einer Thermokamera zum direkten Vergleich der berechneten Temperatur und der mit der Kamera gemessenen ist nicht möglich, da zum Einen keine Thermokameras mit der gleichzeitig geforderten räumlichen und zeitlichen Auflösung zur Verfügung stehen, und zum Anderen der Hot-Spot im Inneren der Durchkontaktierung liegt.

Deshalb wurden im nächsten Schritt die Modellierungsergebnisse mit den Ergebnissen der Hochstrommessungen validiert. Zu diesem Zweck wurden die Hochstrommessungen verwendet, die bereits im Kapitel 4 beschrieben wurden. Am

Hochstrommessplatz wurden ca. 1890 Durchkontaktierungen Hochstrommessungen unterzogen und deren Widerstandverlauf ausgewertet. In Kapitel 6.1 wurde gezeigt, dass die Durchkontaktierungsabmessungen eine große Streuung aufweisen. Dementsprechend zeigen auch die Ergebnisse der Hochstrommessungen eine große Streuung der Widerstandswerte. Eine Validierung der Modellierungsergebnisse mit Einzelmessungen erschien daher nicht zielführend. Stattdessen wurde der Widerstandsverlauf über den zeitlichen Verlauf aller Durchkontaktierungen gemittelt. Dabei wurden die Durchkontaktierungen berücksichtigt, die bis zur maximalen Teststromstärke von  $I = 30\text{ A}$  nicht zerstört wurden. In Abb. 7-2 sind alle 948 Messungen dargestellt und der daraus berechnete gemittelte Widerstandsverlauf.

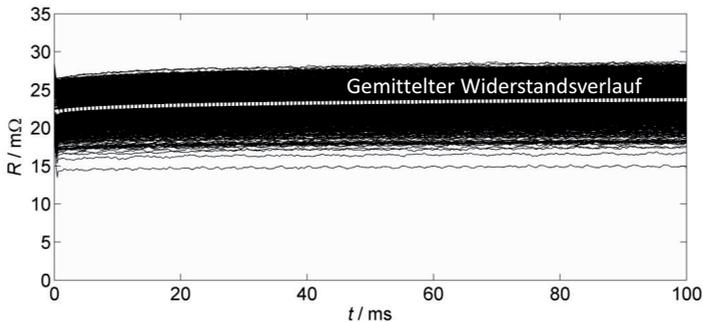


Abb. 7-2: In schwarz sind beispielhaft die Widerstandsverläufe von 948 Durchkontaktierungen bei einer Stromstärke von  $I = 20\text{ A}$  dargestellt. Der über alle Messungen gemittelte Widerstandsverlauf  $R(t)$  ist weiß gestrichelt dargestellt.

Die Mittelung des Widerstandes wurde für alle gemessenen Stromstärken von  $I = 2\text{ A}$  bis  $I = 30\text{ A}$  durchgeführt. Die gemittelten Verläufe der Widerstandsmessungen und die modellierten Widerstandsverläufe des verfeinerten Basismodells zeigen sehr gute Übereinstimmung, wie in Abb. 7-3 zu sehen ist. Lediglich für höhere Stromstärken ( $I > 26\text{ A}$ ) ist eine leichte Abweichung der modellierten Daten von den Messdaten zu beobachten.

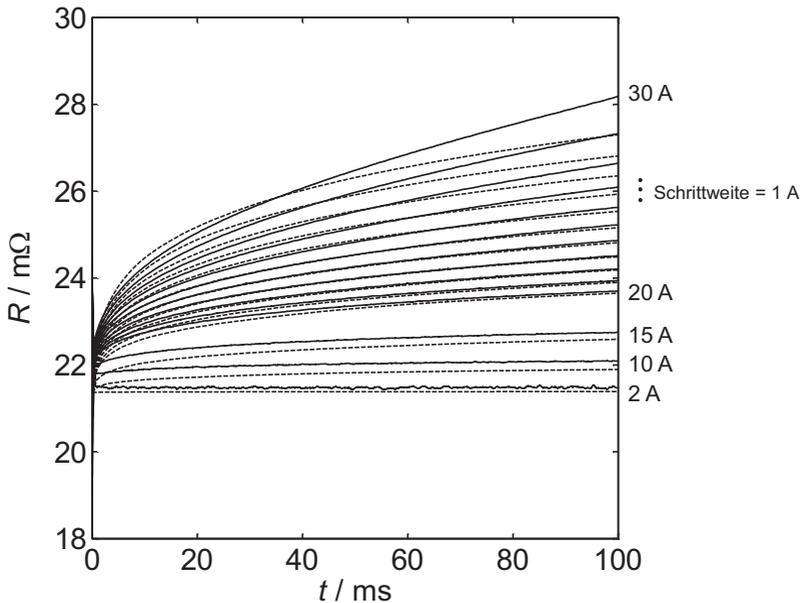


Abb. 7-3: Der Vergleich der gemessenen Widerstandsverläufe (durchgezogene Linien) und der modellierten Widerstandsverläufe (gestrichelte Linien) zeigt gute Übereinstimmung. Für höhere Stromstärken ( $> 26$  A) ist eine leichte Abweichung der modellierten Daten von den Messdaten zu beobachten.

In einer weiteren Verfeinerungsstufe soll in der folgenden Arbeit zum Einen betrachtet werden, ob und wie die Anbindung der Durchkontaktierung an die Peripherie eine Rolle für die entstehenden Temperaturen spielt. Zum Anderen soll das Verhalten der Durchkontaktierungen bei der Anwesenheit von asymmetrischen Fehlstellen untersucht werden und das Verhalten der Durchkontaktierungen während des Versagens beschrieben werden.

### **7.3 Systemanbindung der Durchkontaktierung**

In der vorliegenden Arbeit wurden Durchkontaktierungen bisher als isoliert betrachtetes Bauteil behandelt. Dabei wird außer Acht gelassen, dass im realen Anwendungsfall auch die Peripherie der Durchkontaktierungen erheblichen Einfluss

auf die Temperaturverteilung haben kann [83]. So können die motornah Positionierung sowie Wärmeentwicklung in umliegenden Bauteilen der Dick-schichtschaltung die Temperaturen in der Durchkontaktierung beeinflussen.

### 3D-Modell

Im Folgenden wird das radialsymmetrische 2D-Modell in ein 3D-Modell überführt. Die Kontaktierung erfolgt dabei über eine Leiterbahn, wie in Abb. 7-4 dargestellt ist. Die Stromdichte wird dabei nicht mehr über den gesamten Ring des Verstärkungsdruckes definiert, sondern für die Stirnfläche der Leiterbahn, wie in Abb. 7-4a eingezeichnet ist. Die modellierte Geometrie mit Durchkontaktierungsdruck, Überlappungsdruck, Rückseitenmetallisierung und Leiterbahn mit ausgeblendetem Substrat ist Abb. 7-4b zu entnehmen.

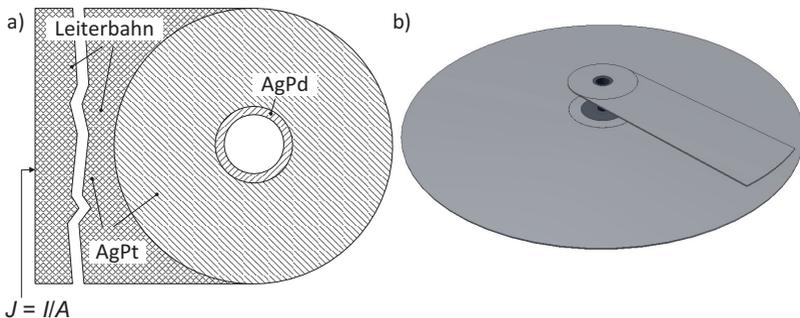


Abb. 7-4: a) Draufsicht einer Durchkontaktierung, die über eine Leiterbahn kontaktiert wurde. Für das Material der Leiterbahn wurde entsprechend dem Überlappungsdruck AgPt definiert, die Stromdichte wird an der Stirnfläche der Leiterbahn eingepägt. b) Leiterbahn, Überlappungsdruck, Durchkontaktierungsdruck und Rückseitenmetallisierung der modellierten Geometrie

Die Breite der Leiterbahn wurde mit 1,4 mm gleich dem Durchmesser des Überlappungsdrucks gesetzt. Die Dicke der Leiterbahn wurde auf 25  $\mu\text{m}$  gesetzt, was der Dicke des Überlappungsdrucks entspricht. Berechnet man die Äquivalentleiterbahnbreite  $b_{\text{Leiterbahn}}$  nach Gleichung 6-1 für eine Leiterbahn mit 25  $\mu\text{m}$  für die durchströmte Querschnittsfläche einer Durchkontaktierung, wie auf Seite 74 in Abb. 6-8 bereits für Schichtdicken von 10  $\mu\text{m}$  und 15  $\mu\text{m}$  gezeigt, entspricht das einer Leiterbahnbreite von 880  $\mu\text{m}$ . So wurde sichergestellt, dass die

Wärme-generation in der Leiterbahn die Maximaltemperaturen in der Durchkontaktierung im ersten Schritt kaum beeinflusst. Beim Vergleich des 3D-Basis-Modells mit dem verfeinerten radialsymmetrischen 2D-Basismodell wurden annäherungsweise identische Werte erzielt.

### **Kontaktierungsvarianten**

Die Kontaktierung der Durchkontaktierungen auf der Rückseite des  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Substrates kann anstelle der vollflächigen Rückseitenmetallisierung auch über Leiterbahnen erfolgen, genauso wie auf der Oberseite. Außerdem ist eine Kontaktierung über Leiterbahnen mit geringerer Leiterbahnbreite als 1,4 mm naheliegend. Gängige Leiterbahnbreiten liegen im Bereich zwischen 125  $\mu\text{m}$  bis 500  $\mu\text{m}$  [14, S. 73]. Im nächsten Schritt wurden zwei Varianten der Kontaktierung der Durchkontaktierung untersucht. Zum Einen kontaktiert mit einer Leiterbahn von der Oberseite und einer vollflächigen Rückseitenmetallisierung, zum Anderen kontaktiert mit Leiterbahnen von Vorder- und Rückseite. Die Leiterbahnbreite betrug 500  $\mu\text{m}$ . Im Fall der Kontaktierung mittels Leiterbahnen mit geringerer Leiterbahnbreite tragen auch diese aufgrund der erhöhten Stromdichte zur Wärme-generation bei. Der Betrag der generierten Wärme in der Leiterbahn ist aufgrund der Verwendung von Silberplatin aber wesentlich niedriger als in der Durchkontaktierung, da dessen spezifischer Widerstand mit  $\rho_{\text{AgPt}} = 5,88 \cdot 10^{-8} \Omega\text{m}$  um etwa Faktor 4 kleiner ist als der spezifische Widerstand des Silberpalladiums mit  $\rho_{\text{AgPd}} = 2,45 \cdot 10^{-7} \Omega\text{m}$ . Die Temperaturverteilung für beide berechnete Modelle zeigt eine ungleichmäßigere Temperaturverteilung, da in den metallisierten Bereichen eine erhöhte Wärmeleitung im Vergleich zu nichtmetallisierten Bereichen auftritt. In den entstehenden Maximaltemperaturen sind kaum Unterschiede zu beobachten.

Wie oben bereits gezeigt, reicht die kurze Zeit, in der die Wärme entsteht, nicht aus, um ein Wegdiffundieren der Wärme vom Ort der Entstehung zu ermöglichen. Die Anbindung der Durchkontaktierung an das System der Dickschichtschaltung kann die Temperaturverteilung in der Umgebung der Durchkontaktierungen zwar geringfügig beeinflussen, die Temperaturen in der Durchkontaktierung ändern sich aber nahezu nicht. Die Anbindung der Durchkontaktierung an die Dickschichtschaltung ist damit bei Hochstrombelastung von untergeordneter Bedeutung und eine Betrachtung der Durchkontaktierung als eigenständiges Bauelement sinnvoll.

Im Folgenden sollten deshalb weiter die Vorgänge innerhalb der Durchkontaktierung untersucht werden.

#### **7.4 Asymmetrische Fehlstellen**

Eine erhebliche Einschränkung des radialsymmetrischen 2D-Modells ist, dass Fehlstellen nur radialsymmetrisch implementiert werden können, wie in Kapitel 5.6 gezeigt. Mit dem erstellten 3D-Modell konnten nun auch Fehlstellen berechnet werden, die sich nicht über den gesamten Umfang der Mantelfläche der Metallisierungsschicht der Durchkontaktierung erstrecken. Aus den Ergebnissen der Axialschliffe aus Kapitel 6.1 wird offensichtlich, dass diese Form der Fehlstellen der Realität wesentlich näher kommt. Im vorliegenden Kapitel werden unterschiedliche Modifikationen von Fehlstellen untersucht, um deren Einfluss auf die auftretenden Temperaturen in der Durchkontaktierung zu untersuchen.

Im ersten Schritt wurden einfache Fehlstellen eingefügt. Dabei wurde ein Bereich der Metallisierungsschicht definiert, der sich über einen Winkel  $\varphi$  erstreckt. In diesem Bereich wurde die Schichtdicke  $d_{FS}$  variiert. Das bedeutet, die Fehlstelle wurde quantitativ durch den Fehlstellenwinkel  $\varphi$  und die verbleibende Schichtdicke in der Fehlstelle  $d_{FS}$  definiert (vgl. Abb. 7-5). Außerdem wurde im Rahmen der Untersuchung der Systemanbindung der Winkel  $\delta$  festgelegt, den Leiterbahn und Fehlstelle einschließen, wie in Abb. 7-5a dargestellt ist. Die Schichtdicke der restlichen Metallisierungsschicht  $d_{via}$  wurde nicht verändert. Die eingeführte Fehlstelle erstreckt sich außerdem in Richtung der Bohrungsachse der Durchkontaktierung ausgehend vom Bohrungsaustritt  $200\ \mu\text{m}$  in die Durchkontaktierung hinein. Auf eine Untersuchung von Fehlstellen im oberen Bereich der Durchkontaktierungen wurde verzichtet, da in Kapitel 5.6 bereits nachgewiesen wurde, dass deren Einfluss auf die entstehenden Maximaltemperaturen vergleichsweise gering ist.

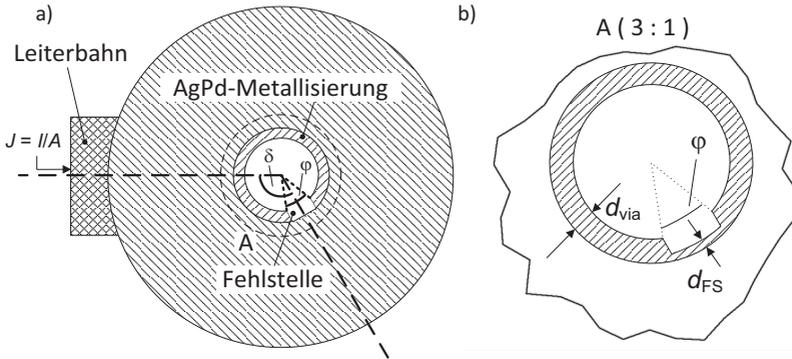


Abb. 7-5: Definition von nicht radialsymmetrischen Fehlstellen a) Es wurden der Winkel  $\varphi$  definiert, über den sich die Fehlstelle erstreckt, und der Winkel  $\delta$ , den die Fehlstelle mit der Leiterbahn einschließt. b) In der Detailansicht (A) wird zusätzlich die verbleibende Dicke der Metallisierungsschicht in der Fehlstelle  $d_{FS}$  definiert.

Ausgehend von einer vollständigen, gleichmäßigen Beschichtung der Durchkontaktierungsmantelfläche mit  $d_{FS} = d_{via} = 12 \mu\text{m}$  wurde  $d_{FS}$  in Inkrementen von  $3 \mu\text{m}$  bis auf  $0 \mu\text{m}$  reduziert. Für jede Fehlstellendicke wurde der Fehlstellenwinkel  $\varphi$  sukzessive in  $30^\circ$ -Schritten von  $\varphi = 30^\circ$  bis  $\varphi = 180^\circ$  erhöht.

Bei einer Schichtdicke in der Fehlstelle von  $d_{FS} = 9 \mu\text{m}$  ist der Einfluss des Fehlstellenwinkels selbst bei einem Winkel von  $\varphi = 180^\circ$  sehr gering, wie Abb. 7-6 zu entnehmen ist. Im Vergleich zur vollständigen Beschichtung mit  $472^\circ\text{C}$  werden mit  $513^\circ\text{C}$  nur geringfügig höhere Maximaltemperaturen erreicht. Mit sinkender Fehlstellendicke steigt der Einfluss des Fehlstellenwinkels massiv an. So werden für einen Fehlstellenwinkel von  $180^\circ$  und einer Fehlstellendicke von  $6 \mu\text{m}$  bereits Maximaltemperaturen von  $592^\circ\text{C}$  erreicht, für  $3 \mu\text{m}$  Maximaltemperaturen von  $762^\circ\text{C}$  und Maximaltemperaturen von  $1516^\circ\text{C}$  für eine vollständig fehlende Beschichtung in der Fehlstelle.

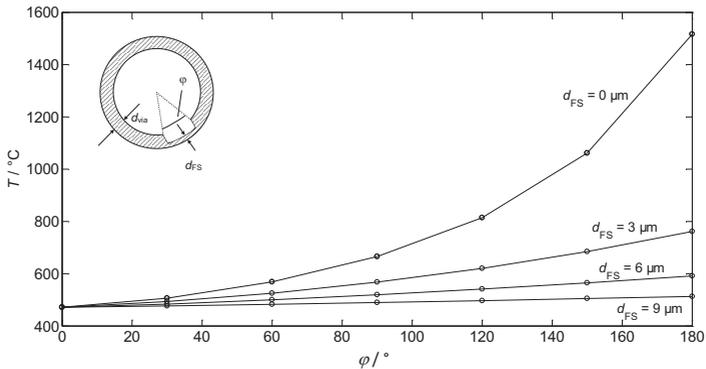


Abb. 7-6: Bei geringen verbleibenden Schichtdicken  $d_{FS}$  hat der Fehlstellenwinkel  $\varphi$  nur geringen Einfluss auf die auftretenden Maximaltemperaturen. Mit sinkender Fehlstellendicke  $d_{FS}$  hat die Ausprägung des Fehlstellenwinkels erheblichen Einfluss auf die Maximaltemperaturen.

Im nächsten Schritt wurde der Einfluss des Winkels zwischen Leiterbahn und Fehlstelle  $\delta$  untersucht. Es wurden Simulationen mit  $\delta = 0^\circ$ ,  $\delta = 90^\circ$  und  $\delta = 180^\circ$  durchgeführt. Genauso wie für die Untersuchung des Einflusses der Fehlstellendicke  $d_{FS}$  wurde für jeden Wert von  $\delta$  der Fehlstellenwinkel  $\varphi$  sukzessive in  $30^\circ$ -Schritten von  $\varphi = 30^\circ$  bis  $\varphi = 180^\circ$  erhöht. Die Ergebnisse zeigen einen vernachlässigbaren Einfluss des Kontaktierungswinkels auf die auftretenden Maximaltemperaturen. Demnach hat die Lage der Fehlstelle im Verhältnis zur kontaktierenden Leiterbahn keinen Einfluss auf die in der Durchkontaktierung entstehenden Maximaltemperaturen.

Die unregelmäßige Beschichtung der Durchkontaktierungen sowohl über den Umfang als auch in Richtung der Bohrungsachse haben erheblichen Einfluss auf die lokal auftretenden Temperaturen in der Durchkontaktierung und können vor allem im Bereich der Schwachstelle der Durchkontaktierungen zu Temperaturen führen, die die Betriebstemperaturen um ein Vielfaches übersteigen können [91].

Im Weiteren wurden Fehlstellen in mehrfacher Ausführung berechnet. Für die Untersuchungen wurde angenommen, dass insgesamt die Hälfte der Durchkontaktierungsmetallisierung im Bereich der kritischen Stelle am Bohrungsaustritt über den Umfang nur die halbe Schichtdicke  $d_{FS} = d_{via}/2$  aufweist. Das bedeutet, dass die Gesamtquerschnittsfläche, die für den Stromtransport zur Verfügung steht,

unabhängig von der Anzahl der Fehlstellen konstant gehalten wurde. Dann wurde die Anzahl  $n$  der Fehlstellen variiert und der Fehlstellenwinkel  $\varphi$ , über den sich die einzelnen Fehlstellen erstrecken, berechnet. Eine Variation von  $n = 1$  bis  $n = 8$  ergab dabei nur einen Temperaturunterschied von 22 °C, bei  $n = 1$  berechnete sich eine Temperatur von 971 °C, für  $n = 8$  von 949 °C.

### **7.5 Versagensmechanismen**

Die Versagensmechanismen der verschiedenen Bauteile in Dickschicht-Schaltungen sind in der Vergangenheit ausführlich untersucht worden, so beispielsweise von Lötverbindungen [92]. Nachdem der Einfluss der Systemanbindung der Durchkontaktierungen und die Analyse von dreidimensionalen Fehlstellen im Hinblick auf die entstehende Temperaturverteilung in den Durchkontaktierungen erörtert wurden, soll im Folgenden das Versagen von Durchkontaktierungen im Modell abgebildet werden.

In Schlifffbildern von zerstörten Durchkontaktierungen sind kreisrunde, von der restlichen Metallisierungsschicht isolierte Bereiche der Metallisierung erkennbar. Diese sind eingebettet in ebenfalls aufgeschmolzenes Material des Dielektrikums, wie auf Seite 27 in Abb. 4-10 exemplarisch für vier Durchkontaktierungen zu sehen ist. Betrachtet man außerdem die Bereiche, in denen die Metallisierungsschicht fehlt, erkennt man ein Versagen der Durchkontaktierungen im Bereich des Bohrungsaustritts. Die Modellierungen der letzten beiden Kapitel haben gezeigt, dass die Maximaltemperaturen in genau diesem Bereich zu erwarten sind (Hot-Spot).

Es wird vermutet, dass es bei Versagen der Durchkontaktierung unter anderem zu einem lokalen Aufschmelzen der Metallisierungsschicht am Hot-Spot kommt. Gleichzeitig findet, verursacht durch die schlagartig auftretende Temperaturerhöhung, ein Verdampfen von Metallisierungsbereichen statt. Die aufgeschmolzene Paste wird förmlich aus der Durchkontaktierung geschleudert. Dieser Effekt ist als elektrische Explosion bekannt und wurde für Leiterbahnen in der Literatur beschrieben [93, 94]. Bei der Zerstörung der Durchkontaktierungen im Hochstromtest wurde in guter Übereinstimmung zur Literatur ein Lichtblitz beobachtet.

Der Verlauf des Widerstandes über die Zeit  $R(t)$  bei Zerstörung ist in Abb. 7-7 exemplarisch für eine Durchkontaktierung dargestellt, die bei  $I = 28 \text{ A}$  zerstört wurde. Beginnend ab einer Zeit von knapp 50 ms steigt der Widerstand überproportional an und innerhalb weniger Millisekunden ist die Durchkontaktierung zerstört. Dieses Verhalten entspricht Fall 3 bei der Bestromung von Durchkontaktierungen (vgl. Kapitel 3.1). Dieser Verlauf soll im Modell abgebildet werden.

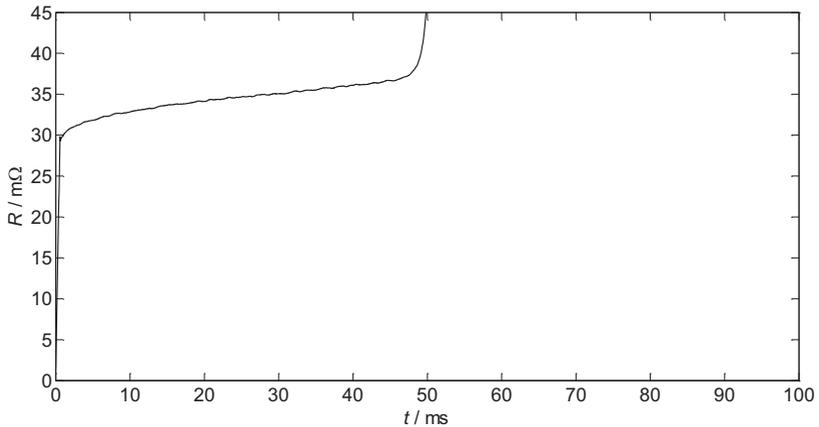


Abb. 7-7: Der gemessene Widerstandsverlauf einer Durchkontaktierung, die bei  $I = 28 \text{ A}$  zerstört wurde, nimmt anfangs näherungsweise linear mit der Zeit zu. Bei Beginn der Zerstörung steigt der Widerstand überproportional an, entsprechend zu Fall 3 bei der Bestromung von Durchkontaktierungen.

Um den Prozess des Versagens in das FEM-Modell zu implementieren, wurde im ersten Schritt ein Schmelzpunkt  $T_M$  für die Metallisierungsschicht definiert. Dem Phasendiagramm von Silber und Palladium nach liegt der Schmelzpunkt  $T_M$  für eine reine Silberpalladiumlegierung mit Ag:Pd = 3:1 bei ca.  $1135 \text{ °C}$  [95, 96]. Aus Kapitel 6.2.3 ist bekannt, dass die Zusammensetzung der Metallisierung an der Schwachstelle der Durchkontaktierung, also am Bohrungsaustritt aus wesentlich mehr Bestandteilen als nur Silber und Palladium besteht. Es wurden Platin, Silizium, Calcium, Magnesium und Barium nachgewiesen. Nach dem Raoult'schen Gesetz der Gefrierpunktniedrigung ist mit steigender Anzahl der Bestandteile eine erhebliche Reduzierung des Schmelzpunktes der Metallisierung zu erwarten [97]. Für die hier durchgeführten Berechnungen wurde der Schmelzpunkt auf  $500 \text{ °C}$  gesetzt. Dieser Wert wurde niedrig gewählt, um den Versagensvorgang im

bestehenden Modell abbilden zu können. Hierbei steht die phänomenologische Wiedergabe des Versagensvorgangs der Durchkontaktierung bei Hochstrombelastung im Vordergrund, weniger die Absolutwerte, bei denen Versagen eintritt. Dennoch erscheint diese Temperatur plausibel, wenn man das Widerstandsverhalten von AgPd in Abhängigkeit der Temperatur in Abb. 6-11 betrachtet. Ab dieser Temperatur nimmt  $R$  stark zu, wenn auch besonders ausgeprägt nur im Falle einer langsamen Temperaturerhöhung. Dennoch könnte man durch die innige Vermischung des AgPd-Metalls mit den Oxiden vermuten, dass sich leichte Widerstandserhöhungen der Schicht ab etwa 500 °C einstellen. Dies würde an dieser Stelle zu einem starken Temperaturanstieg führen und damit den Strom in die eh schon dünne Fehlstelle zwingen. Dadurch wird diese noch heißer und oxidiert ebenfalls auf. Dies führt zu einem sich selbst verstärkenden Prozess.

Für das Modell wurde angenommen, dass die Bereiche der Metallisierungsschicht, in denen  $T_M$  überschritten wird, aufschmelzen und nicht mehr als Leitpfad zur Verfügung stehen. Wie in Abb. 7-8 für einen rechteckigen Leiter skizziert, verringert sich die durchströmte Querschnittsfläche (vgl. Strecke A-B), was bei konstantem Strom  $I$  zu einer höheren Stromdichte  $J$  führt und damit nach Gleichung 5-1 in einer höheren Wärmegeneration resultiert, wodurch das Versagen der Durchkontaktierung noch beschleunigt wird. Die Temperatur (Ausgangsgröße) beeinflusst den Widerstand (Eingangsgröße), welcher über die Wärmegeneration wieder die Temperatur beeinflusst – es liegt eine klassische positive Rückkopplung vor [98]. Die Bereiche, in denen  $T > T_M$  erreicht ist, sollen für den Stromfluss nicht mehr zur Verfügung stehen, wie in Abb. 7-8 skizziert ist. Die Entfernung der aufgeschmolzenen Bereiche wurde über die Temperaturabhängigkeit des spezifischen Widerstandes  $\rho(T)$  in das Modell implementiert.

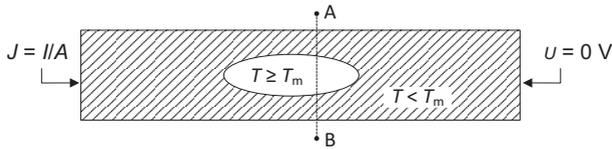


Abb. 7-8: Bereiche, deren Temperatur  $T$  größer gleich der definierten Schmelztemperatur  $T_m$  sind (nicht schraffierte Fläche), sollen dem Leitpfad nicht mehr zur Verfügung stehen. Bei Betrachtung des Schnitts von A nach B wird deutlich, dass sich die durchströmte Querschnittsfläche des Leiters durch die Ausbreitung der Schmelzphase verringert, was zu einer Erhöhung der Stromdichte und damit zu einer positiven Rückkopplung führen wird.

Aus den Ergebnissen der Hochstrommessungen ist bekannt, dass die Zerstörung der Durchkontaktierungen in einem Bereich weniger Millisekunden stattfindet, wie exemplarisch für eine Durchkontaktierung in Abb. 7-9 dargestellt. Dabei muss mit sehr hohen Gradienten umgegangen werden, gleichermaßen in räumlicher wie auch in zeitlicher Hinsicht. Die Lösung eines solchen Problems steht im Prinzip der normalen Funktionsweise eines FEM-Programms genau entgegen. Bei der transienten Berechnung wird angestrebt, die Zeitschritte zwischen den einzelnen Berechnungsschritten möglichst groß zu wählen. Um derart große Gradienten in der Modellierungssoftware behandeln zu können, musste zum einen extrem fein vernetzt und sehr kleine Zeitschritte gewählt werden. Die Zeitschritte zwischen zwei Berechnungsschritten betragen 10 ns. Zum anderen können einzelne Bereiche nicht von einem auf den anderen Berechnungsschritt um mehrere Größenordnungen verändert werden. Deshalb musste ein Vorgehen gewählt werden, dass mit Hilfe einer Hilfsgröße einen möglichst hohen Anstieg des spezifischen Widerstandes  $\rho(T)$  mit der Temperatur ab Erreichen des Schmelzpunktes  $T_M$  ermöglichte, und gleichzeitig ein lösbares Modell ergab.

Für  $\rho(T)$  bzw.  $\sigma(T)$  wurde bisher eine lineare Abhängigkeit von der Temperatur entsprechend Gleichung 5-3 auf Seite 30 verwendet. Diese wurde um einen Term erweitert, der zu einem exponentiellen Anstieg des spezifischen Widerstandes bei Erreichen der Schmelztemperatur  $T_M$  führt. Es ergibt sich Gleichung 7-1:

$$\rho(T) = \rho_0 \cdot (1 + TK\rho\Delta T) + \rho_M^{((T-T_M)/B)} \quad (7-1)$$

Dabei gibt  $\rho_0$  den spezifischen Widerstand bei der Referenztemperatur an und  $\rho_M$  den spezifischen Widerstand bei der Schmelztemperatur  $T_M$  vor Aufschmelzen des

Materials. B entspricht einem Dämpfungsfaktor, um einen Übergangsbereich entsprechend Abb. 7-7 zu ermöglichen und wurde auf den Wert  $B = 2$  gesetzt. Der spezifische Widerstand in Abhängigkeit der Temperatur ist in Abb. 7-9 dargestellt.

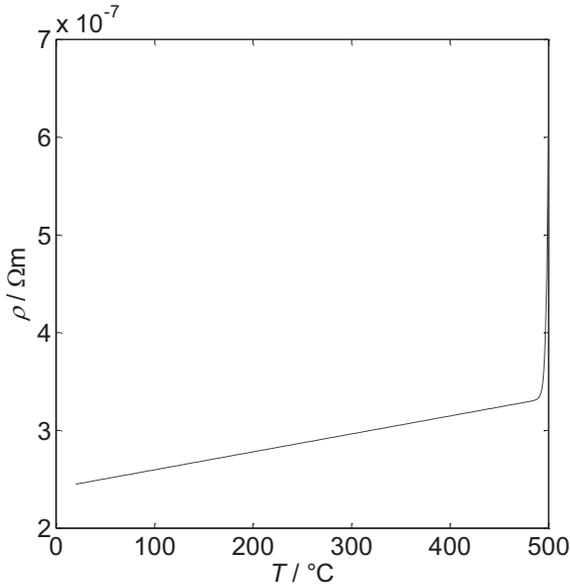


Abb. 7-9: Für die Temperaturabhängigkeit des spezifischen Widerstandes wurde Gleichung 7-1 mit einer linearen Abhängigkeit bis zum vorgegebenen Schmelzpunkt  $T_M$  verwendet. Oberhalb  $T_M$  liegt eine exponentielle Temperaturabhängigkeit des spezifischen Widerstandes vor.

Um die Berechnungen in einem realistischen Zeitrahmen durchführen zu können, wurde der Schmelzvorgang in das verfeinerte radialsymmetrische 2D-Basis-Modell implementiert. Anstelle von Gleichung 5-3 wurde Gleichung 7-1 zur Berechnung des spezifischen Widerstandes in Abhängigkeit der Temperatur verwendet. Außerdem wurde eine Stoppbedingung definiert, welche die Berechnung bei Überschreiten definierter Gradienten abbrach. In Abb. 7-10a ist der Widerstandsverlauf einer Durchkontaktierung dargestellt, wie er mit dem Modell für eine Stromstärke von  $I = 28\text{ A}$  berechnet wurde. Der zugehörige Temperaturverlauf ist Abb. 7-10b zu entnehmen.

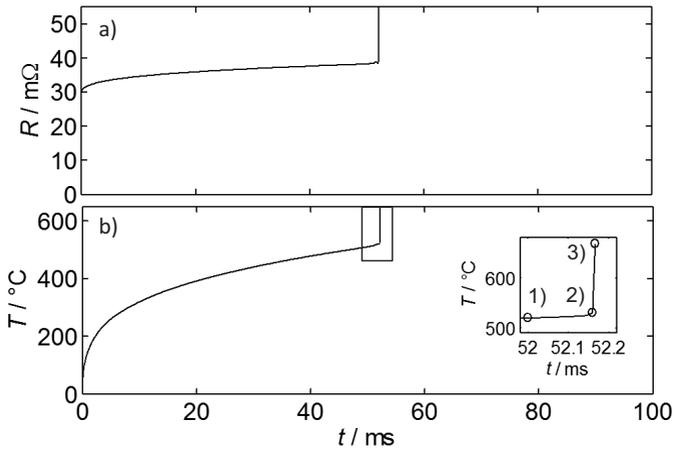


Abb. 7-10: a) Der Widerstandsverlauf einer Durchkontaktierung, deren spezifischer Widerstand ab einer Temperatur von 500  $^{\circ}C$  überproportional mit der Temperatur steigt b) Verlauf der Maximaltemperatur bei Bestromung. Im Inset in (b) sind die Punkte dargestellt, bei denen weitere Auswertungen erfolgten.

Im nächsten Schritt soll das lokale Aufschmelzen anhand der Verteilung der elektrischen Leitfähigkeit, der Temperatur und der Stromdichte in der Metallisierungsschicht dargestellt werden.

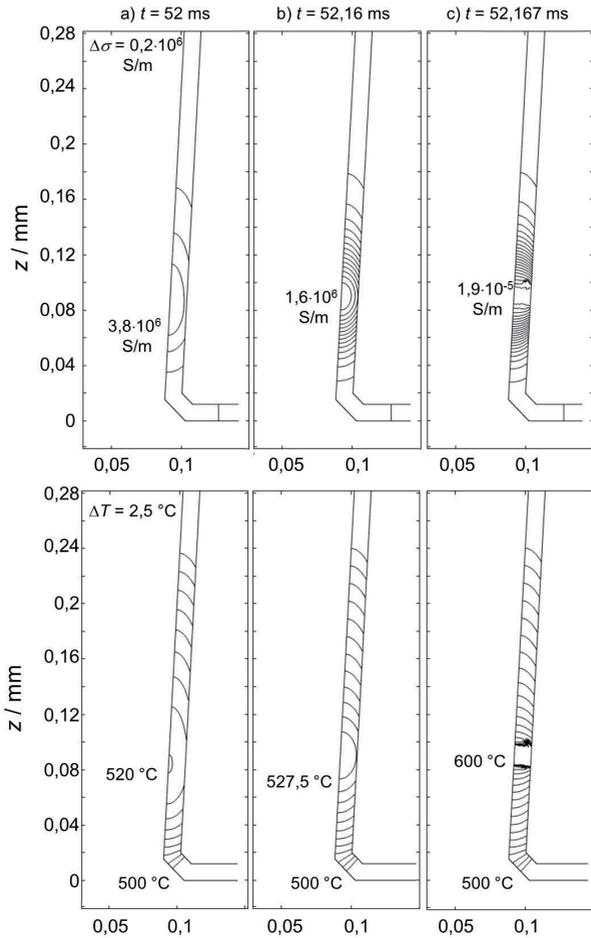


Abb. 7-11: Korrespondierend zur Temperaturverteilung (unten) ergibt sich ab Überschreitung der Schmelztemperatur eine stark fallende elektrische Leitfähigkeit (oben) bis zur Zerstörung der Durchkontaktierung (c).

Wie in Abb. 7-10 deutlich zu erkennen ist, findet der modellierte Zerstörungsprozess in einer sehr kurzen Zeit statt. Im Folgenden werden die Verteilungen zu den Zeitpunkten 52 ms, 52,16 ms und 52,167 ms betrachtet, wie im Inset in Abb. 7-10b dargestellt. Bei der Betrachtung der spezifischen Leitfähigkeit wird das lokale Aufschmelzen der Metallisierungsschicht in den Bereichen, in denen  $T_M$

überschritten wird, sehr deutlich. Anfangs, direkt vor Erreichen von  $T_M$ , ist bereits eine Abstufung der elektrischen Leitfähigkeit zu beobachten, wie in Abb. 7-11a bei  $t = 52$  ns und einer Maximaltemperatur von  $520$  °C zu sehen ist. Die Verteilung von Leitfähigkeit und Temperatur ist anhand von Isolinien dargestellt. Der Abstand zwischen zwei Linien beträgt  $0,2 \cdot 10^6 \text{ Sm}^{-1}$  bzw.  $2,5$  C. Nach  $160$  ns ist das Maximum der spezifischen elektrischen Leitfähigkeit bereits um Faktor zwei von  $3,8 \cdot 10^6 \text{ Sm}^{-1}$  auf  $1,6 \cdot 10^6 \text{ Sm}^{-1}$  gefallen und es ergibt sich ein wesentlich größerer Gradient, wie in Abb. 7-11b dargestellt, korrespondierend mit einer Maximaltemperatur von  $527,5$  C. Nach weiteren  $7$  ns hat die elektrische Leitfähigkeit der Metallisierungsschicht über den gesamten Querschnitt einen Wert von  $1,9 \cdot 10^6 \text{ Sm}^{-1}$  bei einer Temperatur von  $600$  °C erreicht und ist damit aufgeschmolzen, wie in Abb. 7-11c zu sehen ist.

Je weiter die elektrische Leitfähigkeit in einem Bereich sinkt, umso weniger steht dieser Bereich zur Stromleitung als Leitpfad zur Verfügung. Bei der Betrachtung der Stromdichte bei den gleichen Zeitpunkten wie bei der Auswertung der elektrischen Leitfähigkeit und der Temperatur in Abb. 7-11 kann dieser Effekt deutlich beobachtet werden. Blendet man die Werte der Stromdichte unterhalb eines Schwellwertes ( $3,8 \cdot 10^9 \text{ Am}^{-2}$ ) aus, so werden nur die Bereiche der maximalen Stromdichte angezeigt, wie in Abb. 7-12 in schwarz dargestellt. Während die Verteilung der Stromdichte bei einer Zeit von  $52$  ns noch durch die konische Form der Durchkontaktierung dominiert wird (Abb. 7-12a), wird  $160$  ns später der Stromfluss stark durch die gesunkene elektrische Leitfähigkeit der Metallisierungsschicht begrenzt (Abb. 7-12b). Aufgrund der Berechnungsweise der Modellierungssoftware wird natürlich auch in den Bereichen, die dem Stromfluss entzogen werden, sukzessive der Stromfluss vermindert. Die aufgrund der verminderten Querschnittsfläche entstehende, massiv erhöhte Wärmemenge, führt zu der oben beschriebenen positiven Rückkopplung und innerhalb einer Zeit von weiteren  $7$  ns ist im gesamten Leiterbahnquerschnitt der Durchkontaktierung die Metallisierung aufgeschmolzen und es fließt kein Strom mehr (Abb. 7-11c und Abb. 7-12c).

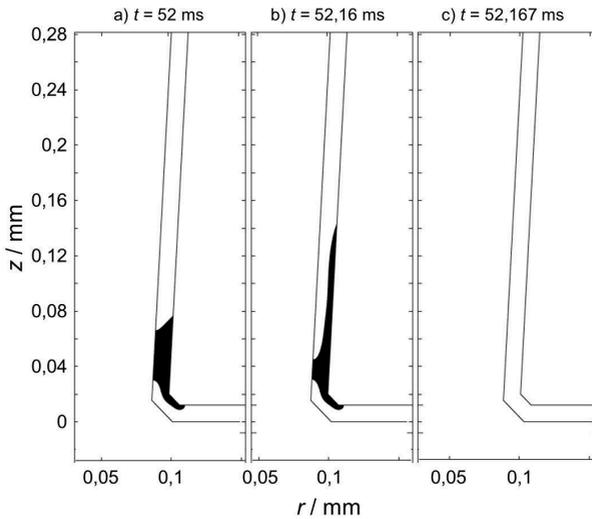


Abb. 7-12: Die Werte der Stromdichte oberhalb eines Schwellwertes von  $3,8 \cdot 10^9 \text{ Am}^{-2}$  sind in schwarz dargestellt. Während die Stromdichte in (a) noch durch die konische Form der Durchkontaktierung bedingt ist, kann in (b) schon eine Einschränkung des Stromflusses in Abhängigkeit der gesunkenen elektrischen Leitfähigkeit beobachtet werden und in (c) fließt kein Strom mehr.

Als letzter Schritt wurde der zeitliche Verlauf des Widerstandes  $R(t)$  der Durchkontaktierung, der aus dem Modell erhalten wurde, mit Messungen von Durchkontaktierungen verglichen, die bei einer Stromstärke von  $I = 28 \text{ A}$  zerstört wurden. Der modellierte Widerstandsverlauf zeigte sehr gute Übereinstimmung mit den gemittelten Widerstandsverläufen, die aus den Hochstrommessungen gewonnen wurden, wie in Abb. 7-13 dargestellt ist.

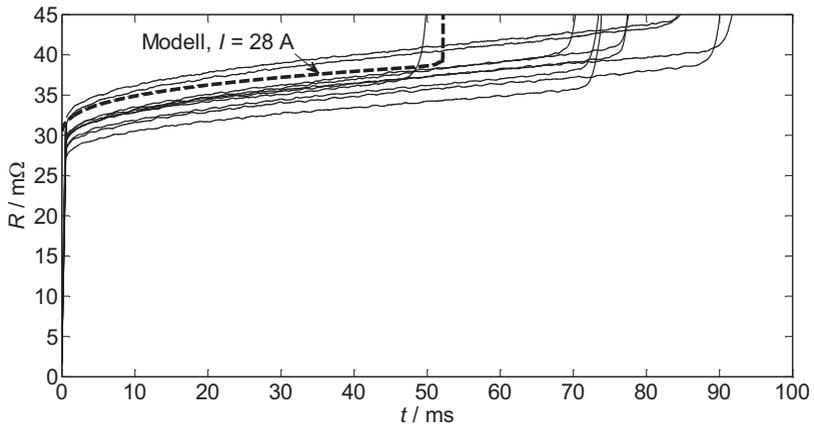


Abb. 7-13: Der zeitliche Verlauf des Widerstandes  $R(t)$  bei der modellierten Zerstörung einer Durchkontaktierung zeigt sehr gute Übereinstimmung mit den Messdaten von im Hochstromtest bei  $I = 28 \text{ A}$  zerstörten Durchkontaktierungen.

## **7.6 Fazit**

Das Basismodell wurde unter Verwendung der in Kapitel 6 bestimmten geometrischen Kenngrößen und Materialkennwerte in ein verfeinertes Modell überführt. Das Modell konnte anhand von Hochstrommessungen validiert werden. Mit dem validierten Modell wurde der Bogen von der Betrachtung der Durchkontaktierung als isoliert vorliegendes Bauteil zur Anbindung der Durchkontaktierung im System der Dickschichtschaltung geschlossen. Das radial-symmetrische 2D-Modell wurde in ein 3D-Modell überführt, mit dem der Einfluss einer unregelmäßigen Schichtdickenverteilung über die Durchkontaktierungsmantelfläche in Form von asymmetrischen Fehlstellen auf die entstehende Maximaltemperatur untersucht wurde. Abschließend wurde der Versagensmechanismus der Durchkontaktierungen bei Hochstromimpulsbelastung erfolgreich im Modell abgebildet.

## **8 Testverfahren zur Bestimmung der Stromtragfähigkeit**

Es ergeben sich zwei Stoßrichtungen, um Durchkontaktierungen für die Hochstromdurchkontaktierung zu verwenden:

- Zerstörungsfreier Test zur Vorhersage der Stromtragfähigkeit von herkömmlichen Durchkontaktierungen nach dem Stand der Technik
- Herstellung von Durchkontaktierungen mit erhöhter Stromtragfähigkeit

In dem vorliegenden Kapitel wird die auf den ersten Punkt eingegangen.

Mithilfe eines zerstörungsfreien Messverfahrens sollte eine Aussage getroffen werden, ob eine bestimmte herkömmliche Durchkontaktierung einer bestimmten Strompulsbelastung standhalten wird.

Bei der einfachsten Methode, Durchkontaktierungen elektrisch zu vermessen wird der Widerstand einer Durchkontaktierung bei Raumtemperatur bestimmt, wobei nur ein sehr geringer Strom in die Durchkontaktierung eingeprägt wird. Die Durchkontaktierung wird dabei nicht bzw. vernachlässigbar gering erwärmt. Die Kenntnis des Widerstandes einer Durchkontaktierung bei Raumtemperatur erlaubt nur für Durchkontaktierungen mit extrem abweichenden Widerstandswerten eine Aussage über das Verhalten bei Bestromung, insbesondere bei Pulsbestromung mit höheren Stromstärken.

Da das Verhalten der Durchkontaktierungen bei Hochstrombelastung durch die Messung des Widerstandes bei Raumtemperatur nur sehr schwer bis gar nicht abgeschätzt werden kann, werden in der Anwendung für höhere Stromstärken oftmals mehrere Durchkontaktierungen parallel geschaltet, wie in Kapitel 2.3 beschrieben. Das führt zu erhöhtem Materialaufwand und zu erhöhten Kosten bei gleichzeitiger Reduzierung der Integrationsdichte der gesamten Dickschichtschaltung.

### **8.1 Grundgedanke des Messverfahrens**

Ziel des Verfahrens war es, Durchkontaktierungen bei einer Stromstärke  $I_{\text{Test}}$  zu testen, die deutlich niedriger als die maximal zulässige Stromstärke  $I_{\text{max}}$  ist. Die Durchkontaktierungen sollten bei dem Test nicht geschädigt werden und der Test

sollte eine Aussage liefern, ob die Durchkontaktierungen voraussichtlich einer Belastung bei der maximal zulässigen Stromstärke  $I_{max}$  standhalten werden.

Das Messverfahren beruht auf dem Einprägen eines Strompulses, der hoch genug ist, um zu einer Erwärmung der Durchkontaktierung zu führen, ohne diese vorzuschädigen. Gleich zu Beginn der Bestromung erwärmt sich die Metallisierungsschicht weitgehend unabhängig von der thermischen Anbindung der Metallisierungsschicht. In dieser Zeit werden also wirklich die Auswirkungen eines Stromimpulses auf die Innenbeschichtung an sich gemessen. Nach kurzer Zeit wird die entstandene Wärme per Wärmeleitung an das umgebende Substrat abgeben und die Temperaturzunahme wird langsamer, da die Wärme abgeleitet wird und als thermische Masse nun ein immer größer werdender Teil des Substrates zur Verfügung steht. Folglich lässt sich aus der Kenntnis der Temperatur der Innenbeschichtung der Durchkontaktierung bzw. aus deren Temperaturerhöhung sofort nach Bestromungsbeginn eine Aussage über die Schicht selbst treffen. Auf die Temperatur der Innenbeschichtung kann man über den Verlauf des Widerstandes der Innenbeschichtung unter Zuhilfenahme des Temperaturkoeffizienten des Widerstandes der Innenbeschichtung (vgl. Gleichung 4-2 auf Seite 21) schließen. Aus dem Verlauf des Widerstandes über die Zeit und die eingeprägte Energie lässt sich eine Aussage über die Qualität der Durchkontaktierung treffen.

## **8.2 Ausführungsbeispiel**

Als Datengrundlage für die Entwicklung des Messverfahrens wurden die aus den Hochstrommessungen gewonnenen Messdaten (vgl. Kapitel 4) verwendet. Die Durchkontaktierungen wurden zu diesem Zweck in 4-Leiter-Technik kontaktiert (Seite 17, Abb. 4-2). Dabei wird ein Stromimpuls, der im einfachsten Fall über die Pulszeit  $t$  konstant sein kann und die Stromstärke  $I$  besitzt, eingeprägt und die resultierende Spannungsantwort  $U(t)$  gemessen. Ein typisches Messergebnis für den Fall eines konstanten Stroms ist in Abb. 8-1 dargestellt.

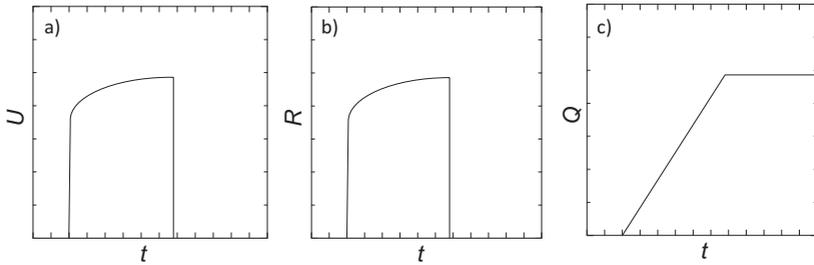


Abb. 8-1: a) Resultierender Spannungsverlauf  $U(t)$  während eines Konstantstromimpulses. b) Zeitlicher Verlauf des Widerstands  $R(t)$  und c) der Energieaufnahme  $Q(t)$ . Dargestellt sind die Messergebnisse für den Fall eines konstanten Stromes.

Der Widerstandsverlauf  $R(t)$  und die Energieaufnahme  $Q(t)$  wurden aus den vorliegenden Messdaten nach

$$R(t) = \frac{U(t)}{I(t)} \quad (8-1)$$

bzw.

$$Q(t) = \int R(t) \cdot I^2(t) \cdot dt \quad (8-2)$$

berechnet, wie in Abb. 8-1b und c gezeigt. Der Widerstandsanstieg der Metallisierungsschicht als Resultat einer Temperaturerhöhung durch Strombelastung kann nach

$$TKR = \frac{1}{R} \cdot \frac{dR}{dT} \approx \frac{\Delta R}{R_0} \cdot \frac{1}{T} \quad (8-3)$$

berechnet werden.

Da direkt nach dem Anlegen des Strompulses, z.B. in den ersten Millisekunden, die Erwärmung der Metallisierungsschicht weitgehend unabhängig von der thermischen Anbindung der Metallisierungsschicht an das umgebende Substrat ist, wird die Steigung des Widerstandsverlaufs in diesem Zeitbereich ausgewertet. Zur Auswertung wird die relative Widerstandsänderung  $\Delta R/R_0$  in Abhängigkeit der eingebrachten Energie  $Q$  verwendet, wie in Abb. 8-2 für eine bestimmte Teststromstärke  $I_{\text{test}}$  und insgesamt fünf verschiedene Durchkontaktierungen dargestellt ist. Dabei ist  $I_{\text{test}}$  deutlich geringer als die später im Betrieb zulässige Maximalstromstärke  $I_{\text{max}}$ .

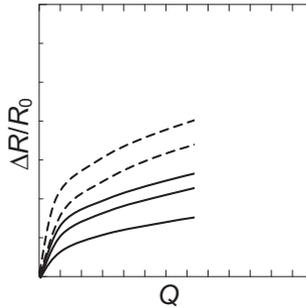


Abb. 8-2 Relative Widerstandsänderung in Abhängigkeit der aufgenommenen Energie für einige getestete Durchkontaktierungen. Jede Messkurve entspricht der Messung einer Durchkontaktierung. Alle Messungen wurden bei der gleichen Stromstärke  $I_{\text{Test}}$  durchgeführt. Gestrichelt eingezeichnete Linien stammen von Durchkontaktierungen, die später bei der maximal zulässigen Stromstärke  $I_{\text{max}}$  zerstört wurden.

Es wird deutlich, dass sich gerade in der Anfangszeit, also im Bereich kleiner eingebrachter Energiemengen  $Q$ , die Steigung der Kurve, die physikalisch dem Innenbeschichtungstemperaturverlauf als Funktion der eingebrachten Energie entspricht, stark unterschiedlich ist. Dabei gehören die durchgezogenen Linien zu Durchkontaktierungen, die bei der wesentlich höheren Maximalstromstärke  $I_{\text{max}}$  nicht zerstört wurden, wohingegen die gestrichelten Linien zu Durchkontaktierungen gehören, die zwar identisch hergestellt wurden, die aber bei einem Test bei der Maximalstromstärke  $I_{\text{max}}$  zerstört wurden. Der erreichte Wert der Steigung der relativen Widerstandsänderung bei einem definierten Energieeintrag kann nun ein Maß für die bei der zulässigen Maximalstromstärke  $I_{\text{max}}$  erreichten Maximaltemperaturen und damit ein Maß für die Güte einer Durchkontaktierung sein, da man davon ausgehen kann, dass die Zerstörung der Innenbeschichtung einer Durchkontaktierung durch deren Aufschmelzen geschieht [93, 94]. Im Folgenden wird daher der Begriff „Steigungsmethode“ benutzt.

Man kann nun die Teststromstärke  $I_{\text{Test}}$  so wählen, dass sie deutlich unterhalb der zulässigen Maximalstromstärke  $I_{\text{max}}$  liegt. Natürlich kann der Test beendet werden, sobald der definierte Energieeintrag erreicht ist. Dadurch wird ein weiteres Erwärmen und damit eine Vorschädigung der Innenbeschichtung der Durchkontaktierungen vermieden. Bei der Betrachtung einer Stichprobe, die sowohl ungeschädigte und geschädigte Durchkontaktierungen beinhaltet, ergibt sich für die

bei einem definierten Energieeintrag ausgelesenen Werte der Steigung der relativen Widerstandänderung eine Verteilung, die eine klare Trennung zwischen Durchkontaktierungen, die voraussichtlich bei der Maximalstromstärke  $I_{max}$  zerstört werden, und potentiell guten Durchkontaktierungen, die voraussichtlich bei der Maximalstromstärke  $I_{max}$  nicht zerstört werden, zulässt. Dies ist in Abb. 8-3 dargestellt. Dabei wird deutlich, dass die später bei der Maximalstromstärke  $I_{max}$  zerstörten Durchkontaktierungen (schraffiert) die größte Steigung aufweisen und die bei der Maximalstromstärke  $I_{max}$  nicht zerstörten Proben eine kleinere Steigung aufweisen

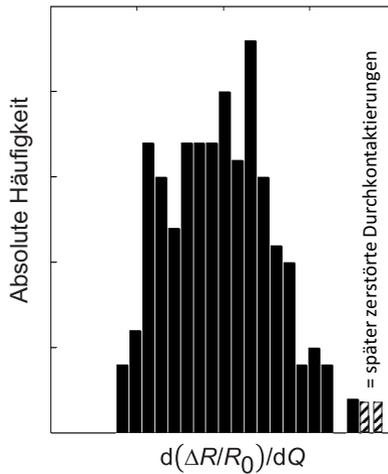


Abb. 8-3: Die Verteilung der bei einem definierten Energieeintrag ausgelesenen Werte der Steigung der relativen Widerstandänderung zeigt eine deutliche Trennung zwischen kritischen (d. h. beim Test bis  $I_{max}$  zerstört) und potentiell guten Durchkontaktierungen, die einen  $I_{max}$ -Test bestehen würden.

### 8.3 Bewertung des Testverfahrens

Die Versuchsbedingungen der Hochstromtests aus Kapitel 4 wurden so ausgelegt, dass ein Teil der Durchkontaktierungen bei den Versuchen zerstört wurde. So konnten verlässliche Daten gewonnen werden, welche die Bestimmung von Grenzwerten zur Unterscheidung zwischen potentiell guten Durchkontaktierungen, die einen  $I_{max}$ -Test bestehen würden, und Durchkontaktierungen, die beim Test mit  $I_{max}$  zerstört würden, zulassen.

Die Durchkontaktierungen aus insgesamt sechs Losen wurden entsprechend den bestimmten Grenzwerten mittels der Steigungsmethode in kritische und unkritische Durchkontaktierungen sortiert. Um das Verfahren bewerten zu können, wurden dieselben Daten ebenfalls nach dem Widerstand bei Raumtemperatur ausgewertet.

Für beide Methoden wurde ein Trennwert  $TW$  berechnet, der einen quantitativen Vergleich zwischen beiden Methoden zulässt. Der Trennwert  $TW$  gibt an, wie viele Durchkontaktierungen anhand der angewendeten Grenzwerte aussortiert würden, um eine bestimmte Strombelastung zu gewährleisten. Umso kleiner der Wert, umso besser ist die Trennung zwischen kritischen und unkritischen Durchkontaktierungen. Um den Trennwert für die Steigungsmethode  $TW_S$  mit dem Trennwert für die Widerstandsmethode  $TW_R$  vergleichen zu können, wird weiterhin eine Qualitätsmaßzahl  $Q_M$  eingeführt:

$$Q_M = 100 \cdot \left( \frac{TW_S}{TW_R} - 1 \right) \quad (8-4)$$

Werden Qualitätsmaßzahlen größer als Null erreicht, liefert die Methode nach dem Widerstand bei Raumtemperatur bessere Ergebnisse, werden Werte kleiner als Null erreicht, liefert die Steigungsmethode bessere Ergebnisse. Wie Abb. 8-4 zu entnehmen ist, werden nach der Steigungsmethode wesentlich bessere Ergebnisse erzielt.

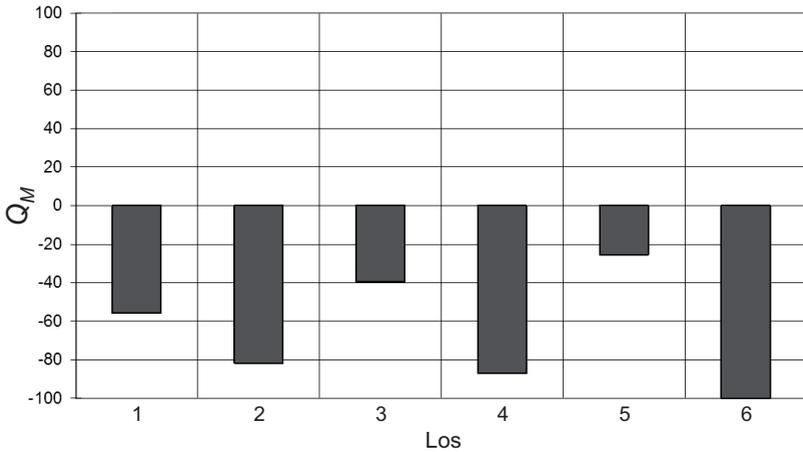


Abb. 8-4: Vergleich der Trennbarkeit zwischen kritischen und unkritischen Durchkontaktierungen bei einem identischen Teststrom  $I_{\text{Test}}$  für sechs Produktionslose. Ist die Qualitätsmaßzahl kleiner als Null, liefert der Test nach der Steigungsmethode bessere Ergebnisse als nach dem Widerstand nach Raumtemperatur.

Alternativ zum Auftrag von  $\Delta R/R_0$  über der Temperatur kann wegen des nahezu linearen Zusammenhangs zwischen dem Energieeintrag  $Q$  und der Zeit  $t$  (Abb. 8-1c) auch die zeitliche Abhängigkeit von  $\Delta R/R_0$  betrachtet werden. Bei beiden Methoden sollte sichergestellt werden dass der Teststrom  $I_{\text{Test}}$  so eingestellt ist, dass jeweils bei konstanter Anfangsleistung  $P_0 = R_0 \cdot I_{\text{Test}}^2$  bestromt wird. Dabei kann  $R_0$  z.B. aus einem vorherigen Test bei sehr kleiner Stromstärke, die noch zu keiner Probenerwärmung führt, bestimmt werden.

Ein Messverfahren könnte demnach so aussehen: Zunächst wird bei einer sehr kleinen Stromstärke  $R_0$  bestimmt. Danach folgt der Hochstromtest mit der Prüfstromstärke  $I_{\text{Test}}$ , die kleiner als die zulässige Maximalstromstärke  $I_{\text{max}}$  ist.  $I_{\text{Test}}$  wird nun für jeden Test so gewählt, dass die Leistung  $P_0$  für alle Proben konstant ist. Aus  $I_{\text{Test}}$  und der bei der Bestromung gemessenen Spannung  $U$  werden  $R(t)$  und  $Q(t)$  berechnet. Jede Probe wird solange bestromt, bis eine bestimmte Energiemenge  $Q_{\text{Test}}$  eingebracht ist, wobei die Energiemenge  $Q_{\text{Test}}$  so gewählt sein sollte, dass keine Durchkontaktierung beim Test zerstört oder vorgeschädigt wird. Die relative Widerstandsänderung  $\Delta R/R_0$ , bevorzugt aber der Wert von  $d(\Delta R/R_0)/dQ$

oder der Wert von  $d(\Delta R/R_0)/dt$  bei  $Q_{\text{Test}}$  wird dann als Gütemaß genommen und entsprechend Abb. 8-2 eine Aussage über das voraussichtliche Versagen bei der Maximalstromstärke getroffen.

#### **8.4 Fazit**

Mit dem hier vorgeschlagenen Messverfahren zur zerstörungsfreien Überprüfung von Hochstrom-Durchkontaktierungen und einer geeigneten Auswertung lässt sich eine zuverlässige Aussage über die Belastungsgrenze einer Durchkontaktierung für konstante Strompulse mit einer festen Pulszeit ermitteln.

Das Prüfverfahren erlaubt eine signifikante Unterscheidung zwischen potentiell guten und schlechten Durchkontaktierungen, die einer vorgegebenen Strombelastung standhalten würden oder nicht. Mit der Steigungsmethode lässt sich eine zerstörungsfreie Voraussage treffen, ob Durchkontaktierungen, die bei einer Stromstärke  $I_{\text{Test}}$  getestet werden, die deutlich niedriger als die maximal zulässige Stromstärke  $I_{\text{max}}$  ist, voraussichtlich einer Belastung bei der maximal zulässigen Stromstärke  $I_{\text{max}}$  standhalten werden. Die Trennbarkeit zwischen kritischen und unkritischen Durchkontaktierungen ist dabei wesentlich besser als für die alleinige Betrachtung des Widerstandes bei Raumtemperatur.

Infolgedessen kann beim Entwurf des Schaltungslayouts auf parallel ausgeführte Durchkontaktierungen weitgehend verzichtet werden, resultierend in einer höheren Integrationsdichte der gesamten Schaltung. Des Weiteren führt eine Einsparung an Durchkontaktierungen zu einer Reduktion des Edelmetallverbrauchs und damit zu einer Herabsetzung der Produktionskosten.

## **9 Hochstromtaugliche Durchkontaktierungen**

Die zweite Stoßrichtung, die im Rahmen dieser Arbeit verfolgt wurde, ist die Entwicklung von Durchkontaktierungen mit gesteigerter Stromtragfähigkeit. Aus den Parameterstudien ist ersichtlich, dass Durchkontaktierungen nur dann höhere Stromstärken tragen können, wenn die Wärmegeneration verhindert wird. Nach Gleichung 5-1 auf Seite 30 gibt es zwei Möglichkeiten, die Wärmegeneration zu reduzieren:

- Verringerung des spezifischen Widerstandes  $\rho$
- Verringerung der Stromdichte  $J$

Ersteres bedeutet den Einsatz von Materialien mit geringerem spezifischen Widerstand als Silberpalladium. Um eine geringere Stromdichte zu erhalten, muss bei konstanter Stromstärke nach Gleichung 5-8 die durchströmte Querschnittsfläche erhöht werden, was mittels vollständig verfüllter Durchkontaktierungen mit elektrisch leitenden Materialien erreicht werden kann. Im Zuge dieser Arbeit wurden zwei Wege untersucht, um Durchkontaktierungen mit gesteigerter Stromtragfähigkeit zu entwickeln:

- Anpassung des spezifischen Widerstandes einer herkömmlichen Durchkontaktierung
- Anpassung der kalorischen und elektrischen Kenngrößen von zusätzlich vollständig verfüllten herkömmlichen Durchkontaktierungen

Beide Varianten wurden eingangs mittels des FEM-Modells untersucht um im Weiteren Demonstratoren aufzubauen und diese Hochstromtests zu unterziehen.

### **9.1 Durchkontaktierungsvarianten**

#### **9.1.1 Herkömmliche Durchkontaktierungen**

Um den Widerstand der herkömmlichen Durchkontaktierung zu reduzieren, wurden im Modell für den Durchkontaktierungsdruck dieselben Parameter verwendet, wie für den Überlappungsdruck, die Rückseitenmetallisierung und die Leiterbahn. Damit wird ein spezifischer Widerstand von Silberplatin  $\rho_{AgPt} = 5,88 \cdot 10^{-8} \Omega m$  verwendet, der im Verhältnis zu  $\rho_{AgPd} = 2,45 \cdot 10^{-7} \Omega m$  um ca. Faktor 4 kleiner ist. Es wurde wieder ein Modell mit einer Stromstärke von 30 A für eine Pulszeit von 100 ms bei

unveränderter Geometrie des verfeinerten Basismodells gerechnet. Dabei werden Widerstandswerte von ca.  $3,2 \text{ m}\Omega$  berechnet, die ungefähr um den Faktor acht unter den Widerstandswerten einer AgPd-Durchkontaktierung liegen (Abb. 9-1a). Die relative Widerstandsänderung  $\Delta R/R_0$  liegt innerhalb von 100 ms bei nur 2 %. Der geringe Anstieg des Widerstandes geht einher mit der geringen Erwärmung der silberplatinbeschichteten Durchkontaktierung, die auf gerade einmal  $68 \text{ }^\circ\text{C}$  Maximaltemperatur erwärmt wird (Abb. 9-1b).

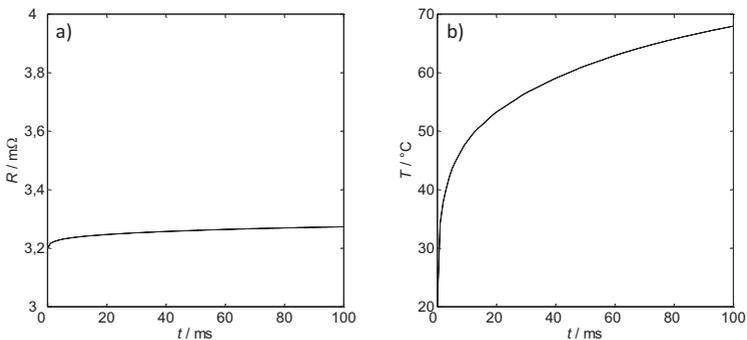


Abb. 9-1: a) Durchkontaktierungen mit Silberplatindruck zeigen einen sehr niedrigen Kaltwiderstand von nur  $3,2 \text{ m}\Omega$  und eine ebenfalls sehr geringe Widerstandsänderung. b) Der Temperaturanstieg während eines 100ms-Pulses beträgt nur  $48 \text{ }^\circ\text{C}$ .

### 9.1.2 Verfüllte Durchkontaktierungen

Nachdem die Reduktion des spezifischen Widerstandes von herkömmlichen Durchkontaktierungen im Modell untersucht wurde, wurde im nächsten Schritt die Vergrößerung der Leiterquerschnittsfläche untersucht. Da die Herstellung von Durchkontaktierungen mit höherer Schichtdicke prozesstechnisch mit sehr großem Aufwand verbunden wäre, wird die zusätzliche vollständige Verfüllung von herkömmlichen Durchkontaktierungen gewählt. Zu diesem Thema gibt es bereits einige Forschungsarbeiten im Gebiet der Through Silicon Vias, der PCBs und der LTCC, allerdings nicht im Bereich der Dickschicht-Hybridtechnik [35, 37, 38, 42, 45, 103].

Im Rahmen der Modellierung wurden zwei Arten von vollständig verfüllten Durchkontaktierungen untersucht:

- elektrisch isolierend verfüllte Durchkontaktierungen mit hoher Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit.
- elektrisch leitend verfüllte Durchkontaktierungen mit angepasstem spezifischen Widerstand und Abmessungen.

Für beide Varianten wurde entsprechend Abb. 9-2 eine herkömmliche Durchkontaktierung als Ausgangspunkt verwendet, die dann verfüllt wurde.

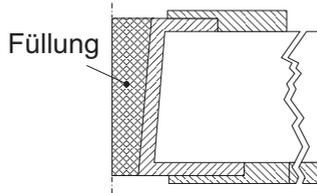


Abb. 9-2: Vollständig verfüllte herkömmliche Durchkontaktierung, wie sie im Modell berechnet wurde.

### **Elektrisch isolierend verfüllte Durchkontaktierungen**

Im ersten Schritt wurden Durchkontaktierungen untersucht, die zusätzlich mit elektrisch isolierenden Materialien verfüllt wurden, die eine hohe Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit besitzen. Diese kann im Idealfall Wärme aufnehmen und so zu einer geringeren Temperaturerhöhung der Durchkontaktierung beitragen. Allerdings ist aufgrund der Modellierungsergebnisse zum Einfluss der Materialparameter für das Basismodell bereits bekannt, dass die kalorischen Materialkennwerte gegenüber den elektrischen eine untergeordnete Rolle spielen (vgl. Kapitel 5.5).

Für die Verfüllung mit elektrisch isolierenden Materialien wurde die elektrische Leitfähigkeit der Füllung gleich der des  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Substrates gesetzt, entsprechend einer Leitfähigkeit von  $6 \cdot 10^{-12} \text{ Sm}^{-1}$ . Dann wurde der Einfluss der Wärmeleitfähigkeit der Füllung auf die auftretenden Maximaltemperaturen in der Durchkontaktierung untersucht.  $\lambda_{\text{Füllung}}$  wurde in einem Bereich von  $50 \text{ W/mK}$  bis  $250 \text{ W/mK}$  in  $50 \text{ W/mK}$ -Schritten variiert, wobei die spezifische Wärmekapazität auf einen festen Wert  $c_P = 200 \text{ J/kgK}$  gesetzt wurde. Es ist zu beachten, dass diese Werte weit über gängigen Werten für oxidische Werkstoffe liegen [80]. Diese sollen aber nicht die Limitierung für eine theoretische Betrachtung darstellen. Die Änderung von  $\lambda$  von

50 W/mK auf 250 W/mK führt zu einer Differenz der Maximaltemperatur von nur 25,5 °C. Das gleiche Vorgehen wurde gewählt, um den Einfluss der Wärmekapazität  $c_p$  zu analysieren. Eine Änderung von  $c_p$  von 200 J/kgK auf 1000 J/kgK hat bei einer Wärmeleitfähigkeit von 150 W/mK mit einer Differenz der Maximaltemperatur von nur 4,3 °C quasi keinen Einfluss auf die Maximaltemperaturen. Diese Ergebnisse decken sich mit den Erkenntnissen der Parameterstudien (vgl. Kapitel 5.5). Es wird zwar eine größere thermische Masse angeboten, die Wärmegeneration wird aber nicht beeinflusst. Die Dissipation der Wärme spielt kaum eine Rolle, da die Wärme in der Kürze der Zeit vom Ort der Entstehung kaum wegdiffundieren kann.

### **Elektrisch leitend verfüllte Durchkontaktierungen**

Im zweiten Schritt wurden Durchkontaktierungen zusätzlich vollständig mit elektrisch leitenden Materialien verfüllt. Das ist vielversprechend, weil hier von vornherein weniger Wärme generiert wird und geringere Temperaturen zu erwarten sind. Es wurden Modelle gerechnet, in denen die spezifische elektrische Leitfähigkeit der zusätzlichen Füllung der Durchkontaktierung von  $1 \cdot 10^{-10} \text{ Sm}^{-1}$  bis  $1 \cdot 10^{10} \text{ Sm}^{-1}$  variiert wurde. Das bedeutet, die elektrische Leitfähigkeit wurde ausgehend von einer elektrisch isolierenden Verfüllung sukzessive erhöht und die auftretenden Maximaltemperaturen ausgewertet. Die kalorischen Parameter der Füllung wurden zu  $\lambda = 150 \text{ W/mK}$  und  $c_p = 200 \text{ J/kgK}$  gesetzt.

Die Maximaltemperaturen in Abhängigkeit der elektrischen Leitfähigkeit sind Abb. 9-3 zu entnehmen. Für Werte der Leitfähigkeit von  $\sigma < 1 \cdot 10^4 \text{ Sm}^{-1}$  werden Temperaturen von knapp 500 °C erreicht, entsprechend dem verfeinerten Basismodell. Für Werte  $1 \cdot 10^4 \text{ Sm}^{-1} < \sigma < 1 \cdot 10^8 \text{ Sm}^{-1}$  ist eine Verringerung der auftretenden Temperaturen in Abhängigkeit der elektrischen Leitfähigkeit zu beobachten. Für Werte  $\sigma > 1 \cdot 10^8 \text{ Sm}^{-1}$  werden wieder konstante, von einer weiteren Erhöhung der Leitfähigkeit unabhängige Temperaturwerte erreicht. Die Temperatur von 106 °C entspricht der Erwärmung durch die Zuleitung und den Durchkontaktierungsdruck auf der Ober- und Unterseite des Substrates und rührt nicht von der Durchkontaktierung her. In gestrichelten vertikalen Linien sind die Leitfähigkeiten von Silberpalladium und Silberplatin zum Vergleich dargestellt, wie

sie im verfeinerten Basismodell verwendet wurden. Die elektrische Leitfähigkeit einiger reiner Stoffe ist ebenfalls angegeben.

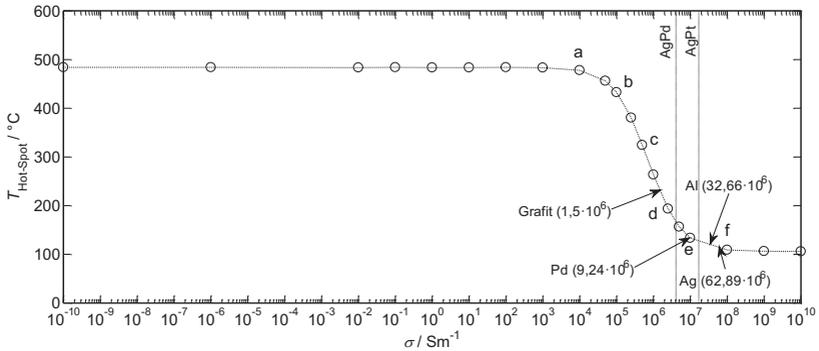


Abb. 9-3: Maximaltemperaturen am Ende eines Strompulses mit  $I = 30\text{ A}$  für  $t = 100\text{ ms}$  in Abhängigkeit der spezifischen Leitfähigkeit der Verfüllung der Durchkontaktierung. In gestrichelten vertikalen Linien sind die elektrischen Leitfähigkeiten von AgPd und AgPt eingezeichnet. Außerdem ist die spezifische Leitfähigkeit von einigen reinen Stoffen angegeben. Die Punkte a-d korrespondieren mit den Temperaturverteilungen in Abb. 9-4.

Mit steigender Leitfähigkeit der Füllung steht diese verstärkt für die elektrische Leitung zur Verfügung. Bei  $\sigma = 1 \cdot 10^4\text{ Sm}^{-1}$  kann die Füllung noch kaum einen Strom leiten, das Temperaturprofil in der Durchkontaktierung entspricht näherungsweise dem einer unverfüllten Durchkontaktierung. Wie in Abb. 9-4a und Abb. 9-4b zu sehen ist, liegt der Hot-Spot (grauer Punkt) in der AgPd-Metallisierungsschicht. Bei Werten der elektrischen Leitfähigkeit knapp unterhalb der elektrischen Leitfähigkeit des AgPd ( $2,35 \cdot 10^6\text{ Sm}^{-1}$ ) wird die Füllung verstärkt durchströmt und es entsteht auch dort Wärme. Der Hot-Spot verschiebt sich in die Füllung der Durchkontaktierung wie Abb. 9-4c zu entnehmen ist.

Für Werte der spezifischen Leitfähigkeit größer als die des AgPd fließt der gesamte Strom durch die Füllung der Durchkontaktierung und nicht mehr durch die AgPd-Metallisierung der Durchkontaktierungsmantelfläche. Der Hot-Spot liegt dann zunehmend im Bereich des Durchkontaktierungsdrucks auf der Substratrückseite, wie in Abb. 9-4d bis Abb. 9-4f deutlich wird.

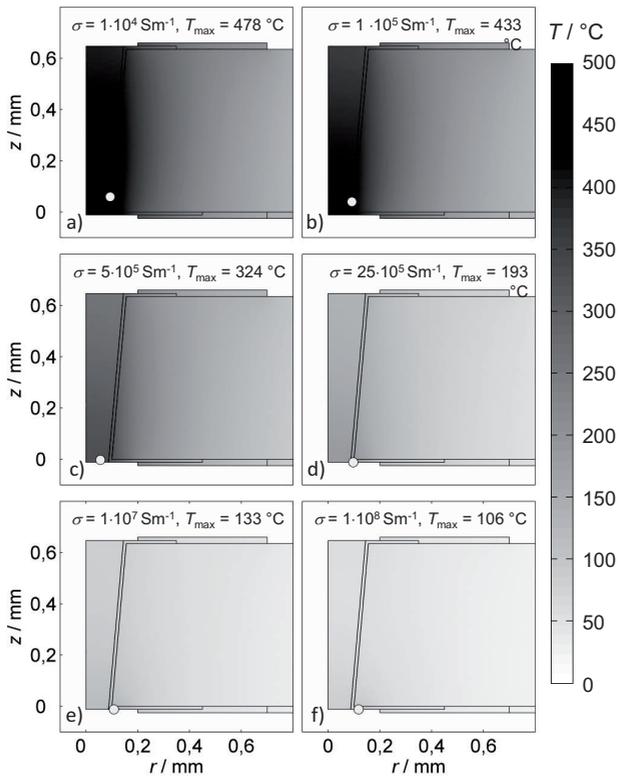


Abb. 9-4: Für Werte kleiner der elektrischen Leitfähigkeit des AgPd ( $\sigma_{\text{AgPd}} = 2,35 \cdot 10^6 \text{ Sm}^{-1}$ ) fließt kein Strom durch die Füllung (a-b). Mit steigender Leitfähigkeit bis zu Werten knapp unterhalb  $\sigma_{\text{AgPd}}$  steht die Füllung verstärkt für die elektrische Leitung zur Verfügung und der Hot-Spot verschiebt sich in die Füllung der Durchkontaktierung (c). Wenn die elektrische Leitfähigkeit der Füllung größer ist als  $\sigma_{\text{AgPd}}$  fließt der gesamte Strom durch die Füllung. Die Lage des Hot-Spots verschiebt sich dann zunehmend in den Bereich des Durchkontaktierungsdrucks auf der Substratrückseite (d-f). Die korrespondierenden Punkte a-f sind auch in Abb. 9-3 dargestellt.

Der Widerstand verfüllter Durchkontaktierung kann entweder mittels der elektrischen Leitfähigkeit des Füllmaterials eingestellt werden oder durch die Anpassung der durchströmten Querschnittsfläche, also des Durchkontaktierungs-

durchmessers. Im Weiteren wurde deshalb der Bohrungsradius der Durchkontaktierung ausgehend von  $r_u = 100 \mu\text{m}$  in  $10 \mu\text{m}$ -Schritten verringert. Die Materialparameter der Füllung wurden entsprechend einer Silberplatin-Paste definiert, der ein Anteil von 10 %  $\text{Al}_2\text{O}_3$  beigemischt wurde (vgl. Kapitel 9.2).

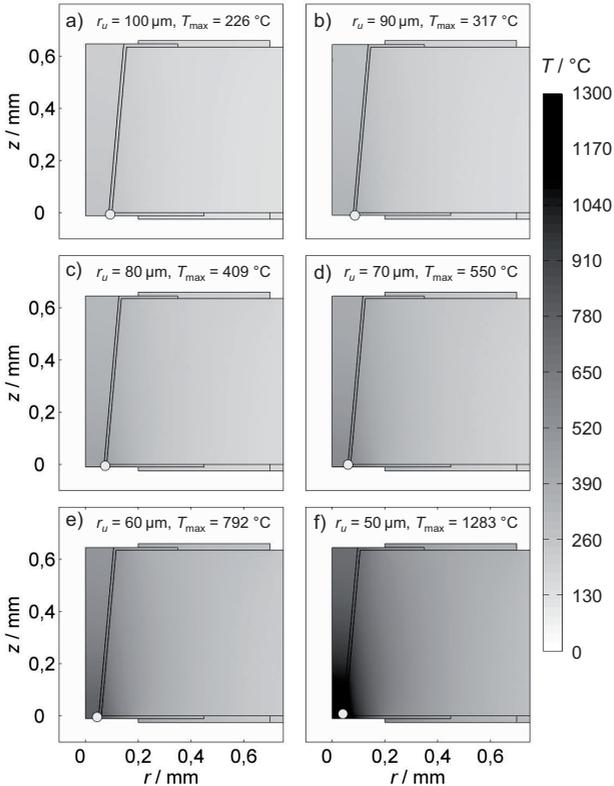


Abb. 9-5 Ausgehend von einer vollständig verfüllten Durchkontaktierung entsprechend des verfeinerten Basismodells mit einem Radius des Bohrungsaustritts von  $r_u = 100 \mu\text{m}$  wurde dieser in  $10 \mu\text{m}$ -Schritten verringert. Bis zu einem Radius von  $80 \mu\text{m}$  liegt der Hot-Spot in der Zuleitung der Durchkontaktierung, dann in der Durchkontaktierungsmetallisierung. Erst bei Durchkontaktierungen mit kleinerem Bohrungsradius (f) ist die abfallende Leistung in der Durchkontaktierung höher als in der Zuleitung.

Für Bohrungsradien  $r_u$  zwischen  $100 \mu\text{m}$  und  $80 \mu\text{m}$  liegt der Hot-Spot in der Zuleitung der Durchkontaktierung bei Maximaltemperaturen von  $226 \text{ }^\circ\text{C}$  bei  $100 \mu\text{m}$

und 408 °C bei 80 µm (Abb. 9-5a-c). Das bedeutet, dass die Wärmemenge, die in der Füllung der Durchkontaktierung entsteht, geringer ist, als die Wärmemenge, die in der Zuleitung des Durchkontaktierungsdrucks entsteht. Bohrungsradien  $r_u$  zwischen 80 µm und 50 µm führen dazu, dass sich die Position des Hot-Spots in Richtung der Füllung verschiebt, aber immer noch in der AgPd-Metallisierung der Durchkontaktierung liegt (Abb. 9-5d-e). Erst bei Durchkontaktierungen mit einem Bohrungsradius  $r_u \leq 50$  µm ist die in der Füllung der Durchkontaktierung abfallende Leistung höher als die in der Zuleitung bzw. in der AgPd-Metallisierung und es ergibt sich eine Maximaltemperatur von 1283 °C bei 50 µm (Abb. 9-5f). Der Zusammenhang zwischen  $r_u$  und  $T_{\text{Hot-Spot}}$  ist in Abb. 9-6a dargestellt.

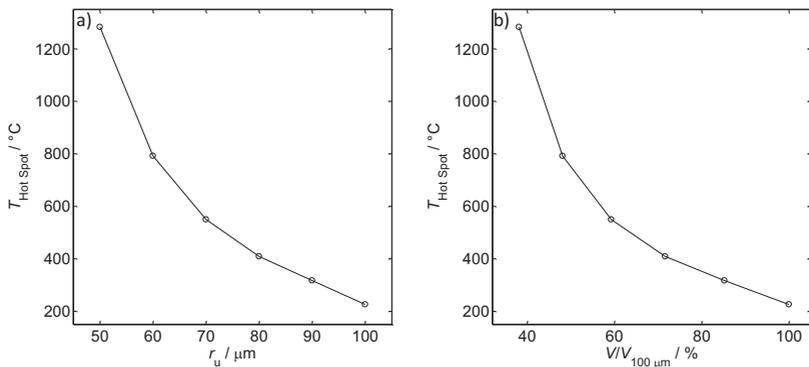


Abb. 9-6: a) Die Temperatur am Hot-Spot steigt mit verringertem Radius des Bohrungsaustritts stark an. b) Für die Praxis ist der aufzuwendende Materialanteil von Bedeutung. Bei einem Volumen von 70 % (entsprechend  $r_u = 80$  µm) wird eine Hot-Spot-Temperatur von 400 °C erreicht.

In der Praxis gilt es, das aufgewendete Pastenvolumen zu reduzieren und damit die Menge der aufgewendeten edelmetallhaltigen Paste zu senken, um den Materialaufwand und damit die Kosten für hochstromtaugliche Durchkontaktierungen zu minimieren [46]. Das Volumen  $V$  einer vollständig verfüllten Durchkontaktierung berechnet sich in Abhängigkeit von  $r_o$  und  $r_u$  wie folgt:

$$V = \frac{1}{3} \cdot \pi \cdot d_{\text{sub}} (r_o^2 + r_o r_u + r_u^2) \quad (9-1)$$

Wenn nun eine zulässige Höchsttemperatur definiert wird, können der minimal zulässige Bohrungsdurchmesser und die entsprechende Pasteneinsparung bestimmt werden. Bei einer zulässigen Maximaltemperatur von 400 °C könnte der

Bohrungsradius auf  $r_u = 80 \mu\text{m}$  verringert werden, was einer Pasteneinsparung von ca. 30 % entspräche. Der Zusammenhang zwischen Pastenvolumen und auftretender Maximaltemperatur ist in Abb. 9-6b dargestellt. Je nach Anwendung kann so der Widerstand der Durchkontaktierung anhand des Füllmaterials und des Radius der Durchkontaktierung eingestellt werden.

## **9.2 Herstellung von Demonstratoren**

Den Modellierungsergebnissen nach sollte der Einsatz von Silberplatin für den Durchkontaktierungsdruck wesentlich verbesserte hochstromtaugliche herkömmliche Durchkontaktierungen ergeben. Die Praxis zeigt jedoch, dass auf den Einsatz von palladiumhaltigen Pasten in der herkömmlichen Durchkontaktierung schwer verzichtet werden kann, da für reines Silber oder auch Silberplatin keine ausreichende Haftung zwischen Metallisierung und Substrat erreicht wird. Insbesondere bei zyklischer Strombelastung und/oder thermischer Belastung wird eine Delamination der Metallisierung von der Bohrungswandung der Durchkontaktierung beobachtet [47]. Die Gründe der schlechten Haftung liegen wahrscheinlich an der, durch den Herstellungsprozess stark verglasten Oberfläche der Durchkontaktierung. Die Mikrostruktur hat großen Einfluss auf die Hafteigenschaften zwischen Paste und Substrat [99]. Außerdem neigt Silber stark zur Elektromigration und auch das kann zur Delamination der Metallisierungsschicht in der Durchkontaktierung führen [100]. Zum Einfluss von Hochstrombelastung auf das Wachstum von Poren liegen detaillierte Untersuchungen vor [101]. Um herkömmliche Durchkontaktierungen unter Verwendung anderer Pastensysteme als AgPd herzustellen, müssen angepasste Pastensysteme entwickelt werden, die eine ausreichende Haftung bei zyklischer thermischer Belastung gewährleisten, wie beispielsweise in [102] für planare Strukturen beschrieben.

Nachdem die Verfüllung der Durchkontaktierungen mit elektrisch isolierenden Materialien im Modell keine signifikante Verringerung der Erwärmung bewirkte und herkömmliche Durchkontaktierungen mit veränderter Zusammensetzung ausschieden, wurden Demonstratoren der elektrisch leitend verfüllten Durchkontaktierungen hergestellt. Das vorliegende Kapitel gliedert sich in drei Teile:

- Herstellung der Pasten, die für das Verfüllen verwendet wurden,
- elektrische Charakterisierung der hergestellten Pasten und

- Herstellung der verfüllten Durchkontaktierungen im Schablonendruck.

### **9.2.1 Materialien**

Der Widerstand des Füllmaterials sollte so eingestellt werden, dass ein möglichst geringer Anteil an Edelmetallen verwendet werden muss [46]. Exemplarisch sind einige Materialien, die zur Verfüllung der Durchkontaktierungen verwendet werden könnten wie reines Silber, Aluminium, Palladium und Graphit in Abb. 9-3 auf Seite 124 eingezeichnet. Berücksichtigt man aber, dass zur Sinterung der Dickschichthybridschaltungen ausnahmslos oxidierende Ofenatmosphären genutzt werden, ist die Auswahl der Materialien wieder auf Edelmetalle eingeschränkt. In dieser Arbeit wurde der Ansatz verfolgt, edelmetallhaltige Pasten zu verwenden, und diese zu einem möglichst großen Teil durch ein inertes Material zu ersetzen und so den Edelmetallanteil zu reduzieren.

Im Zuge dieser Arbeit wurden zwei kommerzielle Leiterpasten mit verschiedenen Anteilen an  $\text{Al}_2\text{O}_3$  hergestellt. Zum Einen wurde eine Silberplatin (100:1) Paste (DuPONT, TH061) verwendet, zum Anderen eine Silberpalladium (100:1) Paste (DuPONT, 7988). Es wurden Pasten mit folgenden Gewichtsanteilen  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Pulver (SASOL, APA-0.4) hergestellt: 10 %, 20 %, 30 % und 40 %. Der beim Sintern auftretende Massenverlust der Pasten von ca. 7 % wurde mit in die Berechnung einbezogen. Die Herstellung der Pasten erfolgte durch manuelles Mischen der Pasten mit den entsprechenden Mengen  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Pulver und anschließender Homogenisierung mit Hilfe eines Dreiwalzwerks (EXAKT 50 Klassik), wie in Abb. 9-7a schematisch dargestellt. Das verwendete Dreiwalzwerk ist in Abb. 9-7b abgebildet. Der Vorgang wurde wiederholt, bis eine homogenisierte Paste vorlag.

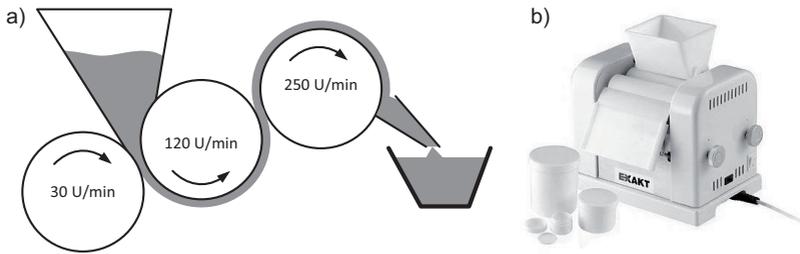


Abb. 9-7: a) Funktionsprinzip des Dreiwalzwerkes b) Verwendetes Walzwerk für die Homogenisierung der  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -haltigen Pasten zur Herstellung vollständig verfüllter Durchkontaktierungen.

### 9.2.2 Spezifischer Widerstand und $TKR$

Um festzustellen, welche Pasten sich für die Herstellung von Durchkontaktierungen eignen, wurde im nächsten Schritt der spezifische Widerstand und der Temperaturkoeffizient des Widerstandes bestimmt. Zur Bestimmung des spezifischen Widerstandes wurde das gleiche Vorgehen nach DIN 41580 Teil 2 [45] verwendet, wie schon in Kapitel 6.2.1 beschrieben. Das bedeutet, es wurden wieder Teststrukturen im Siebdruckverfahren hergestellt, die mittels Spaltschweißverfahren unter der Verwendung von Platindrähten kontaktiert und anschließend im Rohrofen vermessen wurden.

Der Druck der Strukturen ist nicht einfach, da bei erhöhten  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Anteilen die Siebmaschen verstopfen und es sogar zur Beschädigung des Siebes kommen kann. Pasten mit einem  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehalt von 40 % waren nicht mehr druckbar.

Die Bestimmung des Widerstandes der Proben erfolgte wieder in Vierleitertechnik in einem luftgespülten Rohrofen, diesmal bei 25 °C und bei 850 °C. Zur Berechnung des spezifischen Widerstandes wurde zusätzlich zum Widerstand die Schichtdicke der Teststrukturen bestimmt und der spezifische Widerstand nach Gleichung 6-4 auf Seite 83 berechnet. Für jede Pastenmodifikation wurden vier Strukturen hergestellt und vermessen. Aus den Widerstandswerten bei 25 °C und 850 °C wurde außerdem nach Gleichung 4-2 auf Seite 21 der  $TK\rho$  bestimmt.

Bei der Widerstandsbestimmung zeigte sich unabhängig von der verwendeten Paste, dass für Pasten mit einem  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehalt ab 30 % kein Widerstand mehr zu bestimmen war und das Material damit als Isolator zu betrachten ist. Für die weitere

Auswertung liegen deshalb die Messungen der reinen Pasten und der Pasten mit 10 % und 20 %  $\text{Al}_2\text{O}_3$  zugrunde.

Der spezifische Widerstand bei 25 °C der reinen Silberpalladiumpaste A7988 ohne  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Beimengung liegt bei einem Mittelwert von  $7,46 \cdot 10^{-7} \Omega\text{m}$ . Durch die Zugabe von 10 %  $\text{Al}_2\text{O}_3$  erhöht sich der spezifische Widerstand auf im Mittel  $1,98 \cdot 10^{-6} \Omega\text{m}$ , für eine Zugabe von 20 %  $\text{Al}_2\text{O}_3$  erhöht sich der spezifische Widerstand bis auf  $4,25 \cdot 10^{-6} \Omega\text{m}$ . Wie im Boxplot in Abb. 9-8a zu sehen ist, weisen die Messwerte dabei nur eine sehr geringe Streuung auf. Analog dazu wurden in Abhängigkeit des  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehaltes bei 850 °C Werte entsprechend Abb. 9-8b und Tab. 9-1 bestimmt, die erwartungsgemäß etwas oberhalb der Werte bei 25 °C liegen. Der aus  $\rho_{25\text{ °C}}$  und  $\rho_{850\text{ °C}}$  berechnete  $TK\rho$  sinkt mit steigendem  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehalt von anfangs  $606 \text{ ppmK}^{-1}$  auf  $480 \text{ ppmK}^{-1}$ , sowohl für den 10 % wie auch für den 20 %  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Anteil (Abb. 9-8c).

Tab. 9-1: Spezifischer Widerstand und Temperaturkoeffizient des Widerstandes für die Silberpalladiumpaste A7988 und die Silberplatinpaste TH061 in Abhängigkeit des  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Anteils.

$\text{Al}_2\text{O}_3$	A7988			TH061		
	$\rho_{25\text{ °C}} / \Omega\text{m}$	$\rho_{850\text{ °C}} / \Omega\text{m}$	$TK\rho / \text{ppmK}^{-1}$	$\rho_{25\text{ °C}} / \Omega\text{m}$	$\rho_{850\text{ °C}} / \Omega\text{m}$	$TK\rho / \text{ppmK}^{-1}$
0 %	$7,46 \cdot 10^{-7}$	$1,12 \cdot 10^{-6}$	606	$1,68 \cdot 10^{-7}$	$5,19 \cdot 10^{-7}$	2538
10 %	$1,98 \cdot 10^{-6}$	$2,76 \cdot 10^{-6}$	481	$4,55 \cdot 10^{-7}$	$1,33 \cdot 10^{-7}$	2313
20 %	$4,25 \cdot 10^{-6}$	$5,94 \cdot 10^{-6}$	483	$1,84 \cdot 10^{-6}$	$5,21 \cdot 10^{-7}$	2255

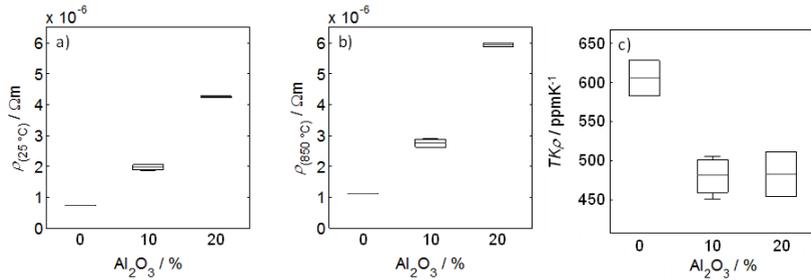


Abb. 9-8: Elektrische Eigenschaften der Silberpalladiumpaste A7988 in Abhängigkeit des  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehaltes a) Der spezifische Widerstand  $\rho_{25^\circ\text{C}}$  bei  $25^\circ\text{C}$  steigt mit erhöhtem  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehalt an b) Der spezifische Widerstand  $\rho_{850^\circ\text{C}}$  bei  $850^\circ\text{C}$  liegt etwas höher als bei  $25^\circ\text{C}$  und steigt mit erhöhtem  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehalt qualitativ gleichermaßen an c) Der aus  $\rho_{25^\circ\text{C}}$  und  $\rho_{850^\circ\text{C}}$  berechnete  $TK_{\rho}$  sinkt hingegen mit steigendem  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehalt.

Die reine Silberplatinpaste TH061 ohne  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Beimengung hat bei  $25^\circ\text{C}$  einen spezifischen Widerstand von  $1,68 \cdot 10^{-7} \Omega\text{m}$ , der durch die Zugabe von 10 %  $\text{Al}_2\text{O}_3$  auf  $4,55 \cdot 10^{-7} \Omega\text{m}$  steigt. Die Zugabe von 20 %  $\text{Al}_2\text{O}_3$  führt zu einem Anstieg des spezifischen Widerstandes um fast eine Zehnerpotenz auf  $1,84 \cdot 10^{-6} \Omega\text{m}$ , wie in Abb. 9-9a dargestellt ist und Tab. 9-1 zu entnehmen ist. Wie in Abb. 9-9b zu sehen ist, verhalten sich die Werte des spezifischen Widerstandes bei erhöhter Temperatur analog dazu, bei leicht erhöhten Werten. Die Streuung der Werte ist bei  $850^\circ\text{C}$  stärker ausgeprägt, insbesondere bei einem  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Anteil von 20 %. Der aus den Werten des spezifischen Widerstandes  $\rho_{25^\circ\text{C}}$  und  $\rho_{850^\circ\text{C}}$  berechnete  $TK_{\rho}$  liegt im Gegensatz zur Paste A7988 für die reine Paste bei ca.  $2600 \text{ ppmK}^{-1}$  und sinkt mit steigendem  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Anteil, wie auch bei der Paste A7988 (Abb. 9-9c).

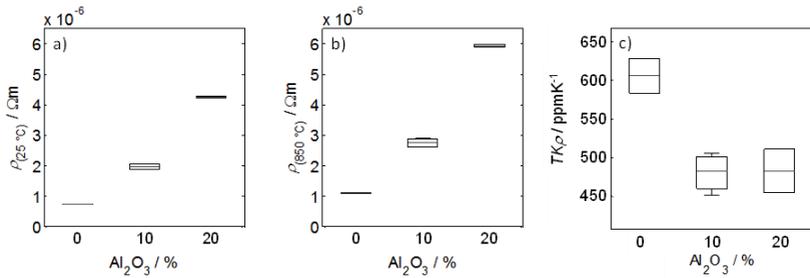


Abb. 9-9: Elektrische Eigenschaften der Silberplatinpaste TH061 in Abhängigkeit des  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehaltes a) Erwartungsgemäß liegt der spezifische Widerstand  $\rho_{25^\circ\text{C}}$  bei  $25^\circ\text{C}$  niedriger als bei der Silberpalladiumpaste A7988. Mit erhöhtem  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehalt steigt  $\rho_{25^\circ\text{C}}$  an b) Der spezifische Widerstand  $\rho_{850^\circ\text{C}}$  bei  $850^\circ\text{C}$  liegt etwas höher als bei  $25^\circ\text{C}$  und steigt mit erhöhtem  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehalt gleichermaßen an c) Der aus  $\rho_{25^\circ\text{C}}$  und  $\rho_{850^\circ\text{C}}$  berechnete  $TK\rho$  sinkt hingegen mit steigendem  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Gehalt.

Der Vergleich der Werte des spezifischen Widerstandes der hergestellten Pasten mit den Modellierungsergebnissen der verfüllten Durchkontaktierungen mit elektrisch leitenden Materialien zeigt, dass die hergestellten Pasten in dem Bereich liegen, in dem der spezifische Widerstand eingestellt werden soll. In Abb. 9-10a sind die Werte der elektrischen Leitfähigkeit der verschiedenen Mischungen der Paste A7988 sowie die im Basismodell verwendete AgPd-Paste eingetragen. Die Werte der Leitfähigkeit der verschiedenen Mischungen der Paste TH061 und der im Basismodell für den Kontaktierungsdruck verwendete AgPt-Paste sind Abb. 9-10b zu entnehmen.

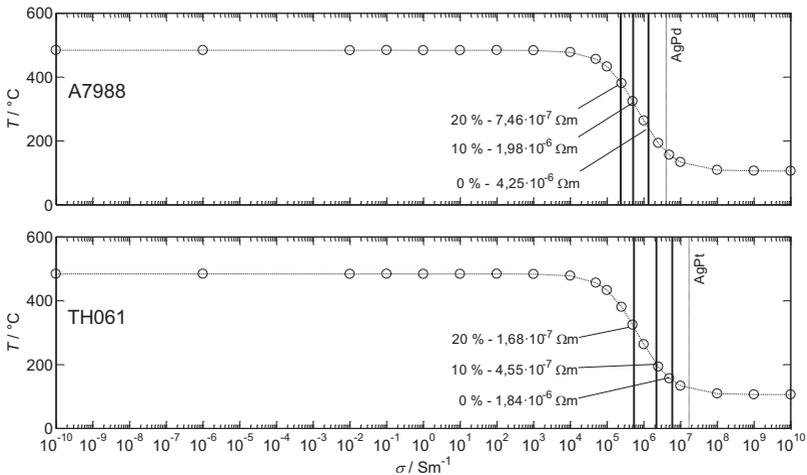


Abb. 9-10: a) Die hergestellten Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-haltigen Silberpalladiumpasten im Vergleich zu den mit dem verfeinerten Modell berechneten Maximaltemperaturen  $T(\sigma)$  am Ende des Strompulses (vgl. Abb. 9-3) und der Silberpalladiumpaste. b) Analog a) die hergestellten Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-haltigen Silberplatinpasten im Vergleich zu den berechneten Maximaltemperaturen  $T(\sigma)$  und der Silberplatinpaste, wie sie in den verfeinerten Modellen verwendet wurde.

### 9.2.3 Herstellung von Durchkontaktierungen

Zur Herstellung vollständig verfüllter Durchkontaktierungen wurde der in der LTCC übliche Schablonendruck [104] verwendet. Der Prozess entspricht dem Siebdruck, jedoch kommt anstelle des Siebes eine Schablone zum Einsatz, bestehend aus einer dünnen Metallfolie, die in den Siebrahmen eingespannt ist. Die Bereiche der zu füllenden Durchkontaktierungen sind ausgespart, so dass die Paste nur in die Durchkontaktierungen gedruckt wird. Der Durchmesser der Aussparung muss dabei etwas größer gewählt werden als der Durchmesser der Durchkontaktierungen. Genauso wie beim Druck herkömmlicher Durchkontaktierungen wird das Substrat mittels eines Unterdrucks im Drucknest fixiert und die Paste während des Drucks in die Durchkontaktierungen gesaugt. Zwischen Substrat und Drucknest befindet sich außerdem eine poröse Keramikplatte, um das Substrat möglichst gleichmäßig anzusaugen und so in allen Durchkontaktierungen gleichmäßige Druckverhältnisse zu schaffen. Außerdem hindert die Platte das Heraustreten der Paste auf der Rückseite des Substrates. Um ein Verstopfen der Poren der Keramikplatte zu

verhindern, wurde zwischen Substrat und poröser Keramikplatte ein fusselfreies Papiertuch eingelegt, das für jeden Druckschritt gewechselt wurde. Der beschriebene Aufbau im Ausgangszustand vor Beginn des Druckens ist in Abb. 9-11a dargestellt.

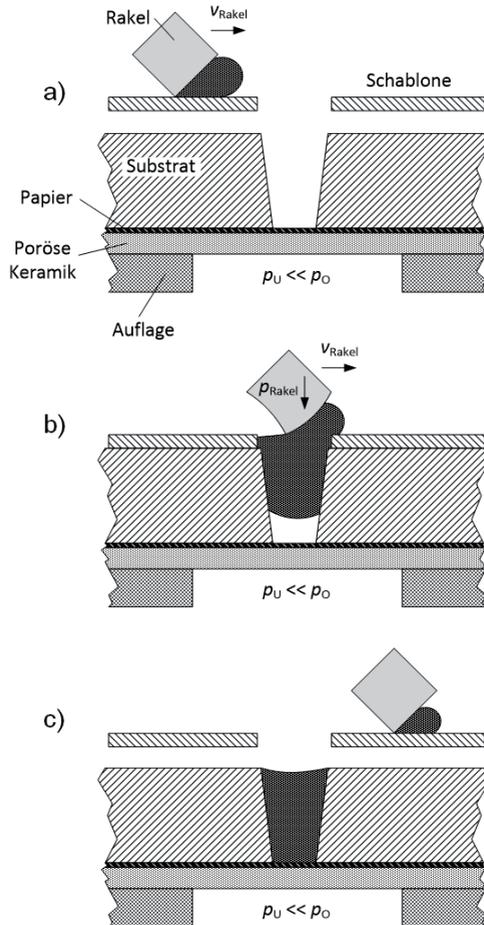


Abb. 9-11: Verfüllung von Durchkontaktierungen im Schablonendruck a) Ausgangszustand vor Beginn des Drucks b) Die Paste wird durch Rakeldruck und -bewegung in die Durchkontaktierungsbohrung gedrückt und gleichzeitig durch den Unterdruck im Drucknest eingesaugt c) Fertig gedruckte vollständig verfüllte Durchkontaktierung

Im Gegensatz zum Siebdruck ist der Schablonendruck kein Off-contact-Verfahren, sondern ein On-contact-Verfahren. Das bedeutet, die Schablone wird während des Druckens in Kontakt mit dem Substrat gebracht, so dass keine Paste zwischen Schablone und Substrat gelangen kann. Während des Druckens wird die Paste gleichzeitig von oben in die Durchkontaktierungsbohrung gedrückt und von unten angesaugt (Abb. 9-11b). Je nach dem Grad der Verfüllung der Durchkontaktierung muss der Schritt unter Umständen mehrfach wiederholt werden, bis die Durchkontaktierung vollständig verfüllt ist. Die Druckergebnisse hängen dabei sehr stark von den verwendeten Parametern Viskosität, Rakeldruck und Rakelgeschwindigkeit ab. Als Ergebnis liegt eine vollständig verfüllte Durchkontaktierung vor (Abb. 9-11c).

Nach dem beschriebenen Prozess zur Verfüllung von Durchkontaktierungen wurden nun vollständig verfüllte Durchkontaktierungen hergestellt. Zur Füllung wurde die Paste TH061 ohne  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Beimengung und mit 10 %  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Anteil verwendet. Es wurde derselbe Siebdruckhalbautomat verwendet wie auch schon für die Herstellung der Teststrukturen zur Bestimmung des spezifischen Widerstandes und des Temperaturkoeffizienten des Widerstandes. Zum Einsatz kam dabei ein beleuchtetes Drucknest, um die Schablone auf dem Substrat optisch nach der Lage der Durchkontaktierungen ausrichten zu können. Zur genauen Positionierung wurde ein Kamerasystem genutzt. Zur vollständigen Verfüllung der Durchkontaktierungen musste der Druck mehrfach ausgeführt werden, wobei die Druckergebnisse stark von Rakelgeschwindigkeit und Rakeldruck abhingen. Nachdem die Durchkontaktierungsbohrungen vollständig verfüllt waren, wurden die Substrate getrocknet und anschließend die überstehende Paste von der Ober- und Unterseite mit einer  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Rakel abgeschabt, um die Substrate für die weiteren Siebdruckschritte vorzubereiten. Anschließend wurden diese unter Verwendung des in der Dickschicht üblichen Temperaturprofils gesintert (30 min, Peak 850 °C).

Zur Charakterisierung der Verfüllung der Durchkontaktierungen wurden Querschliffe hergestellt und lichtmikroskopisch ausgewertet. In der Regel wurde eine gleichmäßige und vollständige Füllung der Durchkontaktierungen erreicht, wie in Abb. 9-12a-c zu sehen ist. Es ist allerdings zu beachten, dass auch im Fall der vollständig verfüllten Durchkontaktierungen Fehler auftreten können. So kann es

sein, dass z.B. der Bereich des Bohrungsaustritts nicht vollständig mit Paste gefüllt wurde oder Poren in der Durchkontaktierung verbleiben, wie in Abb. 9-12d.

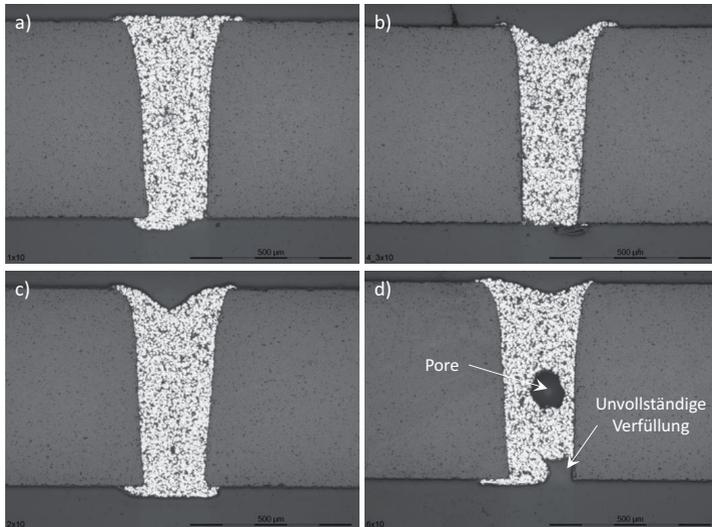


Abb. 9-12: Querschliffe von verfüllten Durchkontaktierungen hergestellt im Schablonendruckverfahren. Die Durchkontaktierungen in a bis c sind vollständig verfüllt. Auch in diesem Verfahren können Fehlstellen auftreten, wie in d zu sehen ist.

### 9.3 Hochstrommessungen

Um hochstromtaugliche Demonstratoren aufzubauen, mussten die hergestellten verfüllten Durchkontaktierungen noch kontaktiert werden. Zu diesem Zweck wurden die Substrate von der Vorder- und Rückseite vollflächig mit Silberplatinpaste bedruckt, wie schematisch in Abb. 9-13 dargestellt.

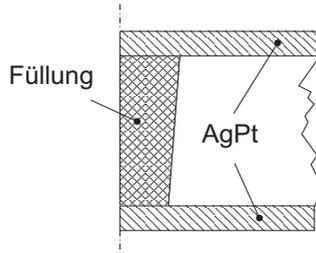


Abb. 9-13: Schematische Darstellung einer vollständig verfüllten Durchkontaktierung mit Vorder- und Rückseitenmetallisierung aus AgPt.

Anschließend wurden die zu vermessenden Durchkontaktierungen von der Vorderseite mit dem Laser von der restlichen vollflächigen Metallisierung isoliert, um die Substrate am Hochstrommessplatz Hochstromtests unterziehen zu können. Zur Messung wurde derselbe Messaufbau verwendet, an dem auch die in Kapitel 4.1 vorgestellten Messungen durchgeführt wurden. Bei den Messungen wurde keine vollständig verfüllte Durchkontaktierung zerstört. Die Auswertung erfolgte ebenfalls analog den eingangs vorgestellten Hochstrommessungen. Das bedeutet, dass der Kaltwiderstand  $R_0$  und die relative Widerstandsänderung  $\Delta R/R_0$  ausgewertet wurden. Der Kaltwiderstand wurde bei einer Stromstärke von  $I = 2 \text{ A}$  bestimmt, die relative Widerstandsänderung bei  $I = 20 \text{ A}$ . Wie oben bereits beschrieben, stellt  $\Delta R/R_0$  ein Maß für den Grad der Erwärmung der Durchkontaktierungen dar. Um eine Vergleichbarkeit der gewonnenen Messdaten zu erhalten, wurden die Werte denen, der Eingangs beschriebenen Hochstrommessungen herkömmlicher AgPd-Durchkontaktierungen, gegenüber gestellt. Beide Varianten der vollständig verfüllten Durchkontaktierungen zeigen vergleichsweise geringe Werte des Kaltwiderstandes  $R_0$  zwischen  $5 \text{ m}\Omega$  und  $10 \text{ m}\Omega$ , gegenüber  $20 \text{ m}\Omega$  bis  $30 \text{ m}\Omega$  bei den herkömmlichen Durchkontaktierungen mit AgPd-Metallisierung (Abb. 9-14 und Abb. 9-15a). Der Kaltwiderstand der  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -haltigen Durchkontaktierungen erreicht geringfügig höhere Werte als die  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -freien Durchkontaktierungen.

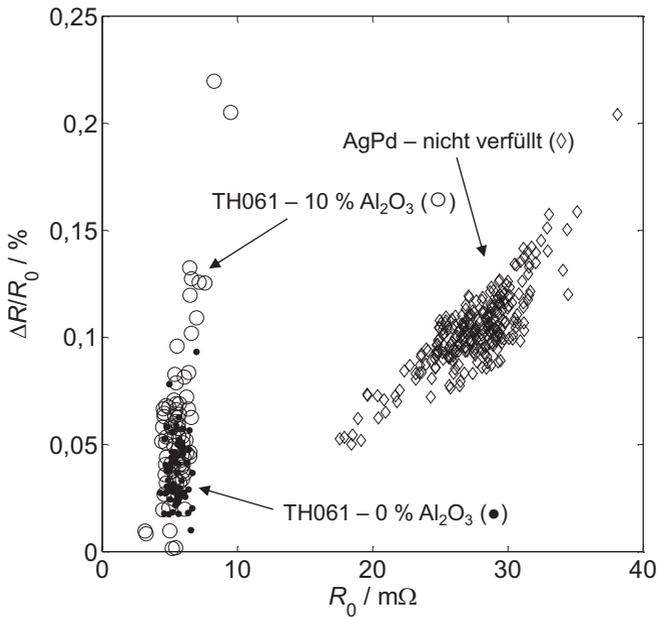


Abb. 9-14: Die relative Widerstandsänderung  $\Delta R/R_0$  nach 100 ms bei  $I = 20$  A aufgetragen über den Kaltwiderstand  $R_0$ .  $\Delta R/R_0$  ist ein Maß für die Erwärmung der Durchkontaktierung. TH061 zeigt sowohl einen geringeren Kaltwiderstand wie auch eine geringere Widerstandsänderung. Bei einer Beimengung von 10 %  $Al_2O_3$  werden vergleichbare Werte des Kaltwiderstands erreicht, aber aus den erhöhten Werten der Widerstandsänderung lässt sich eine verstärkte Erwärmung der Durchkontaktierungen ableiten.

Bei der Betrachtung der relativen Widerstandsänderung fällt auf, dass die Durchkontaktierungen ohne  $Al_2O_3$ -Anteil eine sehr niedrige relative Widerstandsänderung aufweisen, während die verfüllten Durchkontaktierungen mit  $Al_2O_3$ -Anteil den herkömmlichen Durchkontaktierungen vergleichbare Werte erzielen, sich also wesentlich stärker erwärmen (Abb. 9-14 und Abb. 9-15b). Gleichzeitig streuen die Werte der relativen Widerstandsänderung erheblich stärker. Das kann entweder durch die Pastenherstellung oder den Schablonendruck begründet sein.

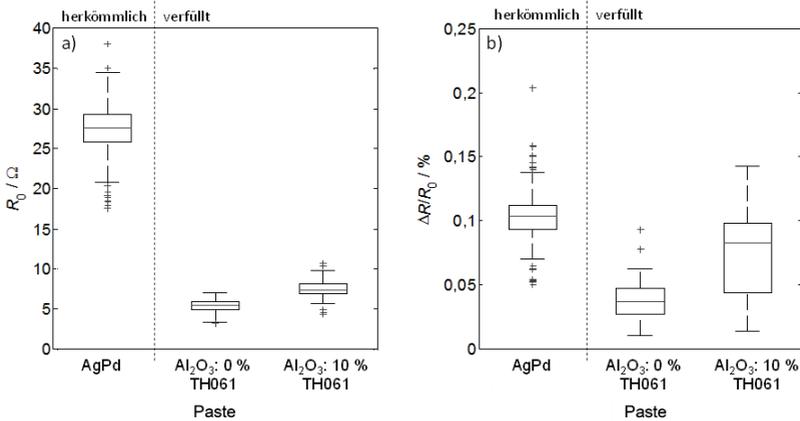


Abb. 9-15: a) Die verfüllten Durchkontaktierungen, die mit der Paste TH061 hergestellt wurden, haben einen um Faktor fünf geringeren Kaltwiderstand als herkömmliche Durchkontaktierungen, die mit Silberpalladium hergestellt wurden. Eine Beimengung von 10 %  $\text{Al}_2\text{O}_3$  erhöht den Kaltwiderstand nur geringfügig b) Die relative Widerstandsänderung  $\Delta R/R_0$  liegt für die reine Paste TH061 wesentlich niedriger als für herkömmliche Durchkontaktierungen, erhöht sich aber bei der Zugabe von 10 %  $\text{Al}_2\text{O}_3$  auf fast den doppelten Wert bei gleichzeitig breiterer Streuung.

#### 9.4 Fazit

Die Möglichkeiten zur Herstellung hochstromtauglicher Durchkontaktierungen wurden ausführlich erörtert. Die Modifikation herkömmlicher Durchkontaktierungen unter Verwendung anderer Materialien als AgPd für den Durchkontaktierungsdruck verbessert die Stromtragfähigkeit in der Theorie massiv. In der Praxis ist dieser Weg aber nicht zielführend, da die Haftungseigenschaften zwischen Substrat und Metallisierung eine große Rolle spielen, insbesondere hinsichtlich Temperaturwechselbeständigkeit.

Die vollständige Verfüllung herkömmlicher Durchkontaktierungen mit Materialien hoher Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität führt nur zu einem sehr kleinen Unterschied in den auftretenden Maximaltemperaturen und ist damit auch nicht geeignet, um hochstromtaugliche Durchkontaktierungen aufzubauen. Die entstehende Wärme wird derart schnell generiert, dass sie nicht diffundieren kann, sondern zu einem „Hitzestau“ und damit direkt am Ort der Entstehung zu einer Temperaturerhöhung führt.

Die Verwendung von elektrisch leitenden Materialien zur vollständigen Verfüllung herkömmlicher Durchkontaktierungen führt zu einer erheblichen Reduzierung der generierten Wärmemenge. Wenn der spezifische Widerstand und die geometrischen Abmessungen der Durchkontaktierungen angepasst würden, könnten hochstromtaugliche Durchkontaktierungen mit reduziertem Edelmetallverbrauch gegenüber herkömmlich verfüllten Durchkontaktierungen hergestellt werden. Die aufgebauten Hochstromdemonstratoren haben eine wesentlich höhere Stromtragfähigkeit als herkömmliche Durchkontaktierungen. Diese Lösung erscheint im Rahmen dieser Arbeit als die zielführendste für die Herstellung verlässlicher Hochstromdurchkontaktierungen in Dickschicht-Hybridtechnik.

Im Hinblick auf weitere Möglichkeiten zur Herstellung von vollständig verfüllten Durchkontaktierungen kommt die Umkehr des bisherigen Ansatzes in Frage. Das bedeutet, es würde ein nichtleitendes Füllmaterial verwendet, das mit leitenden Materialien verfüllt wird. Zur Herstellung von z.B. Leitklebern in der Hybridtechnik ist das ein etablierter Prozess [105]. Es gibt bereits Untersuchungen zur Herstellung der Leitfähigkeit von Pasten zur Durchkontaktierungsverfüllung, wie beispielsweise das Verfüllen mit kurzen leitenden Fasern [106].

## **10 Bewertung der Ergebnisse**

Ziel der vorliegenden Arbeit war die Betrachtung der elektrischen Durchkontaktierung als eigenständiges Bauteil. Dabei wurde ein Verständnis der Vorgänge bei Belastung einer Durchkontaktierung mit hohen Strompulsen erlangt. Im Fokus der Untersuchungen standen insbesondere die Einflüsse der elektrischen und thermischen Kenngrößen sowie der Geometrie der Durchkontaktierung.

Im ersten Schritt wurden Durchkontaktierungen hinsichtlich ihrer Stromtragfähigkeit messtechnisch erfasst. Zu diesem Zweck wurden Durchkontaktierungen aus der Serienproduktion mittels einer groß angelegten Versuchsreihe Hochstromtests unterzogen. Aus der ausreichend großen Stichprobe konnten die in der Problemstellung angenommenen Grundannahmen bestätigt werden, wonach das Verhalten von Durchkontaktierungen bei Impulsstrombelastung in drei Bereiche unterteilt werden kann. Die getesteten Durchkontaktierungen zeigten eine hohe Stromtragfähigkeit ( $\geq 23$  A). Der Kaltwiderstand der Durchkontaktierungen erreichte Werte zwischen  $14,3 \text{ m}\Omega$  und  $35,5 \text{ m}\Omega$ , die relative Widerstandsänderung Werte zwischen  $5,1 \%$  und  $20,5 \%$ . Alle Werte streuten stark, was für Bauteile in Dickschichttechnik normal ist. Die Auswertung von Schliiffbildern von im Test nicht zerstörten Durchkontaktierungen zeigte außerdem eine Konizität der Bohrung, bedingt durch den Herstellungsprozess mittels Laserbohrung. Im Test zerstörte Durchkontaktierungen wiesen Bereiche fehlender Metallisierung nahe dem Bohrungsaustritt auf. Die Metallisierung in diesen Bereichen scheint aufgeschmolzen zu sein.

Um die Vorgänge bei Strombelastung zu analysieren, wurde eine ausführliche Modellierung nach der Finite-Elemente-Methode durchgeführt. Anhand des FEM-Modells wurden folgende Erkenntnisse gewonnen:

- Die kalorischen Materialparameter haben gegenüber den Abmessungen der Durchkontaktierungen und den elektrischen Materialparametern nur einen untergeordneten Einfluss auf die in der Durchkontaktierung auftretenden Temperaturen. Eine Reduzierung der Temperatur bei Strombelastung kann nur durch die Verhinderung der Wärmeentstehung erfolgen.

- Die Schwachstelle von Durchkontaktierungen ist vor allem durch deren konische Form bedingt. Durch den geringeren Durchmesser der Durchkontaktierungen am Bohrungsaustritt tritt hier eine größere Stromdichte auf und es entsteht mehr Wärme, die zu einer stärkeren Temperaturerhöhung im Bereich des Bohrungsaustritts führt. Nicht konische Bohrungen herzustellen wäre naheliegend, ist aber technologisch nur extrem arbeitsintensiv umsetzbar. Zur Konizität kommt hinzu, dass der Bohrungsaustritt der Durchkontaktierungen bedingt durch den Herstellungsprozess sehr ungleichmäßig ist. Das bedeutet, während an einigen Stellen übermäßige dicke Beschichtungsbereiche zu beobachten sind, sind andere Bereiche aber nur unvollständig metallisiert. Derartige Fehlstellen führen zu lokalen Temperaturmaxima und sind der Grund für die starke Streuung der Stromtragfähigkeit herkömmlicher Durchkontaktierungen.
- Das Versagen von Durchkontaktierungen bei impulsartiger Hochstrombelastung mit Pulszeiten  $\leq 100$  ms wird durch den überproportionalen Temperaturanstieg in der Metallisierungsschicht verursacht. Wenn die Schmelztemperatur der Metallisierung überschritten wird, schmilzt diese lokal auf. Dabei verringert sich die zur Durchströmung verfügbare Querschnittsfläche der Durchkontaktierung, was zu einer noch höheren Stromdichte im verbleibenden Material führt. Es fällt dort mehr Leistung ab, bzw. es wird dort noch mehr Wärme generiert und der Zerstörungsprozess in Form einer positiven Rückkopplung beschleunigt sich.
- Eine gesteigerte Stromtragfähigkeit von Durchkontaktierungen kann nur durch die Verringerung des Widerstandes erreicht werden. Zum Einen kann die Stromtragfähigkeit herkömmlicher Durchkontaktierungen durch den Einsatz von Materialien mit geringerem spezifischen Widerstand erhöht werden. Dabei ist aber zu beachten, dass die Haftung zwischen verglaster Durchkontaktierungswandung und Paste eine große Rolle spielt, insbesondere bei Temperaturwechselbelastungen, wie sie in der automobilen Anwendung auftreten. Pastensysteme zu entwickeln, die eine ausreichende Haftung und Temperaturwechselbeständigkeit aufweisen und diese zu qualifizieren stellt eine große Herausforderung dar. Zum Anderen können herkömmliche Durchkontaktierungen vollständig verfüllt werden. Die Verfüllung mit Materialien hoher thermischer Masse ist dabei nicht

zielführend. Es müssen elektrisch leitende Materialien Verwendung finden, die unter oxidierenden Ofenatmosphären gesintert werden können. Diese Bedingungen erfüllen nur edelmetallhaltige Pasten. Der Widerstand verfüllter Durchkontaktierungen kann entweder durch die Einstellung des spezifischen Widerstandes des Füllmaterials und/oder durch den Durchmesser der verfüllten Durchkontaktierungen beeinflusst werden. Um den Edelmetallbedarf zu reduzieren, können Pasten verwendet werden, bei denen ein Teil der Bestandteile durch ein inertes Material, z. B.  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Pulver, substituiert wird.

- Das FEM-Modell wurde anhand der Hochstrommessungen zur Bestimmung der Stromtragfähigkeit von Durchkontaktierungen validiert. Zur Validierung wurde der Widerstandsverlauf  $R(t)$  genutzt und es konnte eine gute Übereinstimmung zwischen Modell und Messung erreicht werden.

Auf Basis der im Modell gewonnenen Erkenntnisse wurden zwei Möglichkeiten der Hochstromdurchkontaktierung untersucht. Zum Einen wurde ein Messverfahren zur zerstörungsfreuen Vorhersage der Stromtragfähigkeit von Durchkontaktierungen entwickelt. Dieses setzt die während der Strombelastung aufgenommene Energie ins Verhältnis zur relativen Widerstandsänderung, welche der Erwärmung der Durchkontaktierungen entspricht, und erlaubt eine klare Trennung zwischen kritischen und unkritischen Durchkontaktierungen. Zum Zweiten wurden vollständig verfüllte Durchkontaktierungen mit reduziertem Edelmetallgehalt entwickelt. Unter Verwendung der Modellierungsergebnisse wurden Demonstratoren vollständig verfüllter Durchkontaktierungen im Schablonendruck hergestellt und Hochstrommessungen unterzogen. Die hergestellten Durchkontaktierungen zeigten eine erheblich gesteigerte Stromtragfähigkeit.

## Anhang

### A.1 Parameterstudien

Mit steigendem Bohrungswinkel, gleichbedeutend mit einer Verengung des Bohrungsaustritts der Durchkontaktierung, steigt sowohl der Widerstand als auch die Maximaltemperatur stark an, wie in Abb. A. 1.

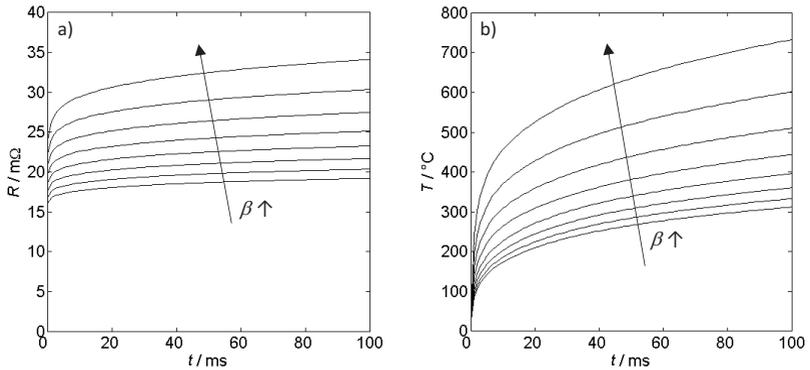


Abb. A. 1: a) Widerstandsverlauf für variierte Bohrungswinkel  $0^\circ < \beta < 7^\circ$  bei sonst konstanten Bedingungen. b) Korrespondierender Temperaturverlauf am Hot-Spot.

Mit verringerter Dicke der Metallisierungsschicht der Durchkontaktierung steigt sowohl der Widerstand als auch die Maximaltemperatur über die Zeit an, wie in Abb. A. 2 dargestellt.

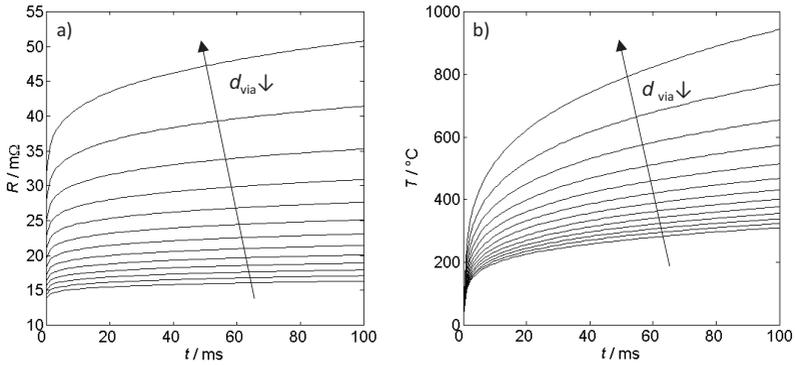


Abb. A. 2: a) Widerstandsverlauf für variierte Schichtdicken  $6 \mu\text{m} < d_{\text{via}} < 18 \mu\text{m}$  bei sonst konstanten Bedingungen. b) Korrespondierender Temperaturverlauf am Hot-Spot.

Die Wärmekapazität der Metallisierungsschicht hat kaum Einfluss auf die auftretenden Temperaturen, wie Abb. A. 3a zu entnehmen ist. Der Einfluss der Wärmeleitfähigkeit ist nur geringfügig größer, wie in Abb. A. 3b zu sehen ist. Die Werte sind der Bildunterschrift zu entnehmen.

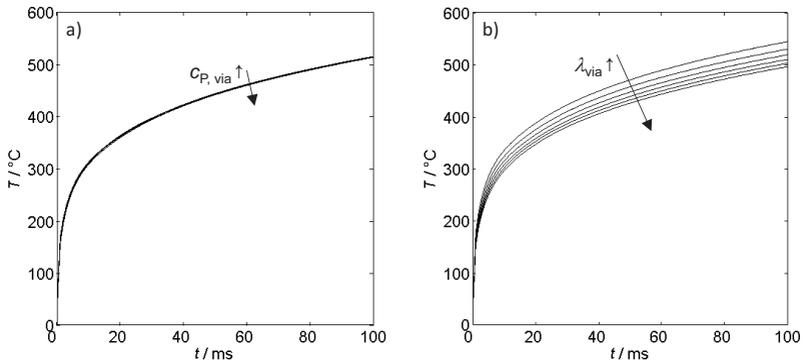


Abb. A. 3: a) Die Variation der Wärmekapazität  $c_P$  der Metallisierungsschicht im Bereich von  $100 \text{ J/kgK}$  bis  $500 \text{ J/kgK}$  resultiert in einer Temperaturdifferenz von  $15 \text{ }^{\circ}\text{C}$ . b) Die Variation der thermischen Leitfähigkeit  $\lambda$  der Metallisierungsschicht von  $100 \text{ W/mK}$  bis  $200 \text{ W/mK}$  resultiert in einer Temperaturdifferenz von  $90 \text{ }^{\circ}\text{C}$ .

Die Wärmekapazität des Substrates hat größeren Einfluss auf die auftretenden Temperaturen als die der Metallisierung, wie Abb. A. 4a zu entnehmen ist. Der Einfluss der Wärmeleitfähigkeit des Substrates ist nur geringfügig größer, wie in Abb. A. 4b zu sehen ist. Die Werte sind der Bildunterschrift zu entnehmen.

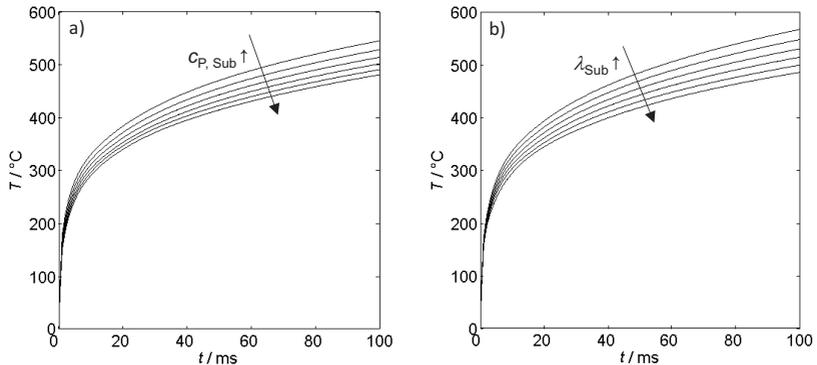


Abb. A. 4: a) Die Variation der Wärmekapazität  $c_p$  des Substrates im Bereich von 500 J/kgK bis 1000 J/kgK resultiert in einer Temperaturdifferenz von 64 °C.  
b) Die Variation der thermischen Leitfähigkeit  $\lambda$  des Substrates von 21 W/mK bis 26 W/mK resultiert in einer Temperaturdifferenz von 81 °C.

Der spezifische Widerstand der Metallisierung der Durchkontaktierung aus Silberpalladium hat großen Einfluss auf die auftretenden Temperaturen, da er die Wärmegeneration beeinflusst, und nicht nur deren Verteilung. Sowohl Widerstand wie auch Temperatur nehmen über die Zeit stark zu, wie Abb. A. 5 zu entnehmen ist. Die Werte sind der Bildunterschrift zu entnehmen.

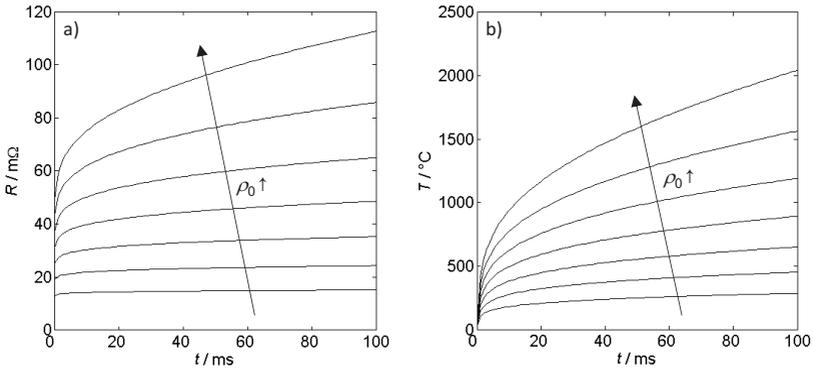


Abb. A. 5: Eine Erhöhung des spezifischen Widerstands  $\rho_0$  des Silberpalladiums von  $1,2 \cdot 10^{-7} \Omega m$  auf  $4,8 \cdot 10^{-7} \Omega m$  resultiert in einem starken Widerstandsanstieg über der Zeit und führt zu einer Temperaturdifferenz von  $1760 \text{ }^{\circ}C$ .

Der Temperaturkoeffizient des spezifischen Widerstandes der Silberpalladium-Metallisierung hat ebenfalls großen Einfluss auf die auftretenden Temperaturen. Sowohl Widerstand wie auch Temperatur nehmen über die Zeit stark zu, wie Abb. A. 6 zu entnehmen ist. Die Werte sind der Bildunterschrift zu entnehmen.

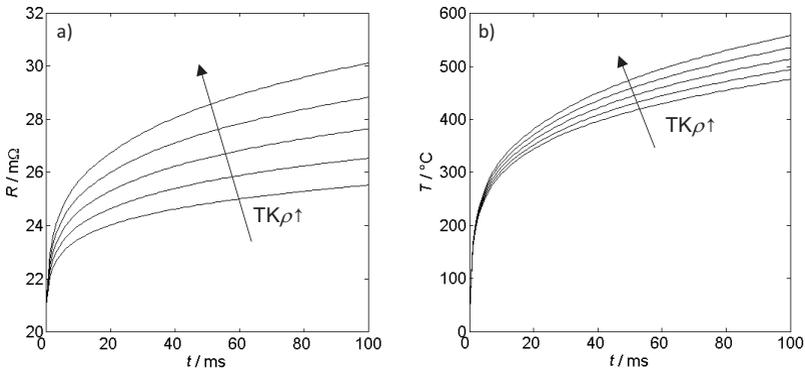


Abb. A. 6: Eine Erhöhung des Temperaturkoeffizienten des spezifischen Widerstands  $TK\rho$  des Silberpalladiums von  $550 \text{ ppmK}^{-1}$  auf  $950 \text{ ppmK}^{-1}$ , führt zu einem starken Anstieg des Widerstandes über der Zeit und zu einer Temperaturdifferenz von  $83 \text{ }^{\circ}C$ .

Der spezifische Widerstand der Metallisierung der Zuleitungen und Rückseitenmetallisierung aus Silberplatin hat keinen großen Einfluss auf die

auftretenden Temperaturen, da in diesen Bereichen kaum Wärme generiert wird. Sowohl Widerstand wie auch Temperatur nehmen über die Zeit stark zu, wie Abb. A. 7 zu entnehmen ist. Die Werte sind der Bildunterschrift zu entnehmen.

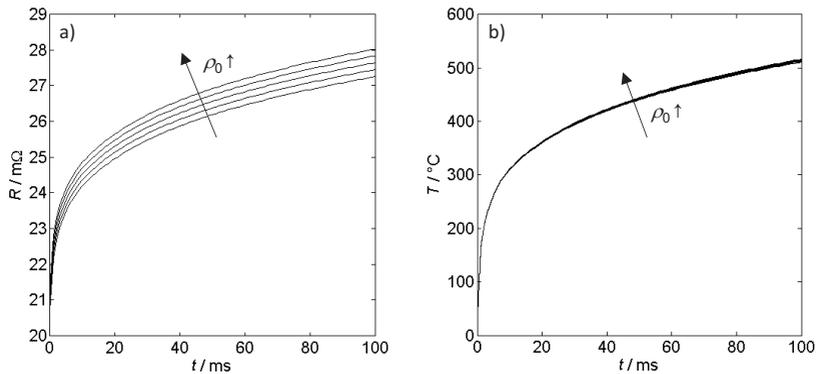


Abb. A. 7: Eine Erhöhung des spezifischen Widerstands  $\rho_0$  des Silberplatins von  $1,5 \cdot 10^{-8} \Omega m$  auf  $3,5 \cdot 10^{-8} \Omega m$  führt nur zu einem schwachen Widerstandsanstieg über der Zeit und führt zu keiner Temperaturdifferenz.

Der Temperaturkoeffizient des spezifischen Widerstandes der Silberplatin-Metallisierung hat ebenfalls kaum Einfluss auf die auftretenden Temperaturen. Sowohl Widerstand wie auch Temperatur nehmen über die Zeit kaum zu, wie Abb. A. 8 zu entnehmen ist. Die Werte sind der Bildunterschrift zu entnehmen.

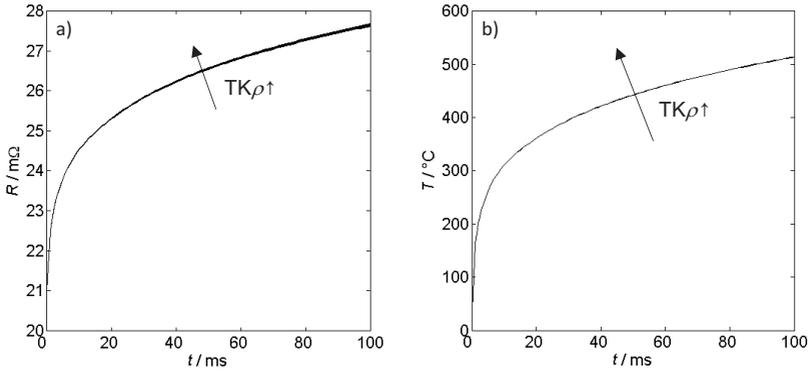


Abb. A. 8: Eine Erhöhung des Temperaturkoeffizienten des spezifischen Widerstands  $TK_{\rho}$  des Silberplatin von  $4000 \text{ ppmK}^{-1}$  auf  $8000 \text{ ppmK}^{-1}$ , führt zu keiner Änderung des Widerstandes über der Zeit und ebenfalls zu keiner Temperaturdifferenz.

Die Temperatur, die am Ende des Strompulses am Hot-Spot auftritt, wird weder vom spezifischen Widerstand noch vom Temperaturkoeffizienten des spezifischen Widerstandes der Silberplatinmetallisierung beeinflusst, wie in Abb. A. 9 zu sehen.

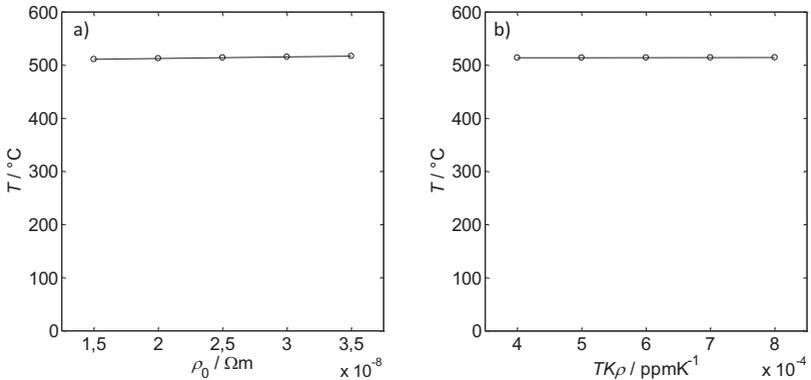


Abb. A. 9: Temperatur am Hot-Spot am Ende des Strompulses a) in Abhängigkeit des spezifischen Widerstandes  $\rho_0$  und b) in Abhängigkeit des Temperaturkoeffizienten des spezifischen Widerstandes  $TK_{\rho}$  der AgPt-Metallisierung. Beide Kennwerte zeigen vernachlässigbaren Einfluss auf die Hot-Spot-Temperaturen. Verwendete Parameter: Standardparametersatz entsprechend Tab. 5-1 und Tab. 5-2.  $I = 30 \text{ A}$ ,  $t_{\text{Puls}} = 100 \text{ ms}$ .

Die Änderung des Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha$  hat keine Auswirkung auf die Temperaturen in der Durchkontaktierung, der Einfluss der Umgebungs- und Initialtemperatur ist ebenfalls Abb. A. 10 zu entnehmen.

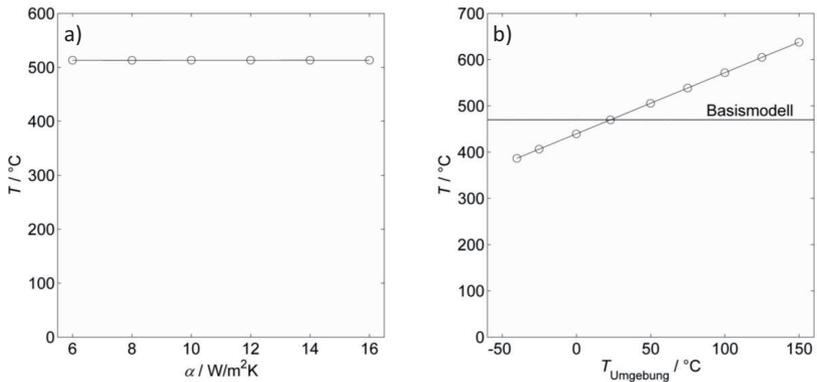


Abb. A. 10: a) Die Änderung des Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha$  im Bereich von 6 - 16 W/m<sup>2</sup>K hat erwartungsgemäß keine Auswirkung auf die Temperaturen in der Durchkontaktierung. b) Die Maximaltemperatur am Ende eines Strompulses ist der Umgebungs- und Initialtemperatur proportional. Entsprechend der Differenz zwischen der minimalen und maximalen Umgebungstemperatur von -40 °C und 150 °C ergibt sich ein leicht überproportionaler maximaler Temperaturunterschied von 250 °C. Verwendete Parameter: Standardparametersatz entsprechend Tab. 5-1 und Tab. 5-2.  $I = 30$  A,  $t_{\text{Puls}} = 100$  ms

## A.2 Verfüllte Durchkontaktierungen

Die Änderung der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  des Füllmaterials hat entsprechend Abb. A. 11 kaum Auswirkung auf die Temperaturen in der Durchkontaktierung.

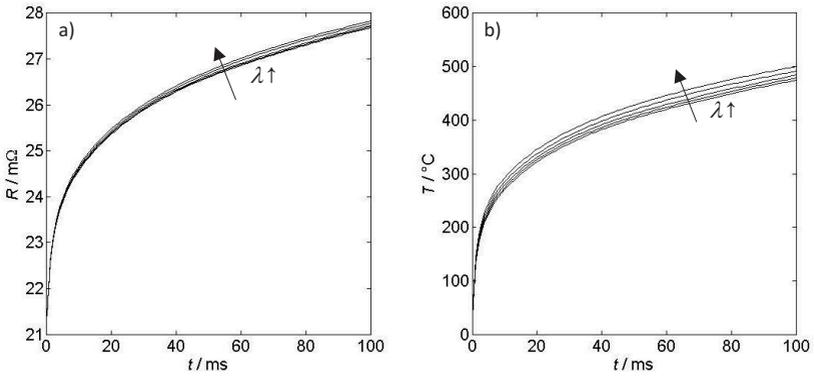


Abb. A. 11: Eine Erhöhung von  $\lambda$  des Füllmaterials der Durchkontaktierungen von 50 W/mK auf 250 W/mK führt nur zu einer Temperaturdifferenz von 25  $^{\circ}C$ .

Auch die Änderung der spezifischen Wärmekapazität  $c_P$  des Füllmaterials hat entsprechend Abb. A. 12 kaum Auswirkung auf die Temperaturen in der Durchkontaktierung.

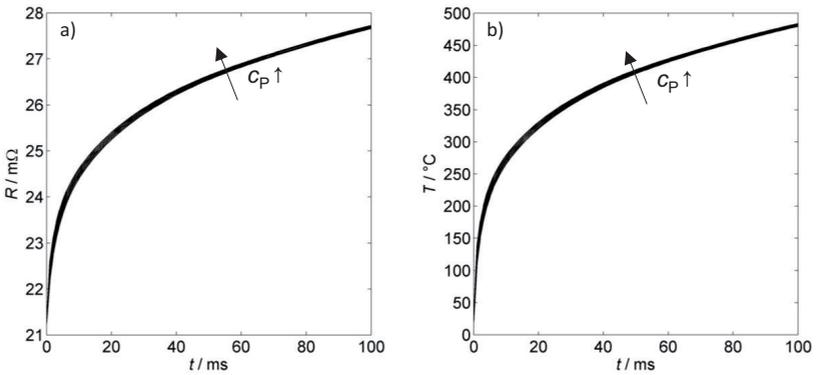


Abb. A. 12: Eine Erhöhung von  $c_P$  des Füllmaterials der Durchkontaktierungen von 200 J/kgK auf 1000 J/kgK führt nur zu einer Temperaturdifferenz von nur 4  $^{\circ}C$ .

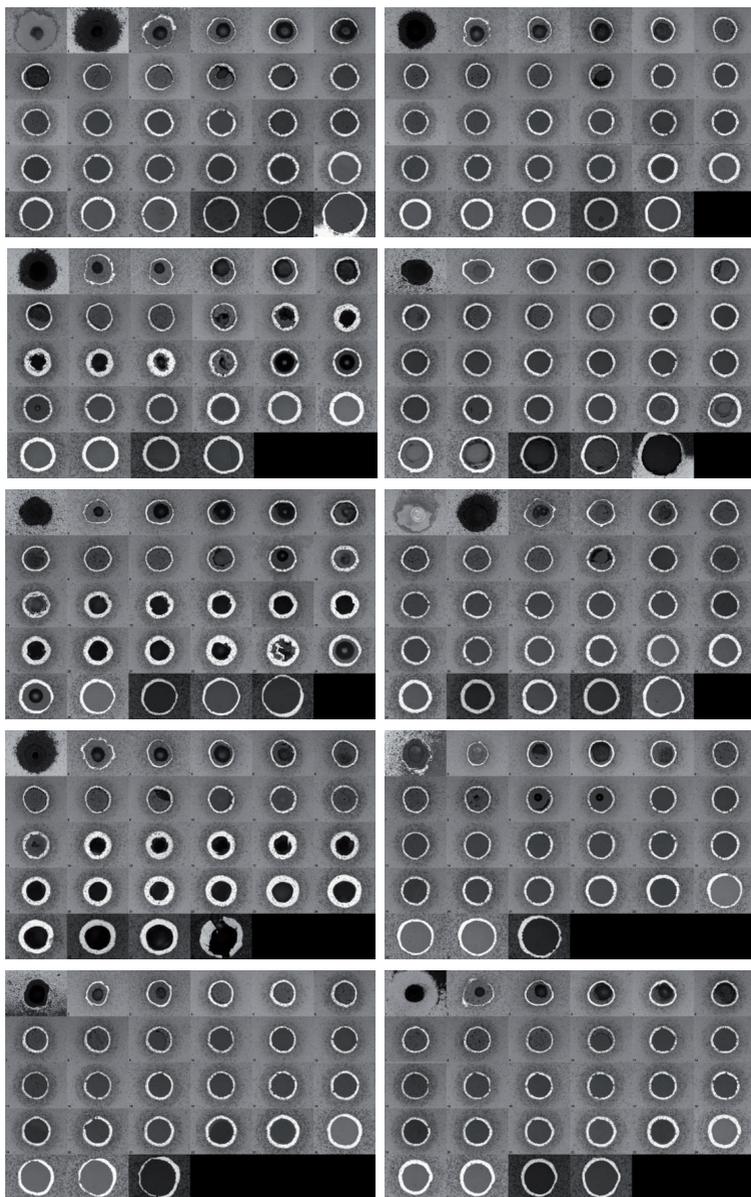
**A.3 Bilder**

Abb. A. 13: Axialschliffe von zehn Durchkontaktierungen.

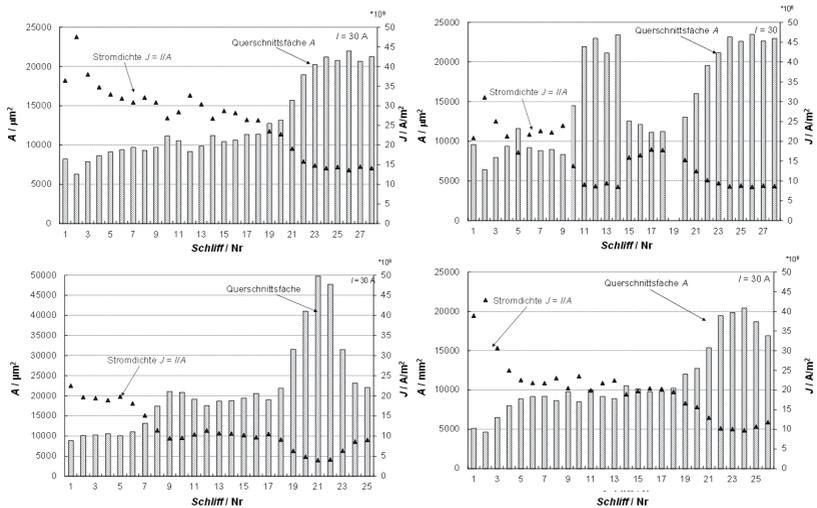


Abb. A. 14: Querschnittsfläche der Metallisierungsschicht (Balken) aufgetragen über die einzelnen Schliffebenen und die daraus resultierende Stromdichte (Symbole) bei einer Stromstärke von  $I = 30\text{ A}$  für vier sukzessive axial abgeschliffenen Durchkontaktierungen.

## Verzeichnis der Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
2D	Zweidimensional
3D	Dreidimensional
ABS	Antiblockiersystem
AgPd	Silberpalladium
AgPt	Silberplatin
BSE	Backscattered Electrons
CAD	Computer Aided Design
CAE	Computer Aided Engineering
cps	Counts per Second
DIN	Deutsches Institut für Normung
EDX	Energiedispersive Röntgenspektroskopie
FE	Finite Elemente
FEM	Finite Element Methode
LTCC	Low Temperature Co-fired Ceramics
Nd:YAG	Neodym-dotierter Yttrium-Aluminium-Granat
PC	Personal Computer
PCB	Printed Circuit Board
SMD	Surface Mounted Device

## Verzeichnis der Symbole

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
$A$	m <sup>2</sup>	Fläche
$\alpha$	ppm/K	Temperaturkoeffizient von $r$
$\alpha$	W/m <sup>2</sup> K	Wärmeübergangskoeffizient
$B$		Dämpfungsfaktor
$\beta$	°	Bohrungswinkel
$b$	m	Leiterbahnbreitenäquivalent
$c_p$	J/kgK	Spezifische Wärmekapazität
$D$	As/m <sup>2</sup>	Elektrische Flussdichte
$d$	m	Schichtdicke
$\delta$	°	Winkel zwischen Fehlstelle und Leiterbahn
$d_{FS}$	m	Verbleibende Schichtdicke in der Fehlstelle
$d_o$	m	Durchmesser des Bohrungseintritts der Durchkontaktierung
$d_t$	m	Dicke der Rückseitenmetallisierung
$\Delta R/R_0$	%	Relative Widerstandsänderung
$d_{sub}$	m	Substratdicke
$d_u$	m	Durchmesser des Bohrungsaustritts der Durchkontaktierung
$d_{ue}$	m	Dicke des Überlappungsdrucks
$d_{via}$	m	Dicke der Metallisierung in der Durchkontaktierung
$d_{via, m}$	m	Schichtdicke in der Mitte der Durchkontaktierung
$d_{via, o}$	m	Schichtdicke am Bohrungseintritt der Durchkontaktierung
$E$	V/m	Elektrisches Feld

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
$\varphi$	V	Elektrisches Potential
$h$	m	Schichtdicke
$h_{FS}$	m	Höhe der Fehlstelle in z-Richtung
$I$	A	Elektrischer Strom
$J$	A/m <sup>2</sup>	Stromdichte
$\varphi$	°	Fehlstellenwinkel
$\lambda$	W/mK	Wärmeleitfähigkeit
$l$	m	Länge
$m$	kg	Masse
$n$		Anzahl
$\pi$		Pi
$P$	W	Leistung
$p_o$	Pa	Luftdruck über Substrat
$p_{Rakel}$	Pa	Rakeldruck
$p_u$	Pa	Unterdruck unter Substrat
$Q$	W	Wärme
$q_v$	J/m <sup>3</sup>	Volumetrischer Wärmestrom
$R$	$\Omega$	Elektrischer Widerstand
$\rho$	$\Omega/m$	Spezifischer elektrischer Widerstand
$r$	m	Radius
$R_0$	$\Omega$	Kaltwiderstand
$\rho_0$	$\Omega/m$	Spezifischer elektrischer Widerstand bei $T_0$
$R_{50}$	$\Omega$	Widerstand bei 50 °C
$R_{850}$	$\Omega$	Widerstand bei 850 °C
$R_{Duko}$	$\Omega$	Widerstand der Durchkontaktierung
$R_F$	$\Omega$	Flächenwiderstand

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
$R_L$	$\Omega$	Leitungswiderstand
$r_o$	m	Radius am Bohrungseintritt
$r_{sub}$	m	Substratradius
$r_u$	m	Radius am Bohrungsausritt
$r_{ue}$	m	Radius des Überlappungsdrucks
$\sigma$	Sm	Spezifische elektrische Leitfähigkeit
$T$	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur
$t$	s	Zeit
$T_0$	$^{\circ}\text{C}$	Referenztemperatur
$TKR$	ppm/K	Temperaturkoeffizient des Widerstandes
$TK\rho$	ppm/K	Temperaturkoeffizient des spezifischen Widerstandes
$T_{max}$	$^{\circ}\text{C}$	Maximaltemperatur
$t_{puls}$	s	Pulszeit
$T_{Umgebung}$	$^{\circ}\text{C}$	Umgebungstemperatur
$U$	V	Elektrische Spannung
$V$	$\text{m}^3$	Volumen
$v_{Rakel}$	m/s	Rakelgeschwindigkeit
$z$	m	Z-Koordinate

## Literaturverzeichnis

- [1] J.G. Kassakian, D.J. Perreault, The Future of Electronics in Automobiles, Proceedings of the 13th International Symposium on Power Semiconductor Devices and ICs (2001) 15-19
- [2] G. Leen, D. Heffernan, Expanding Automotive Electronic Systems, IEEE Computer 1 (2002) 88-93
- [3] A. Schubring, D.H.R. Sarma, M.E. Webster, Wirebonding on multilayer circuits for automotive applications using robust thick-film conductors, Proceedings of the 1998 International Symposium on Microelectronics, San Diego, CA. 3582 (1998) 617-622
- [4] M. R. Fairchild, R. B. Snyder, C. W. Berlin, D. H. R. Sarma, Emerging Substrate Technologies For Harsh-Environment Automotive Electronics Applications, SAE Technical Paper 2002-01-1052 (2002)
- [5] D. S. Eddy, D. R. Sparks, Application of MEMS Technology in Automotive Sensors and Actuators, Proceedings of the IEEE 86 (1998) 1747-1755
- [6] J. L. Evans, P. Lall, R. Knight, E. Crain, T. Shete, J. R. Thompson, System Design Issues for Harsh Environment Electronics Employing Metal-Backed Laminate Substrates, IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies 1 (2008) 74-85
- [7] M. Prudenziati, Thick-film Technology, Sensors and Actuators A: Physical 25-27 (1991) 227-234
- [8] N. M. White, J. D. Turner, Thick-film sensors: past, present and future, Measurement Science and Technology 8 (1997) 1-20
- [9] H. Bartsch de Torres, C. Rensch, M. Fischer, A. Schober, M. Hoffmann, J. Müller, Thick film flow sensor for biological microsystems, Sensors and Actuators A: Physical 160 (2010) 109-115
- [10] J. Riegel, H. Neumann, H. Wiedemann, Exhaust gas sensors for automotive emission control, Solid State Ionics 152-153 (2002) 783-800

- [11] R. Moos, A Brief Overview on Automotive Exhaust Gas Sensors Based on Electroceramics, *International Journal of Applied Ceramic Technology* 2 (2005) 401-413
- [12] J. S. Salmon, R. W. Johnson, M. Palmer, Thick Film Hybrid Packaging Techniques for 500 °C Operation, High Temperature Electronics Conference, 1998 HITEC (1998) 103-108
- [13] D. K. Anderson, J. Oleksyn, M. Batson, J. Cocker, The Use of Thick Print Copper and Silver Conductors for Power Applications, *Microelectronics International* 18 (2001) 31-34
- [14] H. Reichl, Hybridintegration: Technologie und Entwurf von Dickschichtschaltungen, Dr. Alfred Hüthig Verlag GmbH, Heidelberg, 1988
- [15] T. K. Gupta, Handbook of thick- and thin-film hybrid microelectronics, Wiley, Hoboken (New Jersey), 2003, S. 3 ff
- [16] E. Giani, S. Kielar, J. P. Mathurin, Metallisation of Laser-drilled Holes in 96% Alumina by Screen Printing Mixed-bonded Pd/Ag: Printing Technology and Reliability of Metallisation, *Microelectronics International* (1991) 11-19
- [17] G. Becker, From Soldering Iron to Laser A Review of Soldering Methods for Surface Mounting, *Microelectronics International* 4 (1987) 22-27
- [18] C. D. Breach, F. W. Wulff, A brief review of selected aspects of the materials science of ball bonding, *Microelectronics Reliability* 50 (2010) 1-20
- [19] S. F. Wang, J. P. Dougherty, W. Huebner, J. G. Pepin, Silver-Palladium thick-film conductors, *Journal of the American Ceramic Society* 77 (1994) 3051-3072
- [20] S. F. Wang, W. Huebner, C. Huang, Correlation of Subsolidus Phase Relations in the Ag–Pd–O System to Oxidation Reduction Kinetics and Dilatometric Behavior, *Journal of the American Ceramic Society* 75 (1992) 2232-2239

- [21] J. G. Pepin, Subsolidus Phase Relations in the System Pd-Ag-O and Application to Multilayer Ceramic Capacitor Electrodes, *Advanced Ceramic Materials* 3 (1988) 517-519
- [22] S. B. Rane, T. Seth, G. J. Phatak, D. P. Amalnerkar, B. K. Das, Influence of surfactants treatment on silver powder and its thick films, *Materials Letters* 57 (2003) 3096–3100
- [23] D. S. Seo, S. H. Park, J. Lee, Sinterability and conductivity of silver paste with Pb-free frit, *Current Applied Physics* 9 (2009) 572-574
- [24] S. S. Cole Jr, Sintering of Ag-Pd in the Presence of a Reactive Glass, *Journal of the American Ceramic Society* 55 (1972) 296-299
- [25] S. S. Cole Jr, Oxidation and Reduction of Palladium in the Presence of Silver, *Journal of the American Ceramic Society* 68 (1985) 106-107
- [26] A. W. Szafránski, Influence of hydrogen on electron transport of palladium alloyed with silver, *Journal of Alloys and Compounds* 395 (2005) 36-40
- [27] T. Garino, M. Rodriguez, Behavior of Silver and Palladium Mixtures during Heating, *Journal of the American Ceramic Society* 83 (2000) 2709-2714
- [28] J. C. Lin, W. Wu, On the sintering of mixed and alloyed silver-palladium powders from chemical coprecipitation, *Materials Chemistry and Physics* 40 (1995) 110-118
- [29] M. Bräu, A. Engelbrecht, H. Lauterbach, Charakterisierung spezifischer Eigenschaften von kommerziellen Leitpasten in der Dickschichthybridtechnik, Universität Bayreuth, Lehrstuhl für Funktionsmaterialien, Teamprojektarbeit (2011)
- [30] N. Nicoloso, A. LeCorre-Frisch, J. Maier, R. J. Brook, Conduction mechanisms in RuO<sub>2</sub>-glass composites, *Solid State Ionics* 75 (1995) 211-216

- [31] D. Ortolino, A. Engelbrecht, H. Lauterbach, M. Bräu, J. Kita, R. Moos, Effect of repeated firing on the resistance of screen-printed thick film conductors, *Journal of Ceramic Science and Technology* 5 (2014) 317-326
- [32] P. Baumbach, M. Bilinski, J. Whitmarsh, J. Lorenz, P. Bless, M. A. Stein, Evaluating a Thick Film System for All Ag and for Pd/Ag, Au 'Mixed Metallurgy' Multilayer Applications, *Microelectronics International* 12 (1995) 18-21
- [33] M. Hrovat, D. Kolar, Interactions of some thick-film components with alumina substrates, *Journal of Materials Science Letters* 8 (1989) 961-962
- [34] F. P. McCluskey, L. Condra, T. Torri, J. Fink, Packaging Reliability for High Temperature Electronics: A Materials Focus, *Microelectronics International* 13 (1996) 23-26
- [35] J. H. Lau, C. Chang, An overview of microvia technology, *Circuit World* 26 (2000) 22-32
- [36] J. K. Lumpp, S. Raman, Electrical Characterization of Laser Machined and Metallized Vias in AlN with Thick Film Interconnect, *IEEE Transactions on Components, Packaging, and Manufacturing Technology – Part C* 21 (1998) 118-125
- [37] M. Igeta, K. Banerjee, G. Wu, C. Hu, A. Majumdar, Thermal characteristics of submicron vias studied by scanning Joule expansion microscopy, *IEEE Electron Device Letters* 5 (2000) 224-226
- [38] N. Ranganathan, K. Prasad, N. Balasubramanian, K. L. Pey, A Study of Thermo-Mechanical Stress and its Impact on Through-Silicon Vias, *Journal of Micromechanics and Microengineering* 18 (2008) 13-27
- [39] K. Banerjee, A. Amerasekera, G. Dixit, N. Cheung, C. Hu, Characterization of Contact and Via Failure under Short Duration High Pulsed Current Stress, *Reliability Physics Symposium, 35th Annual Proceedings, IEEE International* (1997) 216-220

- [40] R. C. Blish, Temperature Cycling and Thermal Shock Failure Rate Modeling, Reliability Physics Symposium, 35th Annual Proceedings, IEEE International (1997) 110-117
- [41] C. D. Graas, H. A. Le, T. A. Rosi, Temperature Cycling and Thermal Shock Failure Rate Modeling, Reliability Physics Symposium, 35th Annual Proceedings, IEEE International (1997) 44-48
- [42] D. Goval, H. Azimi, P. C. Kim, L. Mirng-Ji, Reliability of High Aspect Ratio Plated Through Holes (PTH) for Advanced Printed Circuit Board (PCB) Packages, Reliability Physics Symposium, 35th Annual Proceedings, IEEE International (1997) 129-135
- [43] T. Young, M. Carano, F. Polakovic, Thermal reliability of high density interconnects utilizing microvias and standard through-hole technologies, Circuit World 26 (2000) 22-26
- [44] J. S. Yongho, K. E. Goodson, Short-Timescale Thermal Mapping of Interconnects, Reliability Physics Symposium, 35th Annual Proceedings, IEEE International (1997) 320-324
- [45] J. C. Crumpton, V. E. Cofield, R. J. Bacher, Through-hole Plugs and Thermal Vias. International Symposium on Microelectronics, IMAPS 2000, Boston, MA, (2000) 325-329
- [46] J. R. Larry, R. M. Rosenberg, R. O. Uhler, Thick-Film Technology: An Introduction to the Materials, IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology 3 (1980) 211-225
- [47] B. E. Taylor, J. F. Felten, J. R. Larry, Progress in and Technology of Low-Cost Silver Containing Thick-Film Conductors, IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology 3 (1980) 504-517
- [48] R. Roy, Ceramic Packaging for Electronics, Key Engineering Materials 122-124 (1996) 17-34
- [49] T. C. Reissing, An Overview of Today's Thick-Film Technology, Proceedings of the IEEE 59 (1971) 1448-1454

- [50] D. E. Riemer, The Theoretical Fundamentals of the Screen Printing Process, *Microelectronics International* 6 (1989) 8-17
- [51] Verordnung (EG) Nr. 1907/2006 des Europäischen Parlaments und des Rates vom 18. Dezember 2006 zur Registrierung, Bewertung, Zulassung und Beschränkung chemischer Stoffe (REACH)
- [52] Y. Kuromitsu, H. Yoshida, H. Takebe, K. Morinaga, Interaction between Alumina and Binary Glasses, *Journal of the American Ceramic Society* 80 (1997) 1583-1587
- [53] H. E. Gladish, Doctor Blade, Drying or Sealing Assembly, US Patentschrift, US 4185399, Prioritätsdatum: 02.10.1978
- [54] M. L. Mingos, *Electronic Materials Handbook: Packaging, Volume I*, CRC Press, Boca Raton, 1989, 406ff
- [55] H. Salmang, H. Scholze, R. von Telle, *Keramik*, Springer, Berlin, 2007, S. 785 ff
- [56] H. M. Naguib, B. K. MacLaurin, Silver Migration and the Reliability of Pd/Ag Conductors in Thick-Film Dielectric Crossover Structures, *IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology* 2 (1979) 196-207
- [57] Verband der Keramischen Industrie e.V., *Brevier Technische Keramik*, Auflage: 4., veränderte Auflage, Fahner Druck GmbH, Nürnberg, 2003
- [58] J. Lienig, G. Jerke, T. Adler, Electromigration Avoidance in Analog Circuits: Two Methodologies for Current-Driven Routing, *Proceedings of the 15th International Conference on VLSI Design (VLSID 02) 2002* (2002) 372-378
- [59] G. Jerke, L. Lienig, Hierarchical Current-Density Verification in Arbitrarily Shaped Metallization Patterns of Analog Circuits, *IEEE Transactions on Computer-Aided Design of Integrated Circuits and Systems* 23 (2004) 80-90
- [60] J. Lienig, Introduction to Electromigration-Aware Physical Design, *ISPD '06 Proceedings of the 2006 International Symposium on Physical Design* (2006) 39-46

- [61] J. A. Owczarek, F. L. Howland, A Study of the Off-Contact Screen Printing Process- Part I: Model of the Printing Process and Some Results Derived From Experiments, IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology 13 (1990) 358-367
- [62] D. C. Hughes Jr., Variables affecting uniformity in the screen process printing of printed and fired-on films and the development of a squeegee design for improving uniformity, Microelectronics Reliability 7 (1968) 137-143
- [63] J. Savage, Factors Affecting the Quality of Screen-Printed Conductors, Thin Solid Films 4 (1969) 137-148
- [64] R. W. Johnson et al., The Changing Automotive Environment: High-Temperature Electronics, IEEE Transactions on Electronics Packaging Manufacturing 27 (2004) 164-176
- [65] G. Doemens, Opto-elektronisches Prüfsystem zur automatischen Beschaffenheitsprüfung von Leiterplatten, deren Zwischenprodukte und Druckwerkzeuge, Europäische Patentschrift, EP 0023574 B1  
Prioritätsdatum: 23.07.1979
- [66] C. D. Graas, H. A. Le, T. A. Rost, Correlations Between Initial Via Resistance and Reliability Performance, Reliability Physics Symposium, 35th Annual Proceedings, IEEE International (1997) 44-48
- [67] M. Jahangirian, Simulation in manufacturing and business: A review, European Journal of Operational Research 203 (2010) 1-13
- [68] M. H. Jansen-Vullers, M. Netjes, Business Process Simulation - A Tool Survey. Seventh Workshop on the Practical Use of Coloured Petri Nets and CPN Tools, Aarhus, Denmark (2006) 77-96
- [69] S. Kobayashi, A Review on the Finite-Element Method and Metal Forming Process Modeling, Journal of Applied Metalworking 2 (1982) 163-169
- [70] B. Klein, FEM, Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau - 7. Auflage, Friedr. Vieweg & Sohn Verlag, Wiesbaden 2007

- [71] P. Steinke, Finite-Elemente-Methode: Rechnergestützte Einführung, 2., neu bearbeitete Auflage, Springer, Berlin, 2007, S. 278 ff
- [72] F. Barcikowski, M. Lindmayer, Wärmeübertragungsmechanismen in Schaltgeräten und ihre Simulation, 17. VDE-Fachtagung, Kontaktverhalten und Schalten, Karlsruhe, VDE-Fachbericht 59 (2003) 149-156
- [73] C. Zardini, F. Rodes, G. Duchamp, J.-L. Aucouturier, 3D Thermal Simulation of Power Hybrid Assemblies, *Microelectronics International* 8 (1991) 20-22
- [74] W. Kalita, D. Klepacki, M. Węglarski, Simulation of transient thermal states in layered electronic microstructures, *Microelectronics Reliability* 48 (2008) 1021-1026
- [75] A. N. Samant, N. B. Dahotre, Laser machining of structural ceramics – A review, *Journal of the European Ceramic Society* 29 (2009) 969–993
- [76] A. Bharatish et al., Characterization of hole circularity and heat affected zone in pulsed CO<sub>2</sub> laser drilling of alumina ceramics, *Optics & Laser Technology* 53 (2013) 22-32
- [77] E. Kacar et al., Characterization of the drilling alumina ceramic using Nd:YAG pulsed laser, *Journal of Materials Processing Technology* 209 (2009) 2008-2014
- [78] S. Dhar, N. Saini, R. Purohit, A review on laser drilling and its Techniques, *International Conference on Advances in Mechanical Engineering-2006 (AME 2006)*, 2006
- [79] C. J. Moorhouse, CO<sub>2</sub> Laser Processing of Alumina (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) Printed Circuit Board Substrates, *IEEE Transactions On Electronics Packaging Manufacturing* 28 (2005) 249-258
- [80] D. R. Lide, *CRC Handbook of Chemistry and Physics: A Ready-reference Book of Chemical and Physical Data*. 79. ed, CRC Press, Boca Raton, 1998

- [81] E. P. Mamunya, V. V. Davidenko, P. Pissis, E. V. Lebedev, Electrical and thermal conductivity of polymers filled with metal powders, *European Polymer Journal* 38 (2002) 1887-1897
- [82] E. P. Mamunya, V. V. Davidenko, E. V. Lebedev, Effect of polymer-filler interface interactions on percolation conductivity of thermoplastics filled with carbon black, *Composite Interfaces* 4 (1997) 169-176
- [83] M. Jakovljevik et al., Electro-thermal simulation of microsystems with mixed abstraction modeling, *Microelectronics Reliability* 41 (2001) 823-835
- [84] K. Ho-Le, Finite element mesh generation methods: a review and classification, *Computer-Aided Design* 20 (1988) 27-38
- [85] T. J. Lu, A. G. Evans, J. W. Hutchinson, The Effects of Material Properties on Heat Dissipation in High Power Electronics, *Journal of Electronic Packaging* 120 (1998) 280-289
- [86] DIN 41580 Teil 2. Integrierte Schichtschaltungen: Werkstoffe, Verfahren zur Beurteilung von Leiterpasten
- [87] Keithley, Making Precision Low Voltage and Low Resistance Measurements, Mai 2014, <http://www.keithley.com>
- [88] Model 2700 Multimeter/Switch System, User's Manual, Keithley Instruments, Issue 2700-900-01 Rev. F (2002) S. 121 ff
- [89] A. Dziedzic, Electrical and structural investigations in reliability characterisation of modern passives and passive integrated components, *Microelectronics Reliability* 42 (2002) 709-719
- [90] H. Renner et al., Silver, Silver Compounds, and Silver Alloys, *Ullmann's Encyclopedia of Industrial Chemistry* (2001)
- [91] SAE Electronic Systems Comitee, Handbook for Robustness Validation of Automotive Electrical/Electronic Modules, SAE Recommended Practice SAEJ1211 (2012)

- [92] Y. C. Chan, D. Yang, Failure mechanisms of solder interconnects under current stressing in advanced electronic packages, *Progress in Materials Science* 55 (2010) 428-475
- [93] E. I. Bichenkov, A. E. Voitenko, Self-similar electrical skin explosion of a conductor, *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics* 10 (1969) 350-355
- [94] N. V. Grevtsev, V. D. Zolotukhin, Yu. M. Kashurnikov, V. A. Letyagin, Conductor destruction in electrical explosion, *Journal of Applied Mechanics and Technical Physics* 15 (1974) 215-219
- [95] Landolt-Börnstein – Group IV Physical Chemistry Numerical Data and Functional Relationships in Science and Technology, 19B1: Binary Systems. Part1 Elements and Binary Systems from Ag-Al to Au-Ti
- [96] I. Karakaya, W. T. Thompson, The Ag-Pd (Silver-Palladium) system, *Bulletin of Alloy Phase Diagrams* 9 (1988) 237-243
- [97] W. J. Moore, *Grundlagen der Physikalischen Chemie*, de Gruyter, Berlin, 1990, 201ff
- [98] P. Dobrinski, G. Krakau, A. Vogel, *Physik für Ingenieure*, 10., überarb. Auflage, B. G. Teubner Verlag, Wiesbaden, 2003, 393f
- [99] Y. Enokido, T. Yamaguchi, Adhesion strength of silver thick-film conductors by solder-free test, *Journal of Materials Science* 32 (1997) 4967-4971
- [100] Y. Lee, K. Wu, N. Mielke, L. J. Ma, Via Delamination – A Novel Electromigration Failure Mechanism, *Reliability Physics Symposium, 35th Annual Proceedings, IEEE International* (1997) 206-210
- [101] O. Kraft, E. Arzt, Electromigration Mechanisms in Conductor Lines Void Shape Changes and Slit-Like Failure, *Acta Materialia* 45 (1997) 1599-1611
- [102] H. Hara, Silver-rich Conductor Compositions for High Thermal Cycled and Aged Adhesion, *US Patentschrift*, US 5250229, Pioritätsdatum: 10.10.1991

- 
- [103] M. Detert, M. Zeise, K. J. Wolter, Replace of vias with polymer thick film pastes (PTF) for the use on flexible substrates, Electronics System-Integration Technology Conference 2 (2008) 97-100
- [104] G. Wang, E. C. Fol, F. Barlow, A. Elshabini, Fabrication of Microvias for Multilayer LTCC Substrates, IEEE Transactions on Electronics Packaging Manufacturing 29 (2006) 32-41
- [105] K. Orthmann, Kleben in der Elektronik: Elektrisch leitende Klebstoffe - Anwendung, Aufbau, Applikation, Qualität, Zuverlässigkeit, expert verlag, Renningen, 2005, S. 63 ff
- [106] P. W. Chen, D. D. L. Chung, Improving the Electrical Conductivity of Composites Comprised of Short Conducting Fibers in a Nonconducting Matrix: The Addition of a Nonconducting Particulate Filler, Journal of Electronic Materials 24 (1995) 48-51

## **Eigene Veröffentlichungen**

### Referenzierte Zeitschriften

- D. Ortolino, A. Engelbrecht, H. Lauterbach, M. Bräu, J. Kita, R. Moos, Effect of repeated firing on the resistance of screen-printed thick film conductors, *Journal of Ceramic Science and Technology* 5 (2014)
- D. Ortolino, J. Kita, R. Wurm, E. Blum, K. Beart, R. Moos, Investigation of the short-time high-current behavior of vias manufactured in hybrid thick-film technology, *Microelectronics Reliability* 34 (2011) 1257-263
- D. Ortolino, J. Kita, K. Beart, R. Wurm, S. Kleinewig, A. Pletsch, R. Moos, Failure of electrical vias manufactured in thick-film technology when loaded with short high current pulses, *Microelectronics Reliability* (2015) <http://dx.doi.org/10.1016/j.microrel.2015.10.011> (Artikel im Druck)

### Tagungsbeiträge

- D. Ortolino, J. Kita, R. Wurm, A. Pletsch, K. Beart, R. Moos, Modeling the failure mechanism of electrical vias manufactured in thick-film technology, *IMAPS 2013 – Orlando, 46th International Symposium on Microelectronics* (2013)
- D. Ortolino, J. Kita, R. Wurm, E. Blum, K. Beart, R. Moos, Investigation of non-symmetric contacting and voids in electrical vias produced in hybrid thick-film technology, *35th International Microelectronics and Packaging IMAPS Conference, Gdansk, Poland* (2011) 289-292
- D. Ortolino, J. Kita, R. Wurm, E. Blum, K. Beart, R. Moos, Measurement and modeling of the high-current resistance behavior of vias in thick-film technology, *34<sup>th</sup> International Microelectronics and Packaging IMAPS Conference, Wroclaw, Poland* (2010) 218

### Patente

- D. Ortolino, J. Kita, K. Beart, E. Blum, A. Pletsch, R. Wurm, Verfahren zur Prüfung der Stromtragfähigkeit von Durchkontaktierungen

## Danksagung

Persönliche Erfolge sind in den meisten Fällen nicht nur auf unsere eigene Leistung zurückzuführen – sondern sind ein Resultat vieler helfender Hände, Gespräche und Gedanken. An dieser Stelle gilt es, sich bei den Menschen zu bedanken, die diese Arbeit ermöglicht haben.

Meinem Doktorvater, Herrn Prof. Dr.Ing. Ralf Moos danke ich an erster Stelle für das in mich gesetzte Vertrauen. Ich bedanke mich für die zahlreichen, fruchtbaren Diskussionen und die Gedankenanstöße. Ich hatte stets einen Mentor zur Seite, und kann mit gutem Gewissen behaupten, eine Menge von ihm gelernt zu haben. Vielen Dank.

Herrn Prof. Dr.Ing. Jens Müller, Fachgebietsleiter an der Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik der technischen Universität Ilmenau, danke ich für die Übernahme der Rolle des Zweitgutachters dieser Arbeit.

Mein weiterer Dank gilt meinem fachlichen Betreuer und guten Freund, Dr.-Ing. Jaroslav Kita. Viele Arbeiten, vor allem zu Beginn der Doktorarbeit waren nur durch seine Unterstützung zu realisieren. Vielen Dank für die vielen Diskussionen und Gespräche, und nicht zuletzt für die bereichernden Tagungsbesuche. Vielen Dank für die nicht nur fachliche, verständnisvolle Unterstützung auch in weniger leichten Zeiten.

Weiterhin gilt mein Dank einigen Mitarbeitern meines industriellen Projektpartners Conti Temic microelectronic GmbH, die ein reibungsloses, effektives Zusammenarbeiten ermöglicht haben. An erster Stelle sei hier der Betreuer des Projektes, Herr Roland Wurm genannt, der es stets verstanden hat, innerhalb kürzester Zeit die passenden Entscheidungen zu treffen. Weiter Herr Andreas Pletsch, der die Betreuung des Projektes übernommen hat und mich in organisatorischen Fragen stets tatkräftig unterstützt hat. Herr Emmanuel Blum unterstütze mich in den Abläufen innerhalb des Produktionswerkes und in vielen Diskussionen. Frau Karin Beart danke ich ebenfalls für viele fachliche Diskussionen und ein immer positives Miteinander. Außerdem danke ich Herrn Bernd Spiegel, der eine Menge Programmierarbeit im Rahmen der Hochstrommessungen erledigte

und jederzeit zur Stelle war. Herrn Joachim Gerstacker danke ich für das Entgegenkommen bei der Nutzung des ESD-Labors.

Bei allen Mitarbeitern des Lehrstuhls für Funktionsmaterialien bedanke ich mich für das positive Arbeitsklima. Ich danke Frau Monika Röthel, die sich zuverlässig um alle organisatorischen Belange gekümmert hat, wie Vertragsverlängerungen und unzählige Dienstreiseanträge. Herrn Dipl.-Ing. (FH) Jürgen Deerberg danke ich, der mir in Belangen des Anlagenbaus und der Messtechnik eine große Hilfe war. Weiterhin danke ich Frau Angelika Mergner für die präparative Arbeit im Labor und die Durchführung und Auswertung von EDX-Messungen und Herrn Dipl.-Ing. (FH) Andreas Müller für geleistete Laserarbeiten und viele erbauliche Gespräche. Meinen Bürokollegen des Büros A.0.06 gilt ein besonderer Dank – für das beste Büro aller Zeiten. Vielen Dank für die gute Zusammenarbeit, die vielen fachlichen Diskussionen und nicht zuletzt für die Freundschaften, die aus dieser gemeinsamen Zeit hervor gingen: Norbert Müller, Wjatscheslaw Missal, Sven Wiegärtner, Paul Fuierer und Andreas Engelbrecht.

Mein Dank gilt auch meinen Hiwis und betreuten Studenten Franz Schubert, Christof Zapf, Annica Brandenburg, Andreas Engelbrecht, Markus Bräu, Holger Lauterbach und Georg Lochner. Besonders bedanke ich mich bei Herrn Franz Schubert für die extrem aufwändige und nervenaufreibende Anfertigung der in dieser Arbeit vorgestellten Axialschliffe.

Bei meinen Eltern, meiner Oma und bei meinen Schwiegereltern bedanke ich mich für die langjährige Unterstützung auf meinem Weg durch das Studium und die Doktorarbeit und die Liebe und das Vertrauen, die mir entgegengebracht wurden.

Zu guter Letzt bedanke ich mich bei meiner wunderbaren Familie. Meiner Frau Lucia, die so viel alleine stemmen musste, danke ich für die Liebe, Geduld, Unterstützung, Ermutigung und den Rückhalt. Nur mit dieser Basis war diese Arbeit möglich. Meinen Kindern Diego, Fe, Elazar und Paavo möchte ich ebenfalls für ihre Geduld mit mir danken und sagen: Ihr seid die Besten! Danke!