

Simulationsuntersuchung zur Bestimmung der Degradation hochrobuster Metallisierungssysteme

Der Fakultät für Elektrotechnik und Informatik
der Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover
zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor-Ingenieur
(abgekürzt: Dr.-Ing.)
genehmigte Dissertation

von
Dipl.-Ing. Jörg Kludt

geboren am 23.06.1982
in Lübbecke

2016

1. Referent: PD Dr.-Ing. Dipl.-Phys. Kirsten Weide-Zaage

2. Referent: Prof. Dr.-Ing. Heyno Garbe

Vorsitz: Prof. Dr.-Ing. Holger Blume

Tag der Promotion: 21.10.2016 *)

*) Tag der mündlichen Prüfung

Kurzfassung

Kludt, Jörg

Simulationsuntersuchung zur Bestimmung der Degradation hochrobuster Metallisierungssysteme

Elektronik hält immer mehr Einzug in das alltägliche Leben. Viele nützliche Anwendungen schaffen Erleichterung bei alltäglichen Dingen. Dieses stellt hohe Anforderungen an die Zuverlässigkeit der Elektronik. Die hohen Qualitätsanforderungen an das Produkt sollen natürlich weiterhin erfüllt bleiben. Für einen Chiphersteller erfordert dies neue Entwurfsmethoden und Testverfahren zu entwickeln, um tiefgreifendere Kenntnisse über die Fehler- und Alterungseffekte im jeweiligen Technologieknoten zu erlangen.

Vor diesem Hintergrund wurde mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode die Degradation von Interconnect-Strukturen unter thermisch-elektrischen Belastungen und thermo-mechanischen Einflüssen näher untersucht. Erstmals wurden z. B. kompakte Aluminium-Leitbahnen einer 0,35 µm CMOS-Technologie, die bezüglich geometrischer Einwirkungen wie Schichtdicke und -breite variiert wurden, näher untersucht. Anschließend wurde der mechanische Einfluss näher betrachtet. Hierbei wurden schmale und breite Leitbahnen gegenübergestellt und in Bezug auf Deformation und Delamination verglichen. Die weiterführende Untersuchung beschäftigt sich mit dem Herstellungsprozess selbst. Erstmals wurden in dieser Arbeit verschiedene Prozesse mit unterschiedlichen Abscheidetemperaturen für Aluminium betrachtet und gegenüber gestellt. Des Weiteren wurden herstellungsbedingte Einwirkungen wie Überätzung und die Bildung der intermetallischen Phase $TiAl_3$ mit in die Betrachtung einbezogen. Eine Gegenüberstellung von Elektro- und Thermomigration und die Bedeutung unterschiedlicher Aktivierungsenergien auf die Massenflussdivergenz schließt die Betrachtung von kompakten Leitbahnen ab.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde erstmalig ein neues Leitbahnkonzept mit oktaederförmigen Aussparungen in Leitbahnen für Hochstromanwendungen untersucht. Auch hier standen zunächst die geometrischen Einwirkungen wie Schichtbreite und Anzahl der Aussparungen im Vordergrund. In einer dynamischen Simulation wurde die Degradation durch Elektromigration nachempfunden. Mit dieser Methodik ist es möglich, das Verhalten der Voidbildung einer Oktaederleitbahn in einer Simulation abzubilden. Die Einordnung des neuen Layoutkonzepts erfolgt durch eine Gegenüberstellung zu kompakten Leitbahnen und zu Leitbahnen mit rechteckigen Aussparungen. Um auch die mechanischen Einflüsse mit in die Betrachtung einzubeziehen, wurde die Deformation einer Oktaederleitbahn mit der einer kompakten Leitbahn verglichen.

Neben vornehmlich einlagigen Leitbahnen wurden auch mehrlagige Strukturen mit Durchkontaktierung untersucht. Hier sind die geometrischen Einflüsse als besonders kritisch zu betrachten. Das Interesse dieser Simulationsreihe lag dabei auf den geometrischen Einflüssen der Durchkontaktierung und auf der Gesamtlebensdauer. Erstmals wurde eine Untersuchung zur Überlappung der Durchkontaktierung zur M1-Lage und auch deren Verschiebung in Bezug auf die M2-Lage durchgeführt.

Schlagwörter: Zuverlässigkeit, Entwurf von Halbleiterstrukturen, Back-End-of-Line

Abstract

Kludt, Jörg

Simulation study to determine the degradation highly robust metallization systems

Electronic devices are gaining popularity in the everyday life. Many useful applications make life easier in everyday things. This places high demands on the reliability of the electronics. Furthermore the high quality requirements for the product must still be fulfilled. For a chip manufacturer this means that new design methods and test procedures have to be developed in order to gain deeper knowledge of the error and aging effects in each technology node.

Against this background, it was further investigated using the finite element method, the degradation of interconnect structures under thermal-electrical stress and thermo-mechanical influence. For the first time e. g. the investigation of compact interconnects of a $0,35\ \mu\text{m}$ CMOS-technology in the terms of the geometric effects such as layer thickness and width were investigated. Subsequently the mechanical effect was considered in more detail. Here narrow and wide interconnects were compared with respect to deformation and delamination. The further investigation deals with the manufacturing process itself. Here various processes have been considered and compared. Furthermore the production-related effects such as over-etching and the formation of the intermetallic phase TiAl_3 were involved in the analysis. A comparison of electro- and thermomigration and the role of different activation energies on the mass flux divergence completes the consideration of compact interconnects.

Whithin the scope of this work a new layout concept of interconnects deals with octahedral cut-outs in interconnects for high-current applications. Again the investigation was initially focussed on the geometric effects such as layer width and number of slots. In a dynamic simulation the degradation is modeled by electromigration. This methodology allows the modeling of the behaviour of void formation of an interconnect in a simulation. The classification of the new layout concept is carried out by a comparison to compact interconnects and interconnects with rectangular cut-outs. To include the mechanical influences in the consideration, the delamination of an octahedron interconnect was compared with that of a compact interconnect.

In addition to the investigation of primarily single layer structures, multilayer structures with VIAs were investigated. The interest of this simulation series was on the critical geometric influences of the VIA on the lifetime. For the first time the investigation was performed on the VIA overlap of the M1-layer and on a VIA shift of the M2-layer.

keywords: reliability, design of semiconductor devices, back end of line

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Stand der Technik und Einordnung der Arbeit	5
3	Beschreibung der physikalischen Grundlagen	13
3.1	Materialbewegung in Festkörpern	13
3.2	Massenflussdivergenz	15
3.3	Diffusionspfade	16
3.4	Die Black'sche Gleichung	18
3.5	Kritische Leitbahnbreiten	18
3.6	Der Blechlängen-Effekt	19
3.7	Berechnungen von Vergleichsspannungen	20
4	Simulation von Teststrukturen mithilfe von finite-Elemente-Modellen	23
4.1	Beschleunigte Lebensdauertests an Teststrukturen	23
4.2	Verwendete Materialparameter	24
4.3	Implementierung des finite-Elemente-Modells	25
4.3.1	Modellierung von Thermo- und Elektromigration	26
4.3.2	Prozesssimulation - Mechanische Simulation eines Herstellungsprozesses	26
4.3.3	Prozesssimulation - Mechanische Simulation der $TiAl_3$ -Bildung	28
4.3.4	Modellierung einer dynamischen Simulation	30
5	Beschreibung der Simulationsmodelle	33
5.1	Kompakte Leitbahnen	33
5.2	Neues Leitbahnlayout für Hochstromanwendungen	34
5.3	Zweilagige Metallisierungsstrukturen mit Durchkontaktierung	35
6	Charakterisierung der Geometrie- und Herstellungseinflüsse auf kompakte Leitbahnen	39
6.1	Einflüsse geometrischer Variationen auf kompakte Leitbahnen	39

6.1.1	Deformation von kompakten Leitbahnen - Vergleich einer 0,6 μm -Leitbahn zu einer 6 μm breiten Bahn	44
6.2	Einfluss des Herstellungsprozesses auf kompakte Leitbahnen	46
6.2.1	Überätzung von kompakten Leitbahnen	48
6.2.2	Einfluss von TiAl_3 -Schichten auf das thermisch-elektrische und thermo-mechanische Verhalten von kompakten Leitbahnen	53
6.2.3	Thermomigration in kompakten Leitbahnen	55
6.3	Zusammenfassung	58
7	Leitbahnen für Hochstromanwendungen	61
7.1	Vergleich kompakter und geschlitzter Leitbahnen	61
7.2	Layoutvariation von Oktaederleitbahnen	63
7.3	Dynamische Simulation einer Oktaederleitbahn	67
7.4	Vergleich der Deformation einer breiten kompakten Leitbahn zur Oktaederleitbahn	69
7.5	Zusammenfassung	72
8	Mehrlagige Teststrukturen mit Durchkontaktierung	73
8.1	Überlappung der Durchkontaktierung	73
8.2	Verschiebung der Durchkontaktierung	78
8.3	Zusammenfassung	81
9	Zusammenfassung	83

Abkürzungen und Symbole

ABKÜRZUNGEN

Al Aluminium

ANSYS® Analysis-System (FE-Programm)

BEoL Back-End-of-Line

CMOS Complementary metal-oxide-semiconductor (deutsch: sich ergänzende Metalloxid-Halbleiter)

EM Elektromigration

FEM Finite-Elemente-Methode

JEDEC Joint Electron Device Engineering Council

MTTF Mean Time to Failure (deutsch: mittlere Betriebsdauer bis zum Ausfall)

PLR Package Level Reliability

Si Silizium

Si₃N₄ Siliziumnitrid

SiO₂ Siliziumdioxid

SWEAT Standard Wafer Electromigration Accelerated Test

Ti Titan

TiAl₃ Titanaluminid

TiN Titannitrid

TM Thermomigration

UHV Ultra-High-Voltage

VDE Verband der Elektrotechnik, Elektronik und Informationstechnik

VIA Vertical Interconnect Access

WLR Wafer Level Reliability

SYMBOLE

$\frac{\partial C}{\partial x}$	Konzentrationsgradient
D	Diffusionskoeffizient
D_0	Diffusionskonstante
$\text{div } \vec{J}_e$	Massenflussdivergenz der Elektromigration
$\text{div } \vec{J}_\sigma$	Massenflussdivergenz der Stressmigration
$\text{div } \vec{J}_T$	Massenflussdivergenz der Thermotransport
\vec{E}	elektrisches Feld
e	Elementarladung eines Elektrons
\vec{F}_e	treibende Kraft der Elektromigration
\vec{F}_F	Kraft elektrisches Feld
\vec{F}_i	treibende Kräfte der Materialdiffusion
\vec{F}_σ	treibende Kraft der Stressmigration
\vec{F}_T	treibende Kraft der Thermotransport
\vec{F}_W	Kraft Elektronenwind
\vec{j}	Stromdichte
k_B	Boltzmannkonstante
N	Ionendichte
Ω	Atomvolumen
Q^*	Transportwärme
ρ	spezifischer Widerstand
σ_h	hydrostatische Spannung
$\frac{\partial \sigma}{\partial x}$	mechanischer Spannungsgradient
σ_v	Von-Mises-Spannung
$\sigma_{1...3}$	Hauptspannungen
T	Temperatur
$\frac{\partial T}{\partial x}$	Temperaturgradient
Z^*	effektive Ladung eines Ions

Der Fortschritt der Halbleiterindustrie wurde früher hauptsächlich durch das „Moore'sche Gesetz“ beschrieben. Dieses Gesetz besagt, dass sich die Anzahl der Transistoren pro Chip alle 18 bis 24 Monate verdoppelt. Das Gesetz war eine Faustregel, an der man sich gut orientieren konnte. Inzwischen stößt das „Moore'sche Gesetz“ an seine Grenzen. Hinzu kommt, dass sich die Forschung aber nicht mehr nur damit beschäftigt immer mehr Transistoren in einem einzigen Chip unterzubringen. Es sollen auch neue analoge Funktionen auf einem Chip bereitgestellt werden. Natürlich muss auch hierbei eine hohe Systemzuverlässigkeit gewährleistet bleiben. Diese Forschungseinrichtung nennt man auch „More-than-Moore“ . Diese erweiterte Leistungsfähigkeit von elektronischen Applikationen gelingt nur, wenn die Zuverlässigkeit auf Entwurfsebene vorhergesagt werden kann. Hierzu müssen alle technischen Parameter optimiert werden. Z. B. müssen auch Leitbahndesigns überarbeitet werden, wenn sie für Hochstromanwendungen eingesetzt werden sollen. Mithilfe der Methode der finiten Elemente (FEM) unter Einsatz des Simulationsprogrammes ANSYS® und Anwenderrountinen ist es möglich, Degradationseffekte, die die Zuverlässigkeit beeinflussen, zu berechnen. In dieser Arbeit wurden diese Berechnungen im Hinblick auf Herstellungs- und Layoutoptimierung durchgeführt. Hierbei stehen Aluminium-Metallisierungen im Fokus, die hinsichtlich höherer Temperaturen und Ströme verbessert wurden.

Ziel dieser Arbeit ist die Klärung herstellungsbedingter Einflüsse auf die Zuverlässigkeit von Aluminium-Metallisierungen. Weiterhin steht die Optimierung des Layouts kompakter Leitbahnen im Mittelpunkt.

Die Arbeit gliedert sich in 9 Kapitel. Die folgenden Inhalte werden in den jeweiligen Kapiteln behandelt.

Kapitel 1 ist die Einleitung dieser Arbeit.

Kapitel 2 behandelt den Stand der Technik. In diesem Kapitel werden die wichtigsten Simulationsanalysen, die bereits durchgeführt wurden, kurz skizziert. Weiterhin wird ein Überblick über den Zusammenhang von Zuverlässigkeit gegeben. Die relevanten Mechanismen werden betrachtet, die einen Aufschluss über die Degradation von Leitbahnsystemen geben. Im letzten Abschnitt dieses Kapitels wird auch auf die Optimierung der Layout-Regeln für den Entwurf elektromigrationsresistenter Systeme eingegangen.

Im Kapitel 3 werden die für diese Arbeit notwendigen Grundlagen zu den Migrationseffekten vermittelt und die Berechnung der einzelnen Materialflüsse und Materialflussdivergenzen beschrieben. Des Weiteren wird der Zusammenhang zwischen mittlerer Lebensdauer und Massenflussdivergenz

über die Black'sche Gleichung hergestellt. Im darauffolgenden Abschnitt wird der Blechlängen-Effekt erklärt. Auf die Gleichungen der mechanischen Vergleichsspannungen wird im letzten Abschnitt näher eingegangen. Diese Gleichungen sind die Grundlage für die Charakterisierung des thermisch-elektrischen sowie des thermo-mechanische Verhaltens von Teststrukturen. Sie bilden die Grundlage zum Verständnis der Berechnung des Finite-Elemente-Modells. Eine Anwenderoutine berechnet mithilfe der beschriebenen Gleichungen den Massenfluss- und die Massenflussdivergenzverteilungen in der Metallisierung.

Eine Simulation mithilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) erfordert neben einem präzisen geometrischen Modell auch Materialparameter. Die benötigten physikalischen Modelleigenschaften sind im Kapitel 4 beschrieben. Es enthält neben den Materialparametern der Metallisierung, Barrieren und Dielektrika auch die physikalischen Parameter. Diese sind für Migrationsuntersuchung sowie die Vorgehensweise der mechanischen Prozesssimulation notwendig. Im letzten Abschnitt dieses Kapitels wird die dynamische Simulation zur Voidbildung durch Elektromigration erklärt.

Das Kapitel 5 beschreibt die für die Untersuchung erstellten Simulationsmodelle. Zunächst werden die einlagigen kompakten Leitbahnen vorgestellt. Anschließend werden die neuen Konzepte für Hochstromleitbahnen aufgezeigt. Im letzten Abschnitt werden zweilagige Metallisierungen beschrieben.

In Kapitel 6 werden zunächst die geometrischen Einflüsse einer kompakten Leitbahn auf das thermisch-elektrische und thermo-mechanische Verhalten untersucht. Die Untersuchung der geometrischen Einflüsse teilt sich in zwei Szenarien auf. Zum einen durch eine Leitbahnhöhenvariation mit konstanter Breite. Zum anderen durch eine Leitbahnbreitenvariation mit konstanter Höhe. Der nächste Abschnitt beschäftigt sich mit den Einflüssen des Herstellungsprozesses der Metallisierung auf die Migration. Hier wird die Auswirkung unterschiedlicher Herstellungsprozesse auf die intrinsische Spannung untersucht. Im folgenden werden überätzte Leitbahnen näher betrachtet. Des Weiteren wird die Auswirkung von TiAl_3 -Schichten näher untersucht.

Kapitel 7 beschreibt den gegenwärtigen Trend der erweiterten Betriebsbedingungen. Dieses betrifft auch die Metallisierungssysteme von integrierten Schaltkreisen in CMOS-Technologie. Ein neues Designkonzept für Hochstromleitbahnen soll den hohen applizierten Strom zuverlässig tragen aber auch mechanisch stabil bleiben. Dieses Kapitel charakterisiert deshalb die Layoutvariation von Hochstromleitbahnen. Das neue Designkonzept, der Einbringung von oktaederförmigen Löchern, wird untersucht. Dabei werden verschiedene Leitbahnbreiten und Lochverteilungen thermisch-elektrisch sowie thermo-mechanisch charakterisiert. Des Weiteren erfolgt auch eine Einordnung zu konventionellen Leitbahnen und ein Vergleich zu Leitbahnen mit rechteckigen Schlitzen.

Kapitel 8 beschäftigt sich mit den untersuchten mehrlagigen Teststrukturen. Sie gelten als besonders kritisch, da das Migrationsverhalten stark von der Geometrie und dem Aufbau der Struktur ab-

hängt. Aus diesem Grund wurden verschiedene Variationen der Geometrie näher untersucht. Im ersten Abschnitt wurden zunächst die Einflüsse der Überlappung der M1-Metallisierung zur Durchkontaktierung näher betrachtet. Im nächsten Abschnitt wurde eine Untersuchung der relativen Lage der Durchkontaktierung durchgeführt. Durch Simulationen wurden hier die thermisch-elektrischen sowie die thermo-mechanischen Eigenschaften ermittelt. Zur Validierung findet auch ein Vergleich mit Messungen am Ende des Kapitels statt.

Kapitel 9 beinhaltet die Zusammenfassung der Arbeit.

Die Leistungsfähigkeit von elektronischen Applikationen steigt stetig. Es gibt die Tendenz immer mehr Funktionen in einem einzigen integrierten Schaltkreis unterzubringen. Da der Bauraum aber in einem Automobil immer knapp bemessen ist, entsteht die Notwendigkeit, die Elektronik „vor Ort“ zu platzieren. Dadurch wird Elektronik auch zunehmend in raueren Umgebungen wie erhöhter Umgebungstemperatur und Vibrationen ausgesetzt. Motornahe Elektronik wie z. B. eine Getriebesteuerung muss auf eine höhere Umgebungstemperatur von 160 °C optimiert werden [13]. Diese neuen Anwendungsgebiete von Elektronik erfordern neue Strategien und Konzepte bei der Herstellung von integrierten Schaltkreisen. Eine fehlerfreie Produktion ist daher ein oft angestrebtes Ziel [28]. Die Bestrebungen richten sich dabei hauptsächlich auf Zuverlässigkeit bei höheren Temperaturen und höhere Strombelastbarkeit. Zudem steigen die Zuverlässigkeitsanforderungen (first-time-right, zero-failure). Es wurde erkannt, dass Standard-Test-Methoden, die bei der Qualifikation immer noch dominierend sind [27], alleine nicht mehr ausreichend sein werden, um niedrige Ausfallraten bei den fertigen Produkten zu erreichen [27]. Außerdem werden von der Industrie beschleunigte Tests zur Qualifikation gefordert, um z. B. die langwierigen Tests bei thermischer Wechselbeanspruchung (engl. thermal cycling) drastisch verkürzen zu können [29]. Die von W. Kanert in [27] formulierte Definition von Zuverlässigkeit lautet wie folgt:

“Reliability
is the probability of an item
to perform a required function
under given conditions
for a given time interval.”

Frei ins Deutsche übersetzt ist Zuverlässigkeit die Fähigkeit, die zugewiesene Funktion in einem vorgegebenen Zeitintervall zu erfüllen. Um dieses zu ermöglichen, ist es wichtig, effiziente Entwicklungsprozesse zu etablieren und sich dabei auf effektive und effiziente Methoden zu stützen. Die Ausfälle elektronischer Schaltungen sind dabei oft bedingt durch Migrationseffekte wie z. B. die Elektro- und Thermomigration. Die Bestrebung dabei ist die Zuverlässigkeit im Hinblick dieser Effekte zu analysieren und zu optimieren. Die Zuverlässigkeit ist bereits während des Entwurfsprozesses ein Zielparаметer, der unbedingt berücksichtigt werden sollte, um spätere Fehler im Feld zu minimieren oder ganz auszuschließen. Um z. B. der benötigten höheren Strombelastbarkeit in integrierten Schaltkreisen gerecht zu werden, müssen neue sog. *Design-Regeln*, Vorschriften zum Layout von integrierten Schaltkreisen, festgelegt werden. Die Analyse erfolgt dabei durch moderne kostenoptimierte Verfahren wie z. B. die Finite-Elemente-Methode (FEM). Dieses rechnergestützte Analyseverfahren erlaubt

in Kombination mit Messungen die genaue Modellierung der physikalischen Effekte auf Bauteilebene und trägt daher als zusätzlicher Parameter zur Optimierung von integrierten Schaltkreisen bei. Die Kosten für die Sicherstellung der Zuverlässigkeit steigen so stark an, dass neue Technologiegenerationen aus betriebswirtschaftlicher Sicht nicht mehr attraktiv sind (Abbildung 2.1). Um diesem Trend entgegenzuwirken, arbeiten Projekte wie z. B. das europäische Projekt RELY mit Hochdruck daran, den Weg für eine höhere System-Zuverlässigkeit bei wettbewerbsfähigen Kosten zu ebnen [12]. Da neuartige Systeme mit höherer Komplexität über mehr und mehr Vorhalte im Design abzusichern sind, führt dies zu immer höheren Kosten (Abb. 2.1).

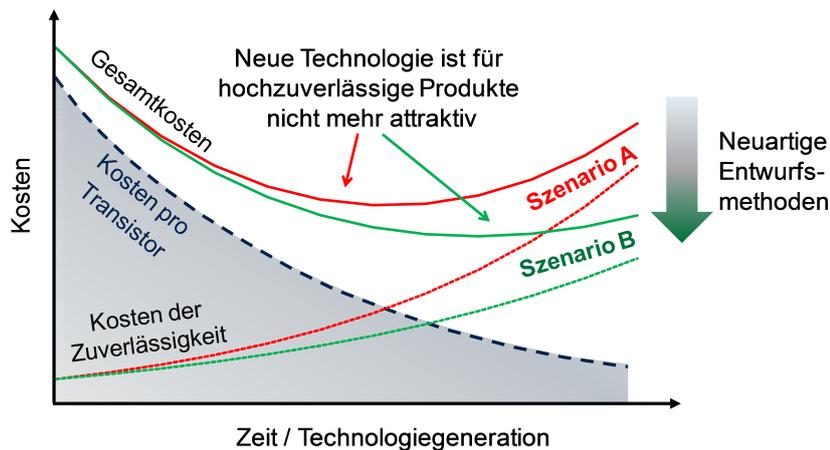


Abbildung 2.1: Kosten der Zuverlässigkeit [2, 12].

Um dieses zu umgehen, müssen neue Maßnahmen zur Verlängerung der Lebensdauer eingeleitet werden:

- Vorhersagbarkeit der Zuverlässigkeit von Systemen auf allen Entwurfsebenen
- Methoden zu Steigerung der Zuverlässigkeit
- Optimierung aller Parameter bei Entwurf und Fertigung

Dieses erfordert eine vertiefende Analyse der physikalischen Alterungseffekte in integrierten Schaltkreisen. Dieses betrifft unter anderem auch Metallisierungssysteme. In der Vergangenheit wurden bereits diverse Simulationsuntersuchungen von Metallisierungsstrukturen durchgeführt [52, 10, 9, 60, 42, 7]. In [52] wurden erstmalig dimensionierungs- und materialbedingte Einflüsse auf die Stromdichte- und Temperaturverteilung in einem Finite-Elemente-Modell näher untersucht. Die zuvor nur mittels Näherungsberechnungen durchgeführt wurden. In [10] wurde die Zeitabhängigkeit der Materialwanderung in Metallisierungsstrukturen bei hohen Strombelastungen untersucht. Dabei wurde zur Hilfenahme der Finite-Elemente-Methode ein Algorithmus zur Lochbildungssimulation implementiert. In [9] wurden erstmalig die Entstehung von Mikrorissen in einer Ta-Barriere am Boden von Durchkontaktierungen in einem Kupferprozess näher analysiert. Hierbei wurden unterschiedliche Herstellungsmaßnahmen und unterschiedlich Geometrien variiert und eine günstige Geometrie bezüglich

der mechanischen Spannung bestimmt. In [60] wurden Pad- und Mäanderstrukturen hinsichtlich ihres elektrischen und thermischen Verhaltens untersucht. Zudem wurde erstmalig der Stressgradient mit in die Simulation einbezogen, mit dem Ziel eine vollständigere Charakterisierung der Fehlermechanismen zu erreichen. In [42] wird die Modellierung und Simulation bei der Lösung konkreter Fragestellungen aus den Gebieten der Interconnect und Packaging Technologien betrachtet. An verschiedenen Beispielen wird hier z. B. die Underfillauswahl für Flip-Chip Aufbauten näher untersucht. Des Weiteren wird auch auf die Wärmeentwicklung von Chipleitbahnen näher eingegangen. In [7] wurden Kupfermetallisierungen mit S-Bahn-Strukturen und Low-k-Dielektrika näher untersucht. Mit Hilfe der Finite-Elemente-Simulation konnte gezeigt werden, dass ein günstiger PEVCD-Prozess ähnliche Lebensdauern erreichen kann wie ein kostenintensiver Spin-On-Prozess. Die in den Zitate beschriebenen Untersuchungen unterscheiden sich hinsichtlich Metallisierungs-Material, Herstellungsprozess, Technologieknoten und der Geometrien. Für jede Technologie und für jede Geometrie sind eigene Simulationsuntersuchungen notwendig. Auf vorangegangene Untersuchungen, wie sie zitiert wurden kann nicht zurückgegriffen werden. Im Hinblick auf moderne Aluminium-Leitbahnen einer 0,35 μm CMOS-Technologie wird in dieser Arbeit erstmals eine umfassende Untersuchung des Layouts und der Herstellung kompakter Leitbahnen durchgeführt. Eine Untersuchung von herstellungsprozessbedingten Einflüssen wurde z. B. bisher noch nicht betrachtet. Zur Klärung derartiger Einflüsse bedarf es der Untersuchung des Herstellungsprozesses. Während des Herstellungsprozesses von Aluminium-Leitbahnen kann es zu Legierungsbildungen mit benachbarten Schichten (z. B. Ti) kommen. Diese Effekte lassen sich mittels Finite-Elemente-Simulation erfassen. Zur Realisierung spezieller Hochstrom bzw. Hochtemperatur Anwendungen wurden Simulation mit Messungen an Teststrukturen verifiziert. Ein wichtiger Aspekt dabei ist die Betrachtung der relevanten Mechanismen, die zur Degradation beitragen. Diese sind neben Elektromigration auch die Deformation und Delamination von Metallisierungen. Im Rahmen dieser Arbeit wurde mit dem Finite-Elemente-Programm ANSYS[®] diese Effekte qualitativ und quantitativ analysiert. Dabei wurden Metallisierungsstrukturen unter thermischer und elektrischer Belastung mit Hinblick auf die Herstellungsprozessparameter berücksichtigt. Das physikalische Layout der Leitbahnen wurde dabei in Richtung der Anwendung beschleunigter Stresskonzepte angepasst.

Neben der Untersuchung des Herstellungsprozesses ist ein besonderes Augenmerk auf die Teststrukturen zu legen. Teststrukturen sind notwendig für beschleunigte Zuverlässigkeitsuntersuchungen wie z. B. Elektromigrationstests von Metallisierungen im Back-End-of-Line-Prozess (BEoL) von integrierten Schaltkreisen. Die gestiegene Komplexität der Strukturen und der höheren Herstellungskosten erfordert ein optimiertes Verdrahtungsschema, bei dem nutzbare Chipfläche eingespart werden kann. Der allgemeine Trend ist dahingehend, Aluminiumtechnologie anstelle von kupferbasierten Metallisierungen für High-Power Applikationen einzusetzen. Das Interesse von Kunden liegt in hochrobusten Metallisierungssystemen, die höhere Stromdichten bei High-Power Applikationen und höheren Temperaturen und gestiegenen Zuverlässigkeitsanforderungen (More-than-Moore) stand hält. Ein Beispiel für eine Teststruktur einer kompakten Leitbahn sieht man in Abbildung 2.2. Aufgrund der gestiegenen Anforderungen im Bezug auf die Strombelastbarkeit ist die Aufmerksamkeit

beim Entwurf unter anderem auf die steigende Stromdichte gerichtet, da sie ein treibender Faktor der Elektromigration ist. Elektromigration ist einer der Hauptgründe für den Ausfall kompakter Leitbahnen. Diese sollte bei steigenden Strömen möglichst gering bleiben, weil die maximal tolerierbare Stromdichte aufgrund der höheren Umgebungstemperatur um 90 % [35] sinkt. Ein Beispiel der Degradation durch Elektromigration zeigt die REM-Aufnahme in [Abbildung 2.3\(a\)](#). Eine Vergrößerung der Querschnittsfläche der Leitbahn kann hier Abhilfe schaffen. Weil eine Erhöhung der Schichtdicke meistens prozessbedingt ausgeschlossen ist, da die Schichtdicke aufgrund des Herstellungsprozesses festgelegt ist, kann eine Vergrößerung nur über breitere Leitbahnen erfolgen. Aber dennoch sollen die gestellten Lebensdauieranforderungen weiterhin erfüllt bleiben.

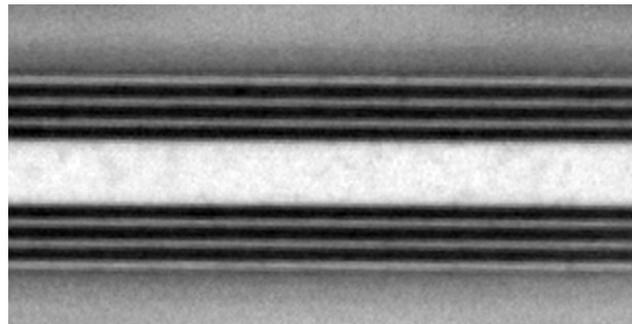
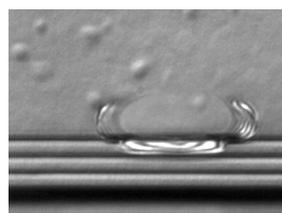


Abbildung 2.2: REM-Aufnahme einer kompakten Leitbahn.

Um die Degradation in Interconnect-Strukturen unter thermisch-elektrischen Belastungen zu unterdrücken, bedarf es der Berücksichtigung verschiedener Layoutabhängigkeiten. In dieser Arbeit werden diese Abhängigkeiten mittels Finite-Elemente-Simulationen untersucht. Soweit experimentelle Daten von beschleunigten Stresstests vorhanden sind, werden sie zur Validierung herangezogen. Neben den thermisch-elektrischen Eigenschaften ist der thermo-mechanische Einfluss, der zur starken Deformation führen kann, ein wichtiger Bestandteil der Untersuchung. Die Deformation einer kompakten Leitbahn zeigt [Abbildung 2.3\(b\)](#).



(a) Degradation durch Elektromigration einer kompakten Leitbahn.



(b) Deformation einer kompakten Leitbahn.

Abbildung 2.3: REM-Aufnahme der Degradation kompakter Leitbahnen mit Extrusion Monitor.

In der sog. Layoutsynthese bei der Entwicklung eines integrierten Schaltkreises werden Schaltungsblöcke entworfen (Floorplanning), die anschließend zu einem vollständigen Entwurf verdrahtet werden. Der darauf folgende Schritt ist die Layoutverifikation, bei dem die Design-Regeln im sog. *Design*

Rule Check überprüft werden. Diese Regeln beinhalten im Wesentlichen geometrische Faktoren wie Weiten-, Abstands- und Überlappungskriterien, die eingehalten werden müssen. Hierbei sind breite Leitbahnen besonders kritisch anzusehen [38]. Nongillard teilt daher die Fläche eines Dies wie folgt ein [39]. Die aus mechanischer Sicht kritischen Bereiche beim Chipdesign zeigt Abbildung 2.4 [30]. Man unterscheidet dabei drei Bereiche. Zum Bereich 1 gehören die Ecken, da hier die größte thermo-mechanische Spannung zu erwarten ist. Ecken sind daher als sehr kritisch anzusehen. Der zweite Bereich (Bereich 2) ist der Bereich mit mittlerer Empfindlichkeit. Der dritte Bereich ist schließlich der erlaubte Bereich nach [39]. Hinzu kommt, dass die Geometrie der Leitbahn ebenfalls eine große Rolle bei der Charakterisierung spielt. Dieses wurde in dieser Arbeit für moderne Aluminium-Leitbahnen einer 0,35 μm CMOS-Technologie erstmals durchgeführt.

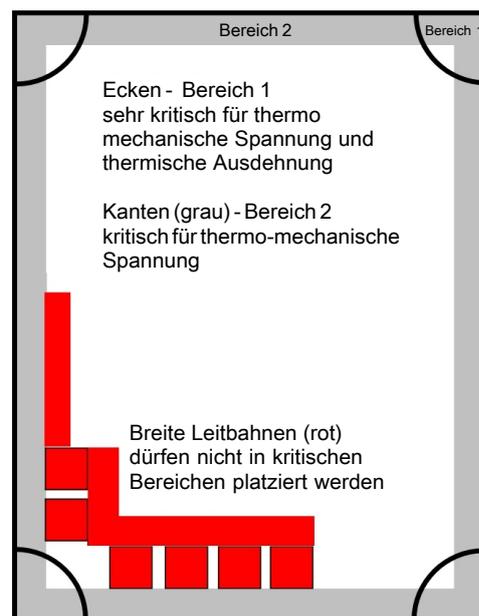


Abbildung 2.4: Kritische Bereiche beim Chipentwurf.

Ein weiteres Augenmerk liegt zudem auch auf der Zuführung hoher Ströme in die aus mehreren Schichten bestehenden Leitbahnsysteme eines integrierten Schaltkreises. Die Höhe des Stromes ist dabei aufgrund der Zuverlässigkeitsgrenzen und mechanischer Spannung begrenzt. Für Hochstromleitbahnen sind daher Strom-Leitbahnbreiten-Verhältnisse im Bereich von $6 \text{ mA } \mu\text{m}^{-1}$ bis $7 \text{ mA } \mu\text{m}^{-1}$ üblich [20]. Da in der Regel Leitbahnen mit derselben Schichtdicke betrachtet werden, ist dieses Verhältnis auch proportional zur applizierten Stromdichte. Untersuchungen an Teststrukturen zeigen jedoch, dass breite Leitbahnen besonders an Degradationsmechanismen wie Elektro- bzw. Stressmigration leiden [1].

Ein neuer Designansatz für hochrobuste Leitbahnen beschäftigt sich mit oktaederförmigen Ausparungen. Er soll neben der guten Prävention gegen Elektromigration auch die thermo-mechanischen Eigenschaften verbessern. Die Reduktion des Metallvolumens bei gleicher Breite führt zu einer geringeren thermischen Ausdehnung [1].

Das neue Designkonzept basiert auf folgenden grundlegenden Ideen:

- Verkürzung der Leitbahnlänge und -breite durch Einbringung von Oktaederlöchern, um den sog. Blechlängen-Effekt auszunutzen.
- Hochsymmetrische Anordnung der Oktaederlöcher, um eine homogene mechanische Spannungsverteilung zu realisieren und somit auch die Stressgradienten und damit die Stressmigration zu reduzieren.
- Reduzierung des Metallvolumens und der damit verbundenen thermischen Expansion, um die thermo-mechanische Stabilität zu verbessern.
- Entschleunigung der Migration durch einzelne Stege, die als Migrationsbarrieren wirken.

Thermische Ausdehnung bzw. mechanische Spannung kann in der Transistorebene zur Verschiebung der Kennlinien führen. Insbesondere bei schnellen Temperaturwechseln (engl. temperature cycling) sind Stabilitätsverbesserungen erkennbar [1]. Ein anderes Problem ist die Verbindung der breiten Leitbahnen zu bestehenden schmalen Standard-Leitbahnen [1], die wesentlich komplizierter ist. Zudem benötigen breite Leitbahnen deutlich mehr Fläche. Dies ist ein weiterer Nachteil, der sich aus Entwurfssicht ergibt. Der entstehende „Platzmangel“ stellt beim Design eines neuen Chips eine Herausforderung dar.

Ein weiterer Vorteil ergibt sich hinsichtlich der Belastbarkeit von Zuleitungen wie z. B. Interconnect-Teststrukturen, da dadurch gewährleistet ist, dass die Anschlüsse robuster sind als die eigentliche Teststruktur. Diese Arbeit folgt dem Trend durch Simulation eine schnelle Analyse auf höherer Abstraktionsebene durchzuführen. Sie liefert erstmals eine fundierte Entscheidungsgrundlage für die Auswahl einer kompakten Stress-Struktur. Durch das Durchspielen verschiedener Faktoren können Fehlentscheidungen vermieden werden. Zudem sind die Kosten für Simulationsstudien geringer. Mit Hilfe von Simulationen kann untersucht werden, ob sich bestimmte Faktoren auf das Ergebnis auswirken oder nicht. Dadurch können neue Erkenntnisse und Einsichten gewonnen werden. Insbesondere bei komplexen Systemen führt eine Simulation zu einer rascheren Lösung. Reale Experimente können oft sehr kostspielig und aufwändig sein. Ziel dieser Arbeit ist es, basierend auf einem $0,35\ \mu\text{m}$ AlCu-Metallisierungsprozess, einen Beitrag zu neuen Entwurfskonzepten von Leitbahnen und zur Optimierung von Teststrukturen zur Realisierung spezieller Anwendungen für Hochstrom- und Hochtemperaturapplikationen mit Finite-Elemente-Simulationen zu leisten. Dabei treten insbesondere thermisch-elektrische und thermo-mechanische Untersuchungen in den Vordergrund. Dabei wird in der Regel die schlechteste bzw. ungünstigste Betriebsbedingung wie z. B. Umgebungstemperatur oder applizierter Strom angenommen. Grundlage der Simulationsmodelle bilden Teststrukturen auf Basis des XU035 Fertigungsprozesses. Er gehört zu der $0,35\ \mu\text{m}$ Prozess-Familie für analog-digitale Funktionen. Dieser Prozess gehört zu X-FABs 700 V Ultra-High-Voltage (UHV) Technologie und wird in eingebetteten Mixed-Signal, Power-Management und in AC/DC Applikationen eingesetzt. Diese Technologie besteht aus bis zu drei Metalllagen. Gemäß den *Basic Design Rules* haben

die Leitbahnen der Metal-1-Ebene eine vorgesehene Breite von $0,5\ \mu\text{m}$. Die Breiten der Metal-2/3-Ebene betragen $0,6\ \mu\text{m}$. Für Hochstrommetallisierungen ist eine Breite von $3,0\ \mu\text{m}$ vorgesehen [59]. Die Teststrukturen dienen in erster Linie Elektromigrationsuntersuchungen, da diese nicht direkt am fertigen Produkt durchgeführt werden können. Teststrukturen zeichnen sich daher durch ihre Einfachheit und Analysierbarkeit aus. Das Design wird dabei so gewählt, dass bestimmte Ausfallszenarien analysiert werden können. Man unterteilt die Teststrukturen in „reine“ Leitbahnstrukturen und in Kombinationen von Leitbahnen mit Durchkontaktierungen (engl. [VIA](#)). Zudem gibt es noch vielfältige Variationsmöglichkeiten bezüglich Leitbahnbreite, -länge sowie Anzahl und Anordnung der Durchkontaktierungen. Da die große Fülle von Leitbahnen mit Durchkontaktierungen nicht in seiner Gänze abgedeckt werden kann, beschränkt man sich auf die kritischsten Layoutvarianten.

Ein wichtiger Aspekt dabei ist, einen Einblick der relevanten Mechanismen zu schaffen, die zur Degradation und zum Ausfall führen. Diese sind neben der Degradation durch die Migrationsmechanismen auch die Expansion, Deformation und Delamination und Voidbildung von Leitbahnsystemen. Die Finite-Elemente-Simulation liefert qualitative und quantitative Ergebnisse wie z. B. der reziproken Massenflussdivergenzbetrachtung in einer Interconnect-Struktur unter thermischer und elektrischer Belastung unter Berücksichtigung von Layout- und Herstellungsparametern, die sich proportional zur Lebensdauer verhalten. Ziel ist eine Übertragbarkeit auf das spätere Produkt zu gewährleisten. Über die Korrelation der Simulationsergebnisse mit den experimentellen Messungen ist daher eine Kalibrierung möglich. Als Maß für die Lebensdauer von mehrlagigen Teststrukturen mit Wolfram-Durchkontaktierung wurde die reziproke Massenflussdivergenz aus den Simulationen näher betrachtet und mit realen Messungen verglichen. Im Rahmen dieser Arbeit wurde der Einfluss der geometrischen Veränderungen und deren Auswirkung auf die Lebensdauer mehrlagige Teststrukturen näher untersucht.

Beschreibung der physikalischen Grundlagen

3

In diesem Kapitel werden die für diese Arbeit notwendigen Grundlagen zu den Migrationseffekten vermittelt und die Berechnung der einzelnen Materialflüsse und Materialflussdivergenzen beschrieben. Des Weiteren wird der Zusammenhang zwischen mittlerer Lebensdauer und Massenflussdivergenz über die Black'sche Gleichung hergestellt. Der darauffolgende Abschnitt handelt vom Blechlängen-Effekt. Der letzte Abschnitt befasst sich mit den Gleichungen der mechanischen Vergleichsspannungen. Die in diesem Kapitel beschriebenen Gleichungen charakterisieren das thermisch-elektrische sowie das thermo-mechanische Verhalten von Teststrukturen und bilden die Grundlage zum Verständnis der Berechnung des finite-Elemente-Modells. Eine Anwenderoutine greift die beschriebenen Gleichungen auf und berechnet die Massenfluss- und Massenflussdivergenzverteilungen in der Metallisierung. Sie wird ebenfalls in diesem Kapitel beschrieben.

3.1 MATERIALBEWEGUNG IN FESTKÖRPERN

Die Ursache für die Materialbewegung in Festkörpern wie z. B. Metallen ist durch die Diffusion von thermisch aktivierten Ionen begründet. Die thermische Aktivierung von Ionen in Metallisierungen erfolgt dabei vornehmlich durch die Erwärmung bei Stromfluss. Die Erwärmung ist durch die fortwährenden Verluste elektrischer Energie aufgrund des ohmschen Widerstandes, die im *Jouleschen Gesetz* begründet sind, erklärt. Durch die *Einstein Gleichung* [45] (Glg. 3.1) ist die Beschreibung einer Teilchenstromdichte \vec{J} im allgemeinen Fall möglich.

$$\vec{J} = \frac{DN}{k_B T} \left(\sum_i \vec{F}_i \right) \quad (3.1)$$

Die Gleichung der Teilchenstromdichte enthält neben dem Diffusionskoeffizient D , die Teilchendichte N , die mittlere thermische Energie aus dem Produkt $k_B T$ und die treibenden Kräfte \vec{F}_i . Mit Hilfe dieser Gleichung ist eine Beschreibung der unterschiedlichen Migrationsformen möglich. Neben der Elektromigration als treibende Kraft gibt es auch Formen, die durch mechanische Spannung, thermisch und durch Konzentrationsgradienten hervorgerufen werden können.

Die durch den Stromfluss erzeugte Erwärmung bewirkt einen Temperaturanstieg in der Leitbahn. Aufgrund der gestiegenen Temperatur bedeutet dies auch eine Steigerung der Mobilität der Metallionen. Das elektrische Feld erzeugt eine Kraft auf die Ionen in Richtung Kathode. Bedingt durch den Elektronenstrom in Richtung Anode wirkt durch Streuung der Elektronen an den Ionen eine Kraft aufgrund von Impulsübertragung in umgekehrter Richtung, der sog. *Elektronenwind*. Je nachdem

welche der beiden Kräfte betragsmäßig größer ist, ist die Bewegungsrichtung der Ionen entlang des elektrischen Feldes oder entgegengesetzt. Gleichung 3.2 beschreibt die resultierende Kraft \vec{F}_e aus den beiden Kraftvektoren \vec{F}_F (elektrisches Feld) und \vec{F}_W (Elektronenwind). Des Weiteren werden auch noch die effektive Ladung eines Ions Z^* , die Elementarladung eines Elektrons e , der Vektor des elektrischen Feldes \vec{E} , der spezifische Widerstand ρ und der Vektor der Stromdichte \vec{j} zur Berechnung benötigt.

$$\vec{F}_e = \vec{F}_F - \vec{F}_W = e Z^* \vec{E} = e Z^* \rho \vec{j} \quad (3.2)$$

Die Thermomigration oder der Thermotransport beschreibt die Bewegung von Teilchen aufgrund eines Temperaturgradienten. Oft wird dieser Effekt zu Ehren seines schweizer Entdeckers Charles Soret auch *Soret-Effekt* genannt. Der Soret-Effekt selbst ist der Impulsaustausch zwischen thermisch angeregten Elektronen und diffundierenden Metallionen. Dies bedeutet, dass ein Metall, wenn es anfällig für Elektromigration ist, auch anfällig für Thermotransport sein muss. Die treibende Kraft wird dabei nach Gleichung 3.3 formuliert:

$$\vec{F}_T = \frac{Q^*}{T} \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3.3)$$

Q^* stellt dabei die Transportwärme (engl. heat of transport) dar. Sie kann sowohl positive als auch negative Werte annehmen. T ist die Temperatur und $\frac{\partial T}{\partial x}$ der Temperaturgradient. Eine andere treibende Kraft ist der Gradient der hydrostatischen Spannung. Wichtig dabei ist, dass der Materialtransport nicht durch die Spannung selbst getrieben wird, sondern durch den Gradienten. Nur durch den Fall, dass irgendwo die Spannung lokal niedriger ist, kann eine treibende Kraft entstehen. Mechanische Spannung entsteht zum einen durch die unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten der Materialien, zum anderen aber auch durch die inhomogene Temperaturverteilung bei appliziertem Strom. In der Berechnung der treibenden Kraft (Glg. 3.4) stellt Ω das Atomvolumen dar und σ_h die hydrostatische Spannung. $\frac{\partial \sigma_h}{\partial x}$ ist der Spannungsgradient der hydrostatischen Spannung.

$$\vec{F}_{\sigma_h} = \Omega \frac{\partial \sigma_h}{\partial x} \quad (3.4)$$

Die letzte wichtige treibende Kraft ist die Kraft aufgrund eines Konzentrationsgradienten. Diese wird nach Gleichung 3.5 berechnet. $\frac{\partial \ln C}{\partial x}$ ist der Konzentrationsgradient.

$$\vec{F}_K = k_B T \frac{1}{C} \frac{\partial C}{\partial x} = k_B T \frac{\partial \ln C}{\partial x} \quad (3.5)$$

Die Überlagerung aller Massenflüsse wird als Summe aufgefasst. Durch Einsetzen der einzelnen Terme in die Gleichung 3.6 ergibt sich der Gesamtmassenfluss \vec{J} .

$$\vec{J} = \vec{J}_e + \vec{J}_T + \vec{J}_\sigma + \vec{J}_K \quad (3.6)$$

3.2 MASSENFLUSSDIVERGENZ

Der Massenfluss ist eine vektorielle Größe. Diese Größe selbst gibt noch wenig Auskunft, ob an einer bestimmten Stelle Material „angehäuft“ oder „abgebaut“ wird. Um eine mögliche Stelle innerhalb einer Metallisierungsstruktur für eine Voidbildung bestimmen zu können, bildet man die Divergenz des Massenflusses. Die Divergenz selbst ist definiert als die Summe der partiellen Ableitungen der Komponenten des Massenflussvektors (Glg. 3.7).

$$\text{div } \vec{v} = \frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} + \frac{\partial v_z}{\partial z} \quad (3.7)$$

Die Massenflussdivergenz ist also eine skalare Größe oder genauer ein Skalarfeld. Die anschauliche Bedeutung der Divergenz ist die Betrachtung eines kleinen Quaders mit den Kantenlängen ∂x , ∂y und ∂z . Die Divergenz ist eine Bilanz der Massenflussbetrachtung. Betrachtet man nun den Massenfluss, der durch alle sechs Seiten des Quaders fließt, so wird im Falle, dass im Würfel keine Masse erzeugt oder verloren geht, die Bilanz gerade Null sein. Im Falle einer positiven Massenflussdivergenz bedeutet dies eine Materialverarmung und im negativen Fall eine Materialansammlung. Der Massenfluss der Elektromigration wurde bereits in 3.1 allgemein formuliert. Für den durch den Stromfluss getriebenen Effekt der Elektromigration ergibt sich deshalb folgende ausführliche Gleichung (Glg. 3.8):

$$\vec{J}_e = \frac{DN}{k_B T} e Z^* \rho \vec{j} \quad (3.8)$$

Die Massenflussdivergenz wird demnach für Elektromigration wie folgt formuliert (Glg. 3.9):

$$\text{div } \vec{J}_e = \left(\frac{E_A}{k_B T} + \frac{\alpha_0 \rho_0}{\rho} - \frac{1}{T} \right) \cdot \vec{J}_e \cdot \text{grad}(T) \quad (3.9)$$

Die Massenflussdivergenz der Elektromigration ist nach Gleichung 3.9 demnach proportional zum Massenfluss selbst und zum Temperaturgradienten. Über die *Arrhenius-Beziehung* des Diffusionskoeffizienten aus Gleichung 3.10 wird die exponentielle Abhängigkeit von Temperatur (T) und Aktivierungsenergie oder Energiebarriere (E_A) deutlich. Sinkt der Wert der Aktivierungsenergie E_A , so steigt der Wert des Diffusionskoeffizienten D . Steigt die Temperatur T , so steigt auch der Wert von D .

$$D = D_0 e^{-\frac{E_A}{k_B T}} \quad (3.10)$$

Für den durch den Temperaturgradienten getriebenen Effekt der Thermomigration ergibt sich folgende ausführliche Gleichung (Glg. 3.11):

$$\vec{J}_t = -\frac{DNQ}{k_B T^2} \text{grad}(T) \quad (3.11)$$

Die Divergenz der Thermomigration (Glg. 3.12) ist hier noch weitaus komplexer. Es lassen sich gewisse Ähnlichkeiten zu der Divergenz der Elektromigration feststellen, wie z. B. die direkte Abhängigkeit vom Temperaturgradienten $\text{grad}(T)$ aber auch die quadratische Abhängigkeit der Temperatur T . Weiterhin gibt es einen Term mit einer Abhängigkeit von der Divergenz des Temperaturgradienten.

$$\text{div} \vec{J}_T = \text{grad}(T) \text{grad} \left(\frac{DNQ^*}{k_B T^2} \right) + \frac{DNQ^*}{k_B T^2} \text{div} \text{grad}(T) \quad (3.12)$$

3.3 DIFFUSIONSPFADE

Die *Arrhenius-Beziehung* in Gleichung 3.8 verdeutlicht zum einen die Temperaturabhängigkeit des Diffusionskoeffizienten, zum anderen aber auch die energetische Barriere oder Aktivierungsenergie E_A , die überwunden werden muss, damit Diffusion stattfinden kann. Für Aluminium erfolgt die Materialbewegung vornehmlich über die Korngrenzen. Die Aktivierungsenergie E_A ist zudem nicht nur materialabhängig, sondern variiert auch mit dem Diffusionspfad. Diese wiederum haben einen großen Einfluss auf das Migrationsverhalten. In der Regel unterscheidet man vier unterschiedliche Pfade. In Tabelle 3.1 sind die unterschiedlichen Diffusionspfade und die dazugehörigen Aktivierungsenergien für polykristallines Aluminium aufgelistet [43, 44, 7].

Tabelle 3.1: Unterschiedliche Aktivierungsenergie für Aluminium.

Diffusionspfad	Aktivierungsenergie [eV]
Oberfläche (engl. surface)	0,28
Korngrenzen (engl. grain boundary)	0,7
Grenzfläche (engl. interface)	0,4
Volumen (engl. bulk)	1,4

Ein skizziertes Schnittbild der Diffusionspfade einer polykristallinen Aluminiummetallisierung zeigt die Abbildung 3.1. Eine niedrige Aktivierungsenergie begünstigt nach Gleichung 3.8 den Materialfluss. Demnach ist der Materialfluss an einer freien Oberfläche am größten. Die niedrige Aktivierungsenergie der freien Oberfläche tritt allerdings nur an oxidfreien Oberflächen auf [43]. Da die Leitbahnen aber mit einer Barriere aus Ti/TiN passiviert sind, findet in der Regel keine Oberflächendiffusion statt. Daher ist die Korngrenzendiffusion der wichtigste Diffusionspfad im Aluminium gefolgt von der Diffusion an den Grenzschichten. Im Gegensatz zum Aluminium ist in Kupfermetallisierungen die Interfacemigration vorherrschend. Die Migration an den Korngrenzen findet untergeordnet statt.

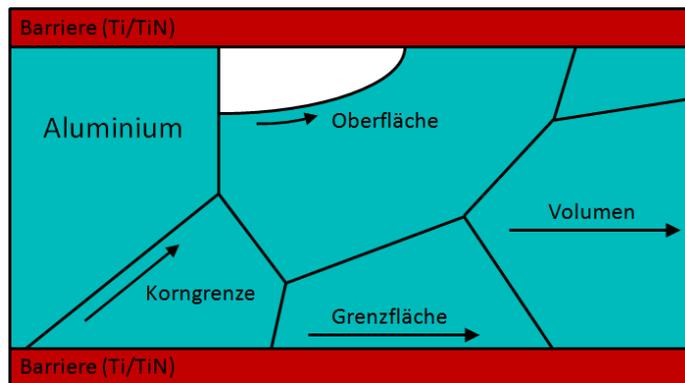


Abbildung 3.1: Diffusionspfade in einer Aluminiumleitbahn.

Zur besseren Veranschaulichung zeigt die Ungleichung 3.13 die Reihenfolge der wesentlichen Diffusionspfade in Aluminium von wichtig zu unwichtig. In einer Simulation beschränkt man sich in der Regel aufgrund der Komplexität durch die Wahl der entsprechenden Aktivierungsenergie auf einen Diffusionspfad.

$$E_{A,Oberfläche} < E_{A,Korngrenzen} < E_{A,Grenzfläche} < E_{A,Volumen} \quad (3.13)$$

Die Schädigung von Leitbahnen erfolgt im Wesentlichen durch die Bildung von Löchern (engl. voids) oder Materialansammlungen (engl. hillock). Große Massenflussdivergenzen entstehen an sog. *Trippelpunkten*. Das ist der Punkt, an dem sich drei unterschiedliche Korngrenzen treffen. Aufgrund des eingprägten Stromes teilt sich in diesem Punkt der Massenfluss und erzeugt eine Massenflussdivergenz, die ungleich Null ist. Das Verhältnis von Korngröße und Leitbahnbreite bzw. -höhe ist deshalb signifikant für die Lebensdauer einer Leitbahn. Liegt die Korngröße in der Größenordnung der Leitbahn, so spricht man von einer Bambusstruktur (engl. bamboo structure). Ähnlich wie beim Halm eines Bambusgewächses verlaufen die Korngrenzen parallel zueinander. Dadurch kann kein Diffusionspfad entlang der Leitbahn entstehen [15]. Die Grenzflächendiffusion (engl. interface diffusion) tritt zwischen Leitbahn und Barriere auf. Aufgrund der herstellungsbedingten Haftschichten aus Ti

und TiN werden viele Leerstellen erzeugt, die die Aktivierungsenergie herabsetzen. Dieses begünstigt eine Akkumulation von Löchern an Grenzflächen, insbesondere wenn bereits Löcher an der Grenzfläche vorhanden sind. Migration kann z. B. bei Delaminationserscheinungen auf der Oberfläche und entlang der Seiten stattfinden. Dieses erklärt weswegen das reale Ergebnis aus der Messung sich von der Simulation unterscheiden kann.

3.4 DIE BLACK'SCHE GLEICHUNG

Die Black'sche Gleichung [4] stellt den Zusammenhang zwischen mittlerer Betriebsdauer über die Stromdichte und Temperatur her. Diese Betriebsdauer wird auch oft mit dem englischen Begriff *Mean Time to Failure*, kurz **MTTF**, bezeichnet. Sie gibt die mittlere Ausfallzeit aufgrund von Schädigungen der Elektromigration an. In einer modifizierten Form findet diese Gleichung auch heute noch Verwendung. Unter dem Einfluss von erhöhter Temperatur und Stromdichte können mit dieser Formel (Glg. 3.14) Betriebsdauern berechnet werden. A ist der Proportionalitätsfaktor für Geometrie- und Materialeigenschaften, j die Stromdichte, n der Parameter für Anpassungen (Stromdichteexponent), E_A die Aktivierungsenergie. $\frac{1}{\text{div} \vec{J}_e}$ ist der Kehrwert der Massenflussdivergenz durch Elektromigration. n wurde durch James R. Black, aufgrund von Experimenten ein Wert von zwei zugewiesen. Dieser Wert ist jedoch vom gewählten Material, der Dimensionierung der Leitbahn und den Testbedingungen abhängig.

$$MTTF = A \frac{1}{j^n} e^{\frac{E_A}{k_B T}} \approx \frac{1}{\text{div} \vec{J}_e} \quad (3.14)$$

Dabei besteht die Annahme, dass die Impulsübertragung der Metallionen sich proportional zum Massenfluss und zur Driftgeschwindigkeit der Elektronen verhält [5]. Der Kehrwert der Summe aller Massenflussdivergenzen verhält sich deshalb näherungsweise proportional zur mittleren Betriebsdauer [10]. Aufgrund der hohen applizierten Ströme wird in der Regel die Elektromigration als stärkste Migrationsform angenommen. Aus diesem Grund kann diese mathematische Beziehung eingeschränkt bei einfachen Leitbahngeometrien zur Abschätzung der Betriebsdauer verwendet werden.

3.5 KRITISCHE LEITBAHNBREITEN

Den Zusammenhang zwischen mittlerer Betriebsdauer und Leitbahnbreite (**MTTF**) in Relation zur Korngröße verdeutlicht Abbildung 3.2. Dargestellt ist die MTTF in Abhängigkeit von der Leitbahnbreite. Strom I und Umgebungstemperatur T sind konstant. Die Kurve im Diagramm zeigt, dass die mittlere Betriebsdauer der Leitbahnen unterhalb und oberhalb der Korngröße ansteigt. Reduziert man die Leitbahnbreite, so erhält man eine Bambusstruktur der Korngrenzen, die den Materialtrans-

port reduziert und die Betriebsdauer ansteigen lässt. Oberhalb steigt die Betriebsdauer aufgrund der reduzierten Stromdichte.

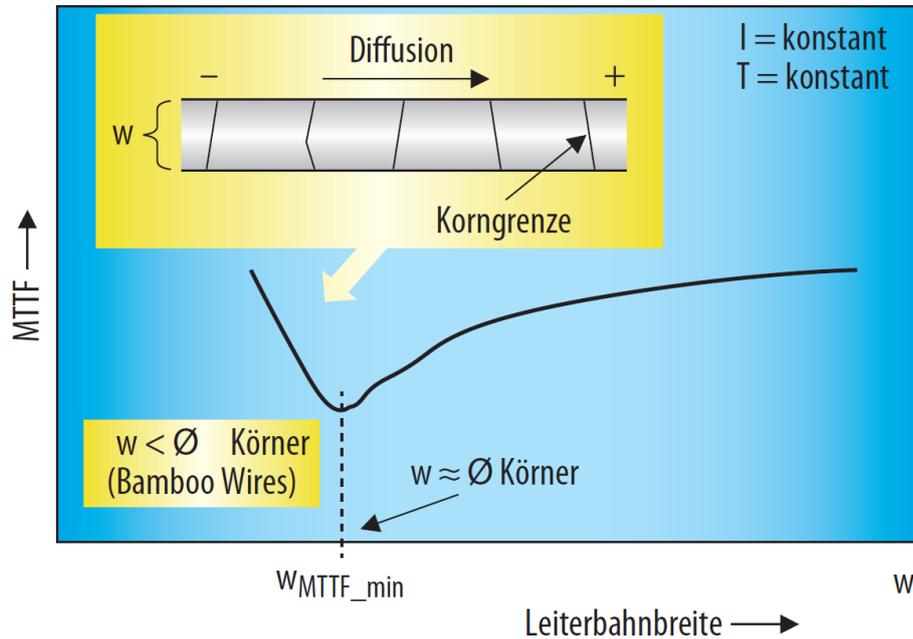


Abbildung 3.2: Mittlere Lebensdauer in Abhängigkeit von der Leiterbahnbreite [50].

Eine Bambusstruktur steigert die Zuverlässigkeit, ist aber nur für schmale Leitbahnen gegeben. Schmale Bahnen sind zudem nur geeignet, niedrige Ströme wie z. B. elektrische Signale zu transportieren. Für Anwendungen, bei denen größere Ströme transportiert werden müssen, sind daher breite Leitbahnen unabdingbar. Jedoch kann der Vorteil von der Bambusstruktur einer schmalen Leitbahn nicht mitgenommen werden.

3.6 DER BLECHLÄNGEN-EFFEKT

Durch Elektromigrationsuntersuchungen an Metallstreifen aus Aluminium wurde festgestellt, dass unterhalb einer bestimmten Leiterbahnlänge bei gegebener Stromdichte kein Materialfluss sichtbar ist. Der Grund dafür ist ein Spannungsgradient, der eine Stressmigration hervorruft, die der Elektromigration entgegenwirkt [51]. Aufgrund der Materialverarmung kann sich ein lokaler Spannungsgradient $d\sigma$ aufbauen. Zur Berechnung der kritischen Länge l_B benötigt man das Atomvolumen Ω , die effektiven Ladung Z^* eines Ions, die Stromdichte \vec{j} , die Elementarladung eines Elektrons e und den spezifischen Widerstand ρ (Glg. 3.15):

$$l_B = \frac{d\sigma \Omega}{Z^* \vec{j} e \rho} \quad (3.15)$$

Bringt man die Stromdichte \vec{j} auf die linke Seite der Gleichung, spricht man vom sogenannten kritischen Produkt (Glg. 3.16).

$$\vec{j} l_B = \frac{d\sigma \Omega}{Z^* e \rho} \quad (3.16)$$

Die Blechlänge bzw. das kritische Produkt können daher beim Entwurf von Leitbahnen herangezogen werden. Dieses setzt aber voraus, dass die Stromdichte unterhalb der berechneten Grenze bleibt. Wird diese Grenze überschritten, kommt es trotzdem zum Materialfluss. Dieser Effekt wird insbesondere bei geschlitzten Leitbahnen ausgenutzt. Durch die Segmentierung von Leitbahnen in viele kleine Stücke soll ein Spannungsgradient aufgebaut werden, der der Elektromigration entgegen wirkt. Dieser Effekt wurde in dieser Arbeit jedoch nicht durch Simulationen nachvollzogen.

3.7 BERECHNUNGEN VON VERGLEICHSSPANNUNGEN

Zur mechanischen Charakterisierung verwendet man Vergleichsspannungen. Sie geben Auskunft über Volumen- und Gestaltsänderung infolge einer mechanischen Stressbelastung wie z. B. der thermo-mechanischen Spannung. Diese Vergleichsspannungen stellen einen fiktiven Spannungszustand dar. Zu den wichtigsten zählt die hydrostatische Spannung. Sie gibt Informationen über das Bestreben eines Körpers, das Volumen zu verändern. Die hydrostatische Spannung ist der Mittelwert aus den Hauptspannungen (engl. principal stress) und kann nach Gleichung 3.17 berechnet werden. Da die Flächennormalen der Hauptspannungen nach außen gerichtet sind, bedeutet der Fall einer negativen hydrostatischen Spannung, dass eine Kompression stattfindet und im Fall einer positiven Spannung eine Ausdehnung des Materials.

$$\sigma_h = \frac{1}{3} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (3.17)$$

Die nächste wichtige Vergleichsspannung ist die Gestaltänderungshypothese von Von-Mises oder Von-Mises-Vergleichsspannung. Sie gibt Aufschluss über die Verzerrung oder Deformation des betrachteten Materials. Zieht man nun vom Spannungstensor die hydrostatische Spannung ab und bildet die charakteristische Gleichung (siehe Gleichung 3.18) des neuen Spannungstensors, so erhält man die Von-Mises-Spannung.

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2} (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2} \quad (3.18)$$

Mit Hilfe dieser beiden Vergleichsspannungen ist es möglich, Metallisierungen mechanisch zu charakterisieren. Hier tritt insbesondere die intrinsische thermo-mechanische Spannung bedingt durch

den Herstellungsprozess des integrierten Schaltkreises in den Vordergrund. Dadurch resultierende Vordeformationen der Leitbahn können im Stresstest das Migrationsverhalten beeinflussen.

Simulation von Teststrukturen mithilfe von finite-Elemente-Modellen

4

Eine Simulation mithilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) erfordert neben einem präzisen geometrischen Modell auch Materialparameter, die die physikalischen Modelleigenschaften beschreiben. Dieses Kapitel enthält neben den Materialparametern der Metallisierung, Barrieren und Dielektrika auch die physikalischen Parameter für die Migrationsuntersuchung sowie die Vorgehensweise der mechanischen Prozesssimulation und der dynamischen Simulation zur Voidbildung der Elektromigration.

4.1 BESCHLEUNIGTE LEBENSDAUERTESTS AN TESTSTRUKTUREN

Simulationen mit der Finite-Elemente-Methode können im Entwurfsprozess ein besseres Verständnis über das Verhalten einer migrationsinduzierten Voidbildung liefern. Weiterhin ist es möglich durch die gewonnenen Erkenntnisse die Testzeiten zu minimieren und auch das Design der Teststruktur zu optimieren. Über EM-Tests werden notwendige Informationen über die verschiedenen Fehlermechanismen gesammelt. Zur Standardisierung von diskreten Halbleiterbauelementen und integrierten Schaltungen wurde die Jedec Solid State Technology Association gegründet (JEDEC). Dieser Verband legt unter anderem die Qualitätsstandards und deren Testvorschriften fest. Sie sind Übereinkünfte oder Vereinheitlichungen von Methoden. Der JEDEC-Standard *JESD87* beschreibt die Zuverlässigkeitsbewertung von AlCu-Metallisierungen mit Barrierenmaterialien. Dieser Standard beschreibt Standard-Teststrukturen für Zuverlässigkeitsuntersuchungen an AlCu-Metallisierungen mit Barrieren [26]. Im allgemeinen Sinne ist die Bewertung der Robustheit eine Strategie zur Qualifikation eines Produktes gegenüber Belastungsbedingungen, um gezielt Aussagen über Risiken und Zuverlässigkeit treffen zu können. Um Aussagen über Auslegung, Haltbarkeit und zur Qualifizierung von den Materialien der Metallisierung in integrierten Schaltkreisen zu treffen, werden Alterungstests durchgeführt. Diese Tests müssen, aufgrund industrieller Maßstäbe, kosten- und zeitoptimiert sein. Mit Hilfe der Testergebnisse kann dann eine entsprechende Lebensdauer bzw. Betriebsdauer angegeben werden. Man unterscheidet dabei zwei sehr unterschiedliche Testmethoden. Zum einen der Package Level Reliability Test die PLR- und zum anderen der Wafer Level Reliability Test die WLR-Methode. Bei dem ersten Testverfahren werden die Halbleiter-Chips in einem Gehäuse verbracht und an die Pins des Gehäuses angeschlossen. Bei der WLR-Methode wird der Chip auf einer beheizbaren Haltevorrichtung, dem Chuck, montiert. Über bewegliche metallische Messspitzen wird der Chip elektrisch kontaktiert. Während der Degradation des Chips wird ständig der elektrische Widerstand gemessen, der sich während der Testphase stark ändert. Eine Widerstandserhöhung von 20 % wird dabei entsprechend des JEDEC-Standards als ein Ausfall gewertet. Lange Zeit wurde der SWEAT als Elektromi-

grationstest eingesetzt. Erstmals wurde diese Methode von B. Root und T. Turner im Jahr 1985 vorgestellt [40]. Es ist ein Testverfahren beschrieben im *JEP119A* [25]. Durch hohe Stromdichten und Temperaturen wird dabei die benötigte Beschleunigung erreicht, um die Testzeit kurz zu halten. Mehrere davon beschreibt Meeker in [37]. Nach Meeker können weitere Ausfallarten hinzukommen, die nicht unter normalen Arbeitsbedingungen zu sehen wären. Dazu würde aufgrund der hohen auftretenden Temperaturgradient die Elektromigration gehören. Meeker beschreibt, dass diese Ausfallarten zu fundamentalen Veränderungen bei der Degradation führen können, wie z. B. dass durch die hohen Temperaturen der Schmelzpunkt des Materials erreicht werden könnte. Tan und Yeo sehen dennoch einen Nutzen von hochbeschleunigten Tests als groben Performance-Indikator für das Verhalten in der Praxis [49]. Neben alternativen Testmethoden schlägt Scorzoni deshalb moderat beschleunigte Tests vor, um die Fallstricke hochbeschleunigter Tests wie z. B. das Auftreten hoher Temperaturgradienten zu umgehen [46]. Der SWEAT kann jedoch als Schnelltest zur Prozessüberprüfung eingesetzt werden, da in diesem Fall nur ein qualitativer Vergleich getroffen wird. Für die in dieser Arbeit beschriebenen Strukturen wurden Testbedingungen für den Schnelltest zur Prozessüberprüfung verwendet.

4.2 VERWENDETE MATERIALPARAMETER

Um eine Finite-Elemente-Simulation durchführen zu können, benötigt man physikalische Parameter, um das thermisch-elektrische bzw. das thermo-mechanische Verhalten zu charakterisieren. Im Fall einer thermisch-elektrischen Simulation benötigt man den spezifischen elektrischen Widerstand ρ und die Wärmeleitfähigkeit κ . Im Fall einer thermo-mechanischen Simulation benötigt man den thermischen Ausdehnungskoeffizienten α , das E-Modul und die Poissonzahl ν . Eine Übersicht der Werte ist in den Tabellen 4.1 und 4.2 aufgeführt. Diese stammen aus folgenden Quellen [7, 19, 61, 53, 17, 8, 23, 16, 18, 24, 11, 6, 48, 3].

Tabelle 4.1: Elektrische und mechanische Materialeigenschaften (T=300 K).

		ρ [$\mu\Omega$ m]	α [10^{-6} K $^{-1}$]	E [GPa]	ν
Metallisierung	Al	$3,16 \times 10^{-2}$	23,2	68,90	0,340
	Ti	$47,8 \times 10^{-2}$	8,30	110	0,360
	TiN	2,00	9,35	80,60	0,208
VIA	W	11×10^{-2}	4,5	362	0,350
Titan-Aluminid	TiAl ₃	$16,98 \times 10^{-2}$	12	217	0,160
Dielektrikum	SiO ₂	10^{16}	0,498	64,72	0,160
Substrat	Si	$4,40 \times 10^4$	2,64	98,7	0,450
Passivierung	Si ₃ N ₄	10^{19}	3,2	304	0,240

Tabelle 4.2: Wärmeleitfähigkeit κ [$10^2 \text{ W m}^{-1} \text{ K}^{-1}$].

		300 K	400 K	500 K	600 K
Metallisierung	Al	2,37	2,40	2,37	2,32
Barrieren	Ti	0,208	0,199	0,191	0,183
	TiN	0,230	0,241	0,252	0,261
VIA	W	1,78	1,62	1,49	1,39
Titan-Aluminid	TiAl ₃	0,031			
Dielektrikum	SiO ₂	0,0138	0,0151	0,0162	0,0175
Substrat	Si	1,480	0,990	0,762	0,619
Passivierung	Si ₃ N ₄	2,6	2,4	2,2	2,0

4.3 IMPLEMENTIERUNG DES FINITE-ELEMENTE-MODELLS

Physikalische Systeme lassen sich durch Differentialgleichungen mathematisch beschreiben. Diese sind aber oft nur für einfache Fälle lösbar. Für die Berechnung komplexer Aufgaben kommen daher nur numerische Lösungsansätze in Betracht. Die Idee dahinter ist, dass ein Gesamtgebiet in Bereiche (Elemente) aufgeteilt wird. Diese Bereiche sind in endliche (finite) Teile zerlegt. Die dabei angewendete numerische Berechnungsmethode der Differentialgleichung stellt dabei „nur“ eine Näherungslösung dar. Eine finite-Elemente-Analyse besteht daher immer aus den drei gleichen Schritten:

- Datenaufbereitung mit dem Preprozessor
- Berechnung der Differentialgleichungen
- Auswertung im Postprozessor

Im *Preprozessor* wird ein Modell des physikalischen Systems entworfen. Hier wird das physikalische Problem abstrahiert und vereinfacht. Die Geometrie wird definiert und die Vernetzung dieser durchgeführt. Dabei erfolgt auch die Eingabe der Werkstoffdaten, die meist aus durchgeführten Messungen stammen. Schließlich werden die Randbedingungen definiert. Dieses kann z. B. die Umgebungstemperatur sein. Nun erfolgt die eigentliche *Berechnung des Modells*. Beendet wird die Analyse bei ausreichender Konvergenz des Ergebnisses. Dabei wird das Ergebnis des letzten Durchlaufs mit dem vorherigen verglichen. Wenn sich die beiden Werte nur geringfügig unterscheiden, spricht man von einem konvergierten Ergebnis. Eine schlechte bzw. zu grobe Vernetzung führt zum Abbruch der Berechnung. Ein zu feines Netz treibt die Anzahl der Elemente in die Höhe, was auch einen höheren Rechenaufwand zur Folge hat. Deshalb ist es sinnvoll, das Modell nur für kritische Bereiche feiner zu wählen, um die Rechenzeit zu verkürzen. Dieses gewährleistet eine ausreichende Genauigkeit der Ergebnisse. Die Ergebnisse werden im *Postprozessor* dargestellt. Dieses erfolgt in der Regel graphisch. Unabdingbar bei Auswertungen ist es, die Ergebnisse mit Erfahrungswerten oder Messungen zu vergleichen, um Fehler zu vermeiden. Diese können unter anderem Diskretisierungsfehler sein. Aber

auch fehlerhafte Eingangs- bzw. Werkstoffdaten können zu Fehlern führen. Zudem sind numerische Fehler oder Rundungsfehler auch eine mögliche Fehlerquelle. Durch Ausnutzung von Symmetriebedingungen können redundante Berechnungen eingespart werden. Dieses führt zu einem geringeren Rechenaufwand und somit auch zu einer geringeren Rechenzeit. Da die simulierten Strukturen weitestgehend punktsymmetrisch waren, musste nur ein Viertel der gesamten Struktur berücksichtigt werden. Aufgrund der fehlenden Symmetriebedingungen konnte bei mehrlagigen Strukturen jedoch keine Rechenzeit eingespart werden.

4.3.1 Modellierung von Thermo- und Elektromigration

Die Berechnung der Thermo- und Elektromigration erfolgt durch eine in C geschriebene Anwender-routine, die die Massenfluss- und Massenflussdivergenzverteilungen in der Metallisierung berechnet [54]. Die Berechnung der Elektromigration bzw. des Elektrotransports benötigt zum einen die Werte der lokalen Stromdichte-, Temperatur- und Temperaturgradientenverteilungen aus der thermisch-elektrischen Berechnung von ANSYS®, zum anderen aber auch weitere physikalische Parameter wie Aktivierungsenergie E_A und materialspezifische Parameter Z^* für das betrachtete Material Aluminium. Für die Berechnung der Thermomigration benötigt man noch die Transportwärme Q^* . Q^* kann positive aber auch negative Werte annehmen. Im positiven Fall bewegen sich die gelösten Teilchen in Richtung des Wärmeflusses, im negativen Fall entgegen. Die Tabelle 4.3 zeigt die physikalischen Parameter, die für die Migrationsberechnungen notwendig sind [58]. Die Berechnung erfolgt dabei, wenn nicht anders beschrieben, unter der Annahme von Korngrenzendiffusion. Für das Post-Processing der Massenfluss- und Massenflussdivergenzverteilungen werden die Daten aus der Migrationsberechnung in ANSYS® zurück überführt.

Tabelle 4.3: Physikalische Migrationseigenschaften von Aluminium.

	Wert
Z^*	-10
Q^*	-0,1036 eV
k_B	$1,38 \times 10^{-23} \text{ J K}^{-1}$
E_A	0,7 eV
D_0	$1,71 \text{ cm}^2 \text{ s}^{-1}$

4.3.2 Prozesssimulation - Mechanische Simulation eines Herstellungsprozesses

In der thermo-mechanischen Simulation werden die Prozessschritte in einer für die Simulation vereinfachten Form der *Back-End-of-Line* (BEoL) Produktion eines integrierten Schaltkreises nachgestellt. Hierzu werden die „Element Birth and Death“ Funktionen von ANSYS® verwendet. Mithil-

fe dieser Funktionen ist es möglich, die mechanischen Verspannungen aus der Herstellung zu berechnen. Diese Methodik wurde bereits für Kupfermetallisierungen mit Durchkontaktierungen angewandt [57] und auf die Herstellungsprozessschritte von Aluminium-Metallisierungen angepasst. Entscheidend hierbei ist neben dem E-Modul und Ausdehnungskoeffizient auch die Temperaturdifferenz zwischen den einzelnen Herstellungsprozessschritten. Die intrinsische Spannung (engl. prestress) kann für zeitlich aufeinanderfolgende Prozessschritte nacheinander durchgeführt und „aufsummiert“ werden. Dieses stellt eine Verbesserung gegenüber der konventionellen Methode, der Abschätzung von „nur“ einer stressfreien Temperatur, dar. Hierbei wird eine stressfreie Temperatur definiert, auf die sich die mechanische Berechnung bezieht. Die Berechnungsgrundlage für die intrinsische Spannung ist die thermisch induzierte Spannung. Sie beruht darauf, dass alle Stoffe aufgrund ihrer Temperaturabhängigkeit die äußeren Abmessungen ändern. Mit zunehmender Temperatur erhöht sich die Schwingungsamplitude der Atome, die meist eine gleichmäßige Dehnung in alle Richtungen zur Folge hat. Es handelt sich hierbei um eine mechanische Spannung, die nicht durch äußeren Krafteinfluss, sondern durch Temperaturänderung mit dem thermischen Ausdehnungskoeffizienten entsteht. Die Berechnung der mechanischen Spannung erfolgt dabei nach der Formel für thermische Spannungen (Glg. 4.1). Neben dem E-Modul (E) werden auch der Ausdehnungskoeffizient α und die Poissonzahl ν zur Berechnung benötigt. Die Temperaturdifferenz $T_1 - T_0$ geht dabei linear in die Formel ein. Steigt die Differenz der beiden Temperaturen, so steigt auch proportional der Wert der mechanischen Spannung. T_1 steht für die Endtemperatur, die größer aber auch kleiner sein kann als die Ausgangstemperatur T_0 .

$$\sigma_T = \frac{E \cdot \alpha}{1 - \nu} \cdot (T_1 - T_0) \quad (4.1)$$

Schritte wie das Wachstum des Dielektrikums oder die Abscheidung der Barrieren bzw. der Aluminium-Metallisierung werden in der Prozesssimulation berücksichtigt. Den exemplarischen Prozessablauf zeigt Abbildung 4.1 für einen heißen Aluminiumprozess. Der Herstellungsprozess in der Simulation beginnt mit der Entstehung des unterhalb der Metallisierung befindlichen Dielektrikums SiO_2 (Schritt 1). Darauf folgt die Abscheidung der Metallisierung inklusive der oberhalb und unterhalb liegenden Barriere-Schichten aus Titan und Titannitrid (Schritt 2 bis 4). Der Ätzprozessschritt schließt sich an der Entstehung der Metallisierung an (Schritt 5). Im Oxidations- / Passivierungsschritt (Schritt 6), nach der Abscheidung der Metallisierung, entsteht das Dielektrikum sowie die Passivierung oberhalb der Metallisierung. Die Temperung zur Ausbildung großer Körner erfolgt anschließend bei einer höheren Temperatur. Mit diesem Schritt ist die Berechnung der intrinsischen Spannung durch den Herstellungsprozess abgeschlossen. Im darauffolgenden Schritt 8, der Ausfallsimulation, wird das lokale Temperaturfeld aus der thermisch-elektrischen Simulation für die Berechnung der gesamten mechanischen Spannung berücksichtigt.

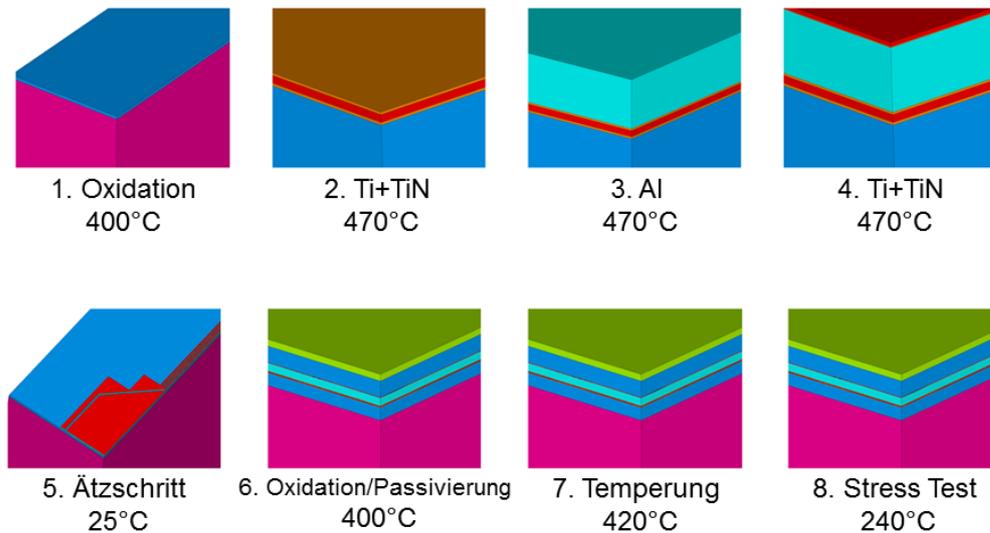


Abbildung 4.1: Schematischer Ablauf einer Prozesssimulation eines 0,35 µm Aluminium CMOS Prozesses.

Tabelle 4.4 zeigt zwei untersuchte Herstellungsprozesse. Sie unterscheiden sich vornehmlich durch die Abscheidetemperatur der Aluminium-Metallisierung. Deshalb bezeichnet der Begriff „HEISS“ einen Aluminiumabscheidungsprozess bei einer hohen Temperatur von 470 °C. Die „kältere“ Abscheidetemperatur beschreibt einen Prozess mit einer Abscheidetemperatur von 240 °C und wird mit dem Begriff „KALT“ gekennzeichnet. Die Simulationen wurden zudem noch bei einer weiteren noch niedrigeren Abscheidetemperatur von 150 °C durchgeführt.

Tabelle 4.4: Temperaturen unterschiedlicher Herstellungsprozesse [°C].

Bezeichnung	HEISS	KALT
Oxidation	400	400
Ti/TiN/Ti/Al/Ti/TiN	470	240 (150)
Tempern	—	440
Ätzen	25	25
Oxidation	400	400
Tempern	420	440
Stresstest	240 (150)	240

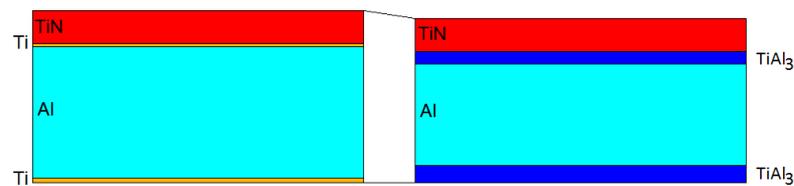
4.3.3 Prozesssimulation - Mechanische Simulation der $TiAl_3$ -Bildung

$TiAl_3$ ist eine intermetallische Phase, die sich aus den Ausgangsstoffen Titan und Aluminium bilden kann. Aufgrund der unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften im Vergleich zu den Ausgangsstoffen Titan und Aluminium beeinflusst sie maßgeblich das thermo-mechanische Verhalten. $TiAl_3$

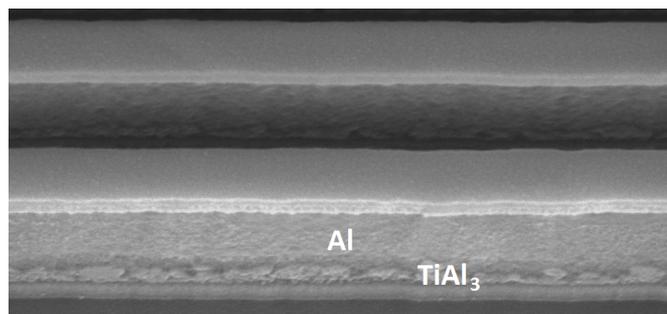
bildet sich vornehmlich während der Temperphase im Herstellungsprozess. Für einen heißen Abscheideprozess ist diese Temperphase am Ende des Herstellungsprozesses. Zur Verbesserung und zur Stabilisierung der Eigenschaften der Aluminiumschicht ist eine Temperung unbedingt nötig und kann deshalb nicht entfallen. Für einen kalten Prozess hingegen befindet sich die Temperphase direkt nach der Abscheidung der Aluminium-Metallisierung. Die Bildung der intermetallischen Phase $TiAl_3$ ist eine Modifikation der Prozesssimulation. Diese bildet sich aus den übereinanderliegenden Schichten aus Aluminium und dem Barrierenmaterial Titan. Die Phase entsteht während der Temperphase bei Wärmebehandlungen zwischen $400\text{ }^\circ\text{C}$ und $420\text{ }^\circ\text{C}$ [47]. Beide Materialien reagieren dabei unter Zufuhr von Wärme zu $TiAl_3$. Die Temperphasen dauern bis zu einer Stunde [47]. Aufgrund der schlechteren elektrischen Eigenschaften des $TiAl_3$ kommt es zu einer höheren Eigenerwärmung der betroffenen Leitbahn. Zudem kommt es auch zu einer mechanischen Beeinflussung der Leitbahn aufgrund des viel höheren E-Moduls von $TiAl_3$.

$$h_{TiAl_3} = 3,61 \cdot h_{Ti} \quad (4.2)$$

Bei der Bildung von $TiAl_3$ reduziert sich das Volumen. $TiAl_3$ nimmt zwischen 5,6 % bis 5,9 % weniger Volumen ein als seine Ausgangsstoffe. Die Umwandlung der Ti- bzw. Al-Schichten in $TiAl_3$ zeigt die schematische Darstellung in Abbildung 4.2(a). Eine REM-Aufnahme einer $TiAl_3$ -Schicht zeigt Abbildung 4.2(b). Die Berechnung der $TiAl_3$ -Schichtdicke kann nach der Gleichung 4.2 berechnet werden.



(a) Umwandlung der Al/Ti-Schichten in $TiAl_3$ -Schichten.



(b) REM-Aufnahme $TiAl_3$ -Schicht.

Abbildung 4.2: Schematische Darstellung und REM-Bild der Bildung von $TiAl_3$ -Schichten.

Auf Grundlage der Schichtdickenberechnung nach Gleichung 4.2 wurde die mechanische Prozesssimulation angepasst. Betrachtet wurden zwei unterschiedliche in Tabelle 4.4 vorgestellten Abscheidungsprozesse für Aluminium. Den Herstellungsprozess mit Bildung der intermetallischen Phase am

Beispiel eines heißen Abscheideprozesses zeigt Abbildung 4.3. Die Schritte 1 bis 6 sind identisch zu einem Herstellungsprozess ohne Bildung von TiAl_3 -Schichten. Ab Schritt 7 werden die TiAl_3 -Schichten aktiviert und in die mechanischen Berechnungen mit einbezogen.

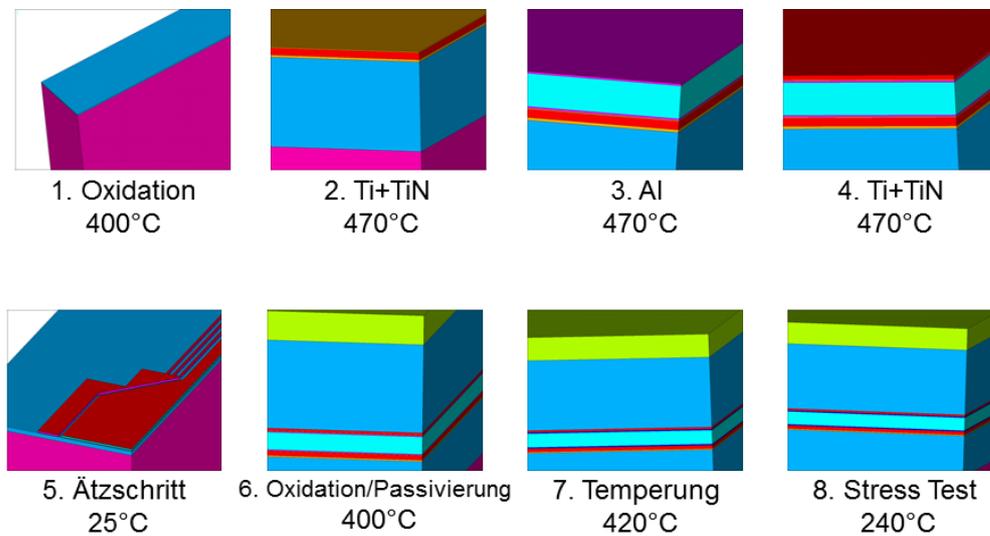


Abbildung 4.3: Schematischer Prozessablauf mit Bildung von TiAl_3 -Schichten.

4.3.4 Modellierung einer dynamischen Simulation

Die Methodik der dynamischen Simulation ermöglicht, die zeitliche Entwicklung einer Voidbildung der Elektromigration besser vorherzusagen. Diese Vorgehensweise kombiniert dabei mehrere statische Simulationen zu einem dynamischen Verlauf der Voidbildung [10]. Diese Methodik wurde bereits bei Kupfermetallisierungen in [56, 55] angewendet. Der komplette Ablauf einer dynamischen Simulation ist in Abbildung 4.4 zu sehen. Nach der Abstraktion und der Entwicklung eines geeigneten Simulationsmodells erfolgt die thermisch-elektrische Simulation. Nach Eingabe der Randbedingungen wie applizierter Strom I und Umgebungstemperatur T kann die Berechnung der Stromdichte \vec{j} , lokale Temperatur T und die lokalen Temperaturunterschiede $\text{grad}(T)$ erfolgen. Aus diesen Werten ermittelt eine spezielle Anwenderoutine die lokale Massenflussdivergenz der Elektromigration ($\text{div} \vec{J}_e$) und der Thermomigration ($\text{div} \vec{J}_T$). Nun werden etwa ein bis drei Elemente mit der größten positiven Massendivergenz ermittelt. Die größte Massenflussdivergenz ist gleichbedeutend mit der höchsten Wahrscheinlichkeit für eine lokale Materialabwanderung. Eine Berechnung der Materialakkumulation findet nicht statt. Die Elemente mit der höchsten Wahrscheinlichkeit werden nun aus dem geometrischen Modell „gelöscht“ und die Berechnung der thermisch-elektrischen Eigenschaften beginnt wieder von vorn. Das geometrische Modell wird nun neu erstellt und das neue Modell wird in einer Simulation erneut berechnet. Diese Schleife wird so lange wiederholt, bis eine deutlich erkennbare Degradation stattgefunden hat.

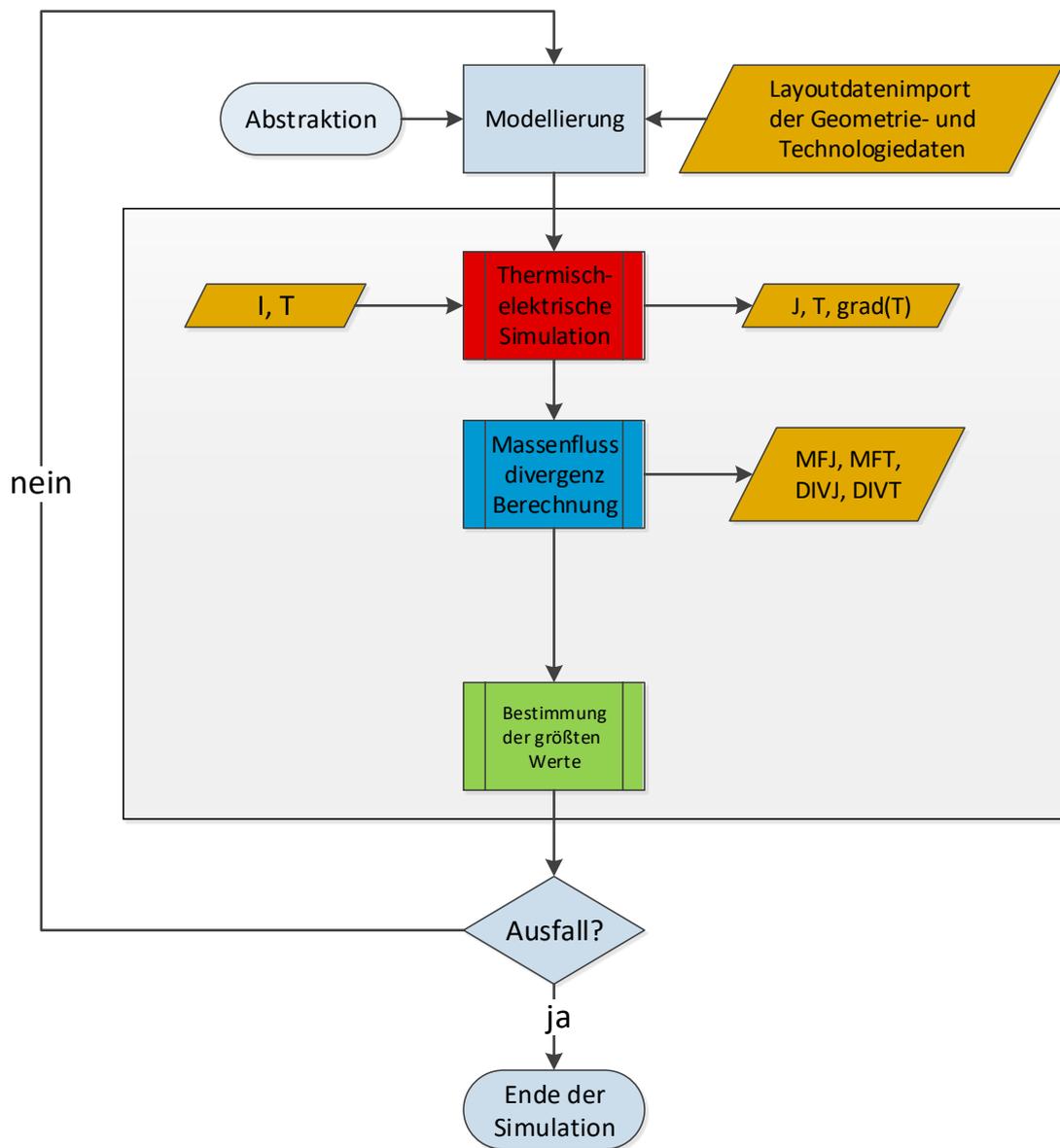
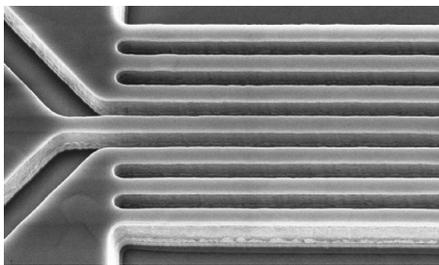


Abbildung 4.4: Ablauf einer dynamischen Simulation zur Voidbildung der Elektromigration [31].

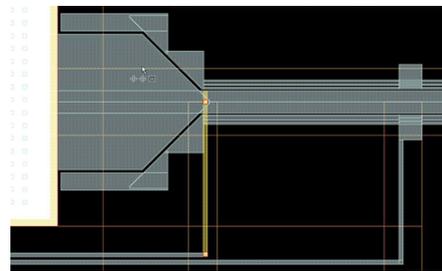
In diesem Kapitel werden die für die Untersuchung erstellten Simulationsmodelle beschrieben. Beginnend mit der Vorstellung von einlagigen, kompakten Leitbahnen werden anschließend Leitbahnen für Hochstromanwendungen vorgestellt. Im letzten Abschnitt werden zweilagige Metallisierungen mit einer Wolfram-Durchkontaktierung beschrieben.

5.1 KOMPAKTE LEITBAHNEN

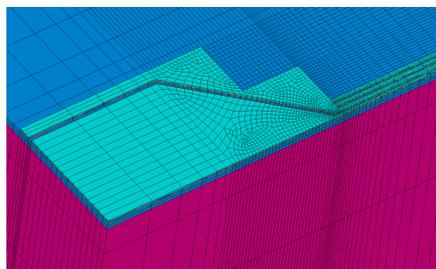
Ein Beispiel für eine kompakte Leitbahn zeigt die REM-Aufnahme in Abbildung 5.1(a). Das dazu passende Layout zeigt Abbildung 5.1(b). Dieser Leitbahntyp besteht lediglich aus einer Leitbahn, an deren beiden Enden die Stromzuführungen und Spannungsabgriffe (Pads) angeschlossen werden. Der Nachteil dieses Strukturtyps ist der abrupte Übergang von der schmalen Leitbahn zu den Anschlussflächen, der zu hohen Stromdichte- und Temperaturgradienten führt [14]. Die sog. *Extrusion-Monitors* ermöglichen die Erkennung von Kurzschlüssen und ermöglichen eine bessere Temperaturverteilung. Diese Leitbahn ist nicht stromführend und dient dazu, die maximale Temperatur und den Temperaturgradienten zu senken [22]. Das vernetzte Modell einer kompakten Leitbahn mit Extrusion-Monitor stellt die Abbildung 5.1(c) dar. Zur Rechenzeiteinsparung konnte das Modell entlang der Leitbahn geteilt werden, so dass nur ein Viertel der kompletten Struktur simuliert werden musste.



(a) REM-Aufnahme einer kompakten Leitbahn.



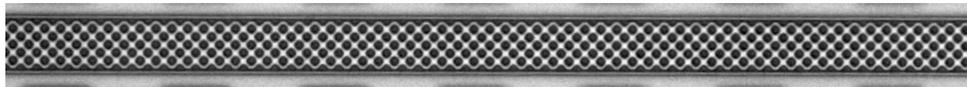
(b) Layout einer kompakten Leitbahn.



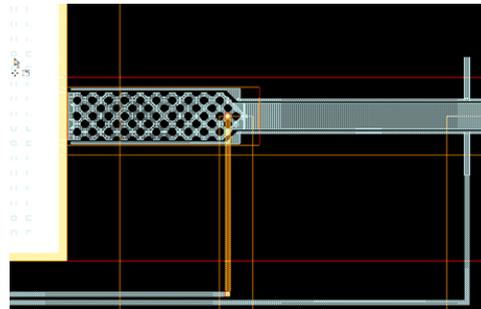
(c) Vernetztes Modell einer kompakten Leitbahn.

Abbildung 5.1: REM-Aufnahme, vernetztes Modell und Layout einer kompakten Leitbahn.

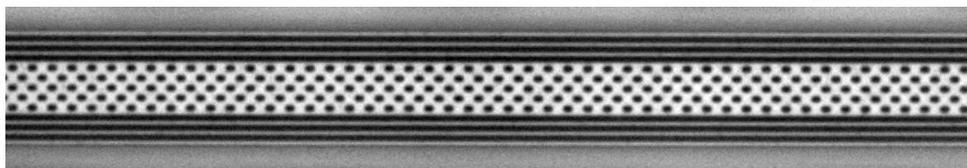
5.2 NEUES LEITBAHNLAYOUT FÜR HOCHSTROMANWENDUNGEN



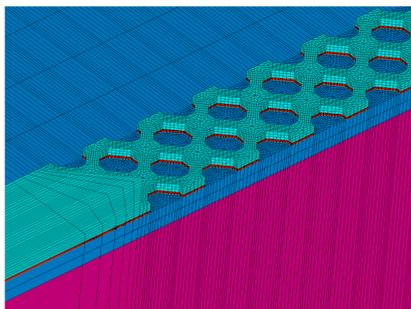
(a) REM-Aufnahme einer Oktaederleitbahn.



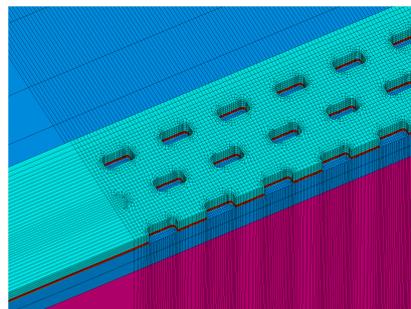
(b) Layout einer Oktaederleitbahn.



(c) REM-Aufnahme einer Rechteckleitbahn.



(d) Vernetztes Modell einer Oktaederleitbahn.



(e) Vernetztes Modell einer Rechteckleitbahn.

Abbildung 5.2: REM-Aufnahme, Layout und vernetzte Modelle von Hochstromleitbahnen.

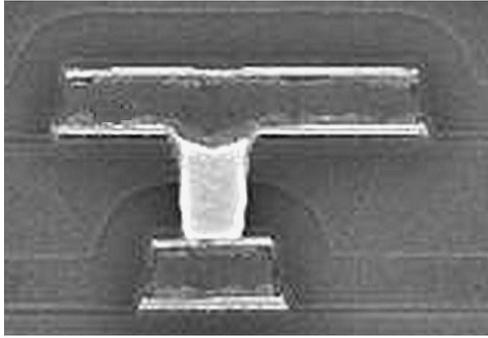
Bedingt durch den gegenwärtigen Trend, mehr Elektronik in Hochtemperatur- und Hochstromanwendungen einzusetzen, bedarf es eines neuen optimierten Layouts von breiten Leiterbahnen, das den Anforderungen von Robustheit und Stabilitätskriterien gerecht wird [1]. Das Schaubild 5.2 gibt einen Einblick in den neuen Layoutansatz für Hochstromleitbahnen, der Oktaederleitbahn [1, 36, 35]. Die REM-Aufnahme einer mit Oktaederlöchern versehenen Leiterbahn ist in Abbildung 5.2(a) zu sehen. Das dazu passende Layout zeigt Abbildung 5.2(b). Links im Bild zu sehen ist die Oktaederleitbahn, die in eine breite Leiterbahn ohne Löcher übergeht. Darum angeordnet sind die Extrusion-Monitors. Um Rechenzeit zu sparen, wurde das Modell entlang der Leiterbahn geschnitten. Zudem wurde die

Leitbahn im vorderen Bereich als breite Leitbahn ohne Löcher modelliert und im hinteren Bereich die Löcherstruktur angefügt. Das vernetzte Modell einer Oktaederleitbahn zeigt Abbildung 5.2(d). Die Dimensionierung einer anderen Variante mit rechteckigen Schlitzen zeigt Abbildung 5.2(e). Sie wurde der Literatur entnommen [35]. Die dazugehörige REM-Aufnahme zeigt Abbildung 5.2(c). Durch die Einbringung der Löcher verändert sich die Breite der Leitbahn zwischen den einzelnen Schlitzen. Diese wird im besten Fall so weit reduziert, dass sie wieder eine bambusähnliche Textur wie eine schmale Leitbahn aufweist. Ein weiterer Vorteil ergibt sich aus der Verkürzung der Leitbahn in viele kleinere Stücke, die den *Blechlängen-Effekt* unterstützt. Dieser physikalische Effekt kann im günstigsten Fall einen Material-Rückfluss aufgrund eines mechanischen Spannungsgradienten bewirken und damit den Materialfluss durch Elektromigration kompensieren. Dieser Effekt gilt aber nur für besonders kurze Leitbahnen. Da eine Oktaederleitbahn aus vielen kurzen Leitbahnen zusammengesetzt ist, kann auch hier ein Rückfluss des Materials stattfinden, der damit die Migration zum Teil unterdrückt.

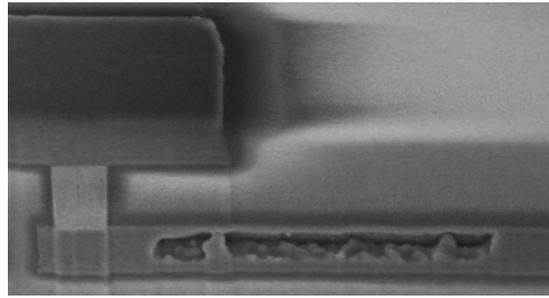
5.3 ZWEILAGIGE METALLISIERUNGSSTRUKTUREN MIT DURCHKONTAKTIERUNG

Bezüglich Elektromigration sind Mehrlagenmetallisierungen mit Durchkontaktierungen besonders kritisch. Während die Migration bei Leitbahnen vornehmlich entlang der Korngrenzen erfolgt, ist die Massenflussdivergenz bei mehrlagigen Metallisierungen durch die Querschnittsveränderungen zwischen Durchkontaktierung und Leitbahn begründet. Für die Verdrahtung der Halbleiterbauelemente werden mehrere Ebenen benötigt. Diese sind von dem Dielektrikum umgeben und über Durchkontaktierungen miteinander verbunden. Änderungen der Geometrie können dabei Auswirkungen auf das physikalische Verhalten haben. Untersucht wurde deshalb die Übergangsstelle zwischen zwei übereinanderliegenden Metallebenen, um auch diese optimieren zu können und den Einfluss von Fehljustagen zu bewerten. An dieser Stelle zeigt sich, dass für jede Technologie und für jede Geometrie eine eigene Simulationsuntersuchung notwendig ist. Vorgegangene Untersuchungen, wie sie z. B. in [52, 10, 9] beschrieben sind, geben nur bedingt Aufschluss über die Auswirkung von Geometrieänderungen und über das physikalische Verhalten.

Die REM-Aufnahme in Abbildung 5.3(a) zeigt eine zweilagige Teststruktur mit einer Wolfram-Durchkontaktierung als verbindendes Element. Das typische Ausfallbild von mehrlagigen Metallisierungsstrukturen mit Durchkontaktierung zeigt Abbildung 5.3(b). Die Voidbildung findet unterhalb der Durchkontaktierung statt.



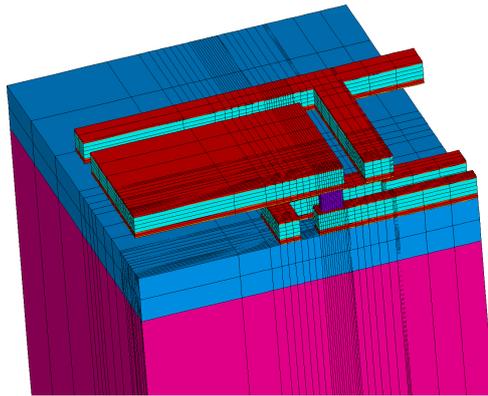
(a) Zweilagige Teststruktur mit Durchkontaktierung.



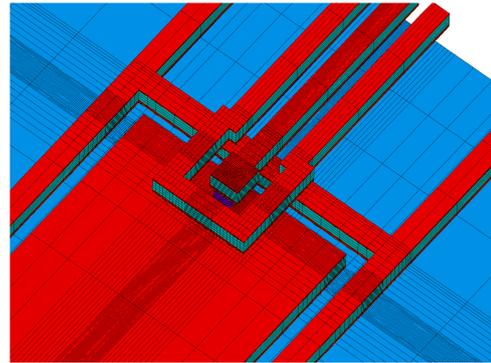
(b) Ausfallbild einer zweilagigen Teststruktur [32, 34].

Abbildung 5.3: REM-Aufnahme einer zweilagigen Teststruktur.

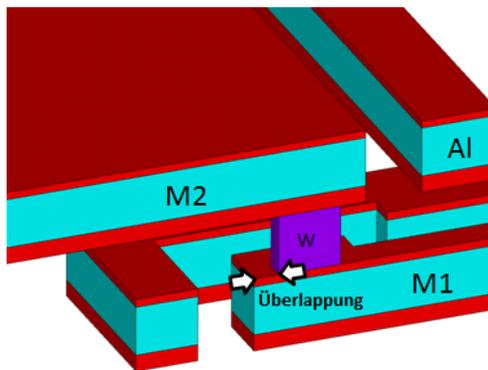
Die Teststruktur hat zudem noch zwei unterschiedliche Strukturvarianten, die man als Upstream- bzw. Downstream-Struktur bezeichnet (Abb. 5.4), je nachdem ob der Stromfluss von der unteren in Richtung der oberen Metallisierung erfolgt oder andersherum. Der Hauptunterschied besteht in den Leitbahnen, die sich in der Breite stark unterscheiden. Bei einer Upstream-Struktur (Abb. 5.4(b)) befindet sich unten die breite und oben die schmale Leitbahn. Bei der Downstream-Variante (Abb. 5.4(a)) ist diese Anordnung umgekehrt. Aufgrund von Fertigungstoleranzen entstehen Schwierigkeiten beim Herstellungsprozess, was zu einer Verschiebung der Metallisierung auf der Durchkontaktierung führen kann. Zum einen rückt hierbei die geometrische Beschaffenheit der Überlappung der Durchkontaktierung (Abb. 5.4(c)) zur Kante der Auflagefläche in den Mittelpunkt des Interesses. Zum anderen beschäftigt man sich mit den Auswirkungen der Lage der Durchkontaktierung (Abb. 5.4(d)), die aufgrund von Fertigungstoleranzen nicht immer exakt der geplanten, mittigen Position aus dem Layout entspricht. Aufgrund fehlender Symmetrie konnte bei der Upstream-Struktur keine Rechenzeit eingespart werden. Bei dem Modell der Downstream-Struktur konnte das Modell entlang der unteren Leitbahn gespiegelt werden und somit das Modell halbiert werden.



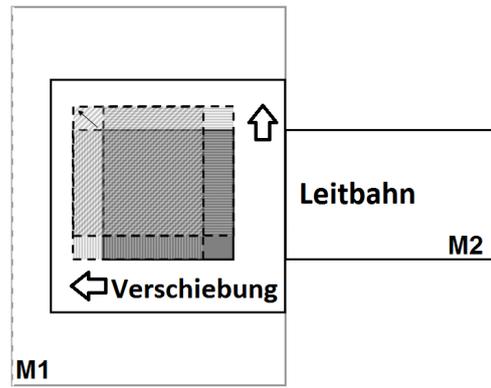
(a) Vernetztes Modell einer Downstream-Struktur.



(b) Vernetztes Modell einer Upstream-Struktur.



(c) Überlappungsvariation der Durchkontaktierung einer Downstream-Struktur.



(d) Verschiebungsvariation der Durchkontaktierung einer Upstream-Struktur.

Abbildung 5.4: Vernetztes Modell einer Up- und Downstream-Struktur.

Eine Überlappungsvariation wurde an einer Downstream-Struktur durchgeführt. Die Variation erfolgt dabei in Bezug auf den in den Designregeln festgelegten Wert für eine Überlappung, der auf 100 % gesetzt wird. Die Spanne reicht dabei von 25 % bis 625 %.

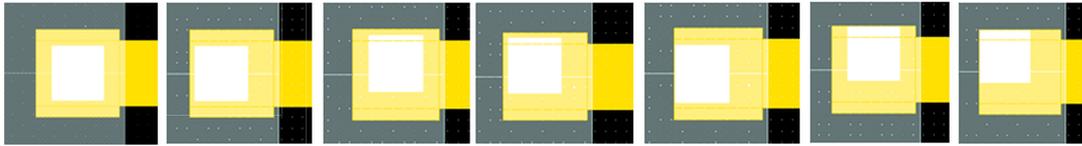


Abbildung 5.5: Simulierte Verschiebungen der Durchkontaktierung.

Tabelle 5.1: Verschiebung der Durchkontaktierung.

Nr.	Beschreibung
1	symmetrisch
2	50 % Verschiebung zum Leitbahnenende
3	50 % Verschiebung zur Leitbahnkante
4	50 % Verschiebung zur Leitbahnnecke
5	100 % Verschiebung zum Leitbahnenende
6	100 % Verschiebung zur Leitbahnkante
7	100 % Verschiebung zur Leitbahnnecke

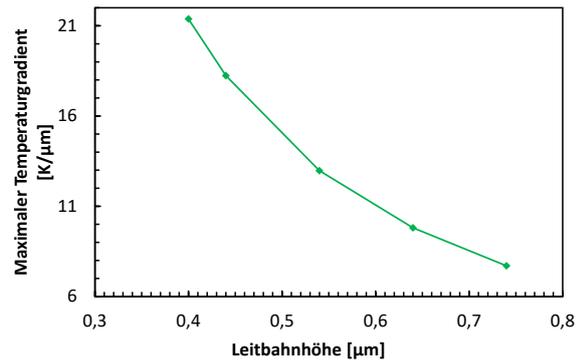
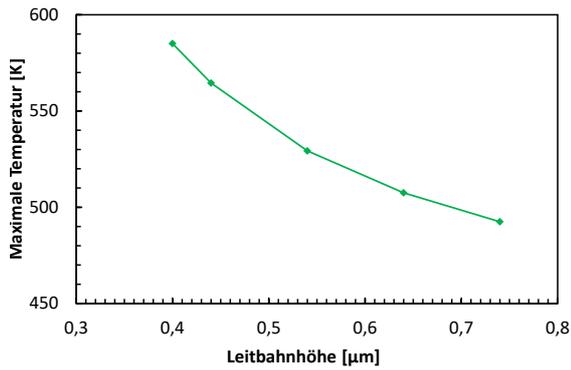
Anhand einer Upstream-Struktur wurden verschiedene Szenarien mit unterschiedlichen Verschiebungen der Durchkontaktierung untersucht. Zudem wurde auch ein Referenzmodell erstellt, das die zentrische Lage gemäß den Layoutvorgaben darstellt. Die Abbildung 5.5 zeigt die simulierten Verschiebungen der Durchkontaktierung. Die Verschiebung der Durchkontaktierung und die Lage der beiden Metallisierungen aus der Draufsicht zeigt Abbildung 5.4(d). Der nach links zeigende Pfeil deutet dabei auf die Verschiebung in Richtung des Leitbahnenendes der Metallisierung M2 hin. Der nach oben gerichtete Pfeil stellt die Verschiebung in Richtung der Leitbahnkante dar. Die Tabelle 5.1 zeigt die sieben simulierten Szenarien. Szenario 1 ist dabei die Referenz. Die restlichen Szenarien stellen eine mehr oder weniger starke Verschiebung der Durchkontaktierung Richtung Leitbahnkante oder -ende dar.

Charakterisierung der Geometrie- und Herstellungseinflüsse auf kompakte Leitbahnen

In diesem Kapitel werden zunächst die geometrischen Einflüsse einer kompakten Leitbahn auf das thermisch-elektrische und thermo-mechanische Verhalten untersucht. Bei der geometrischen Variation wurden zwei Szenarien näher untersucht. Zum einen ist dies eine Leitbahnhöhenvariation der Aluminium-Leitbahn, zum anderen eine Breitenvariation bei konstanter Schichtdicke. Weiterhin wird näher auf die Einflüsse der Herstellungsprozesse der Metallisierung auf die Migration eingegangen. Hier wird die Auswirkung unterschiedlicher Herstellungsprozesse auf die intrinsische Spannung untersucht. Des Weiteren werden überätzte Leitbahnen und die Auswirkung von TiAl_3 -Schichten näher betrachtet. Die gewonnenen Erkenntnisse sollten nach Möglichkeit vollständig in den Layoutprozess integriert werden, um schädlichen Einflüssen präventiv entgegen zu wirken. Gemäß den Bedingungen der WLR-Testverfahren werden die Teststrukturen mit unterschiedlichen Strömen und Umgebungstemperaturen getestet.

6.1 EINFLÜSSE GEOMETRISCHER VARIATIONEN AUF KOMPAKTE LEITBAHNEN.

Die Leitbahnhöhe der Metallisierung wurde zwischen 400 nm und 740 nm variiert und die Breite auf $0,5\mu\text{m}$ festgehalten. Der applizierte Strom wurde dabei auf 43 mA und die Umgebungstemperatur auf 150°C festgelegt. Die maximale Temperatur in Abhängigkeit von der Aluminium-Leitbahnhöhe zeigt Abbildung 6.1(a). Die höchste Temperatur ist, wie erwartet, bei der geringsten simulierten Leitbahnhöhe zu finden. Mit zunehmender Schichtdicke verringert sich die maximale Temperatur. Dieser Trend verlangsamt sich mit Zunahme der Leitbahnhöhe. Zwischen dem höchsten und dem niedrigsten Wert liegen ca. 20 % Unterschied. Die Entwicklung des Temperaturgradienten (Abb. 6.1(b)) zeigt ein ähnliches Verhalten. Der größte Wert ist jedoch 2,7-mal größer als der kleinste Wert bei der höchsten simulierten Leitbahnhöhe. Die Stelle der maximalen Temperatur befindet sich immer in der Mitte der Leitbahn. Wohingegen der höchste Temperaturgradient sich immer im Übergang von Pad zur Leitbahn befindet.



(a) Maximale Temperatur in Abhängigkeit von der Leitbahnhöhe.

(b) Maximaler Temperaturgradient in Abhängigkeit von der Leitbahnhöhe.

Abbildung 6.1: Maximale Temperatur und Temperaturgradient in Abhängigkeit von der Leitbahnhöhe.

Die Entwicklung der maximalen Stromdichte in Abhängigkeit von der Leitbahnhöhe ist in Abbildung 6.2 zu sehen. Mit größerer Al-Leitbahnhöhe sinkt erwartungsgemäß die Stromdichte. Die leicht gekrümmte Kurve lässt sich mit der niedrigeren Temperatur größerer Leitbahnhöhen erklären. Mit Abnahme der Temperatur sinkt auch der spezifische Widerstand und somit die Stromdichte der Leitbahn.

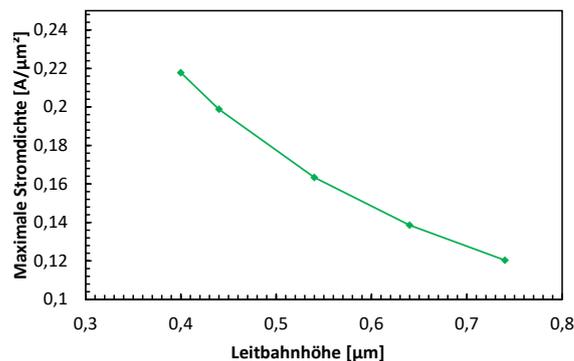


Abbildung 6.2: Maximale Stromdichte in Abhängigkeit von der Leitbahnhöhe.

Die reziproke Massenflussdivergenz der Elektromigration (Abb. 6.3) zeigt die Erwartung deutlich, dass eine höhere Al-Leitbahnhöhe auch eine größere Lebensdauer bei konstantem applizierten Strom bedeutet. Dieses liegt zum einen an der verminderten Stromdichte, aber auch an der reduzierten Temperatur. Die Lebenserwartung steigt mit zunehmender Schichtdicke, jedoch flacht auch die Kurve mit zunehmender Schichtdicke leicht ab.

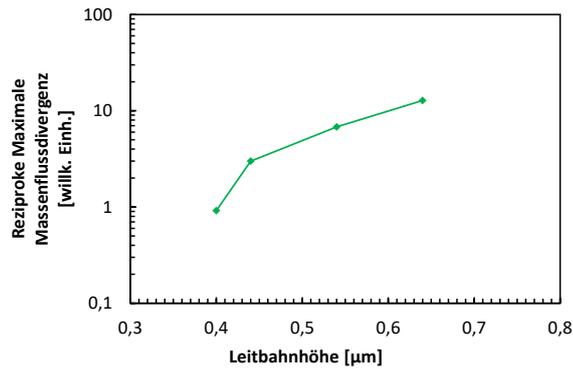
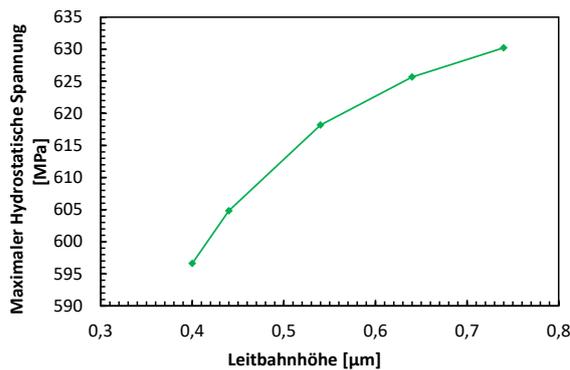
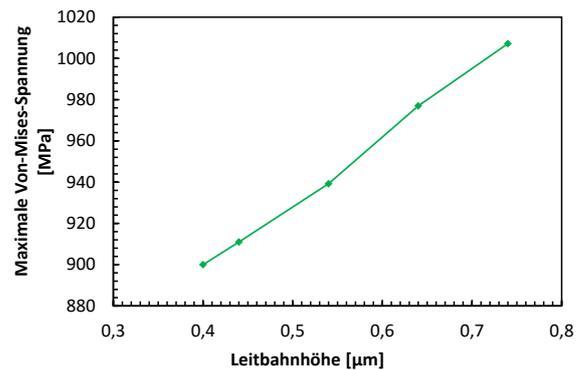


Abbildung 6.3: Reziproke maximale Massenflussdivergenz Elektromigration in Abhängigkeit von der Leitbahnhöhe.

Die hydrostatische Spannung (Abbildung 6.4(a)) steigt mit zunehmender Leitbahnhöhe. Da für die geringste Leitbahnhöhe die höchste Temperatur zu erwarten ist, erfährt diese Bahn die größte Annäherung an die stressfreie Temperatur und hat deswegen die geringste mechanische Spannung. Ähnlich verhält sich auch die Von-Mises-Spannung (Abbildung 6.4(b)). Hier ist jedoch ein weitestgehend linearer Zusammenhang zwischen mechanischer Spannung und Leitbahnhöhe zu erwarten.



(a) Maximale hydrostatische Spannung in Abhängigkeit von der Leitbahnhöhe.



(b) Maximale Von-Mises-Spannung in Abhängigkeit von der Leitbahnhöhe.

Abbildung 6.4: Hydrostatische und Von-Mises-Spannung in Abhängigkeit von der Leitbahnhöhe.

Zusammenfassend können im Hinblick auf die Schichtdickenvariation kompakter Leitbahnen die im Folgenden beschriebenen Schlüsse gezogen werden. Die thermisch-elektrischen Ergebnisse zeigen, dass bei konstantem applizierten Strom wie erwartet die maximale Temperatur in der Leitbahn deutlich sinkt, ebenso wie die Temperaturgradienten. Aus diesem Grund steigt die reziproke Massenflussdivergenz und damit die Lebensdauer an. Sie flacht jedoch mit zunehmender Leitbahnhöhe ab. Die Ergebnisse lassen den Schluss zu, dass mit zunehmender Leitbahnhöhe auch die mechanische Spannung in der Leitbahn ansteigt.

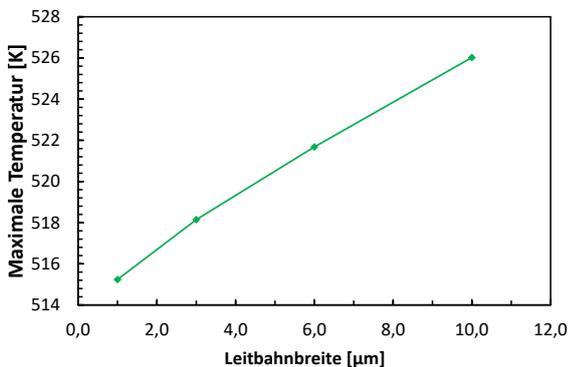
Bei der Breitenvariation wurde die Leitbahnhöhe auf 400 nm beibehalten und die Breite der Leitbahn variiert. Die geringste Breite ist dabei 1 μm und die größte Breite 10 μm . Um die applizierte

Stromdichte weitestgehend konstant zu halten, wurde das Strom-Breiten-verhältnis gleich gehalten. Die simulierten Leitbahnbreiten, sowie die applizierten Ströme zeigt Tabelle 6.1.

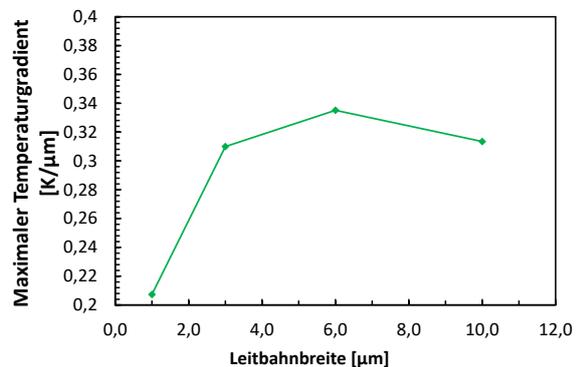
Tabelle 6.1: Simulierte Leitbahnbreiten.

Leitbahnbreite [μm]	Applizierter Strom [mA]
1	7,5
3	22,5
6	45
10	75

Da der applizierte Strom gemäß der Leitbahnbreite linear angepasst wurde, lässt sich für die Temperatur in Abbildung 6.5(a) eine nahezu lineare Abhängigkeit über der Al-Schichtbreite erkennen. Dieses Verhalten zeigt sich beim Temperaturgradienten (Abb. 6.5(b)) nicht. Der maximale Temperaturgradient befindet sich im Übergang vom Pad zur Leitbahn. Hier ist der sich verändernde Bereich zwischen Stromzuführung und der eigentlichen Leitbahn verantwortlich für die Änderung des Temperaturgradienten. Mit breiter werdender Leitbahn steigt zunächst das Temperaturgefälle an dieser Stelle. Jedoch ab etwa einer Breite von ca. $6\mu\text{m}$ wird dieser Temperaturunterschied wieder geringer, da sich die Leitbahn, geometrisch gesehen, der Breite der Stromzuführungen annähert.



(a) Maximale Temperatur in Abhängigkeit von der Leitbahnbreite.



(b) Maximaler Temperaturgradient in Abhängigkeit von der Leitbahnbreite.

Abbildung 6.5: Maximale Temperatur und Temperaturgradient in Abhängigkeit von der Leitbahnbreite.

Die Abhängigkeit der Stromdichte von der Leitbahnbreite zeigt Abbildung 6.6. Die Kurve steigt zunächst stark an, flacht jedoch ab einer Breite von $6\mu\text{m}$ wieder ab. Die höchste Stromdichte ist im Übergang von Pad zur Leitbahn zu finden. Je breiter die Leitbahn wird, desto geringer ist auch die Stromdichte an dieser Stelle.

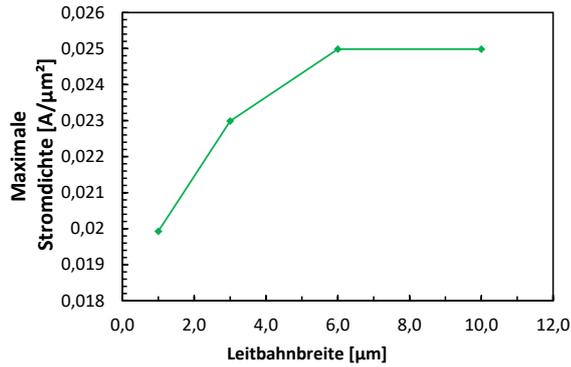


Abbildung 6.6: Maximale Stromdichte in Abhängigkeit von der Leitbahnbreite.

Die reziproke Massenflussdivergenz durch Elektromigration (Abb. 6.7), die als vereinfachte Abschätzung der Lebensdauer benutzt werden kann, zeigt, dass die schmalste simulierte Leitbahn die höchste Lebensdauererwartung hat. Die höhere Lebensdauer ist hauptsächlich durch den geringeren Temperaturgradienten und die Stromdichte zu erklären. Die Abflachung der Kurve ab etwa $6\mu\text{m}$ ist bedingt durch die Abflachung des Temperaturgradienten und der Stromdichte bei dieser Breite.

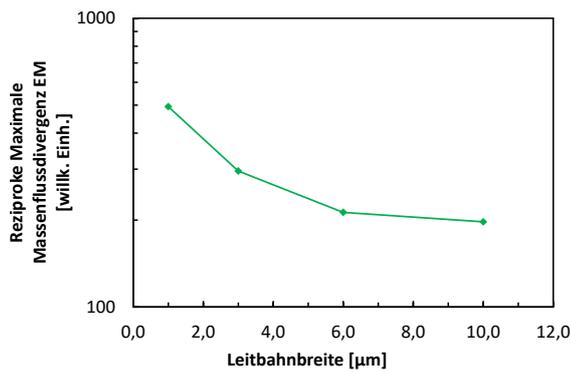
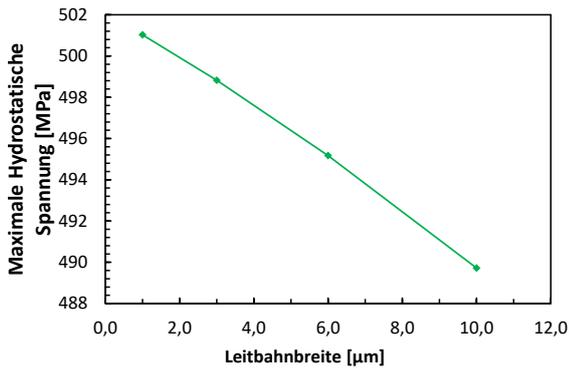
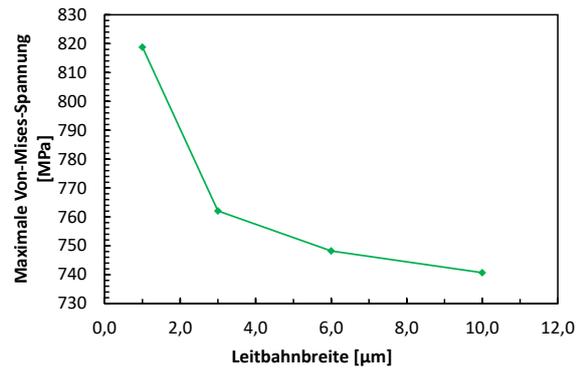


Abbildung 6.7: Reziproke maximale Massenflussdivergenz Elektromigration in Abhängigkeit von der Leitbahnbreite.

Die hydrostatische Spannung nimmt nahezu linear mit steigender Breite der Leitbahn ab (Abbildung 6.8(a)). Bei der Von-Mises-Spannung ist die Abnahme deutlich stärker (Abbildung 6.8(b)). Dieses zeigt der exponentielle Abfall der Kurve.



(a) Maximale hydrostatische Spannung in Abhängigkeit von der Leitbahnbreite.



(b) Maximale Von-Mises-Spannung in Abhängigkeit von der Leitbahnbreite.

Abbildung 6.8: Maximale hydrostatische und Von-Mises-Spannung in Abhängigkeit von der Leitbahnbreite.

Mit angepasstem appliziertem Strom steigt die Temperatur mit steigender Leitbahnbreite nahezu linear an. Der Temperaturgradient verhält sich dabei anders. Zunächst ist auch hier ein Anstieg zu verzeichnen, jedoch sinkt der Gradient ab einer Breite von $6\ \mu\text{m}$ wieder. Ähnlich verhält sich auch die Stromdichte, die ab dieser Breite stagniert. Demensprechend zeigen schmale Leitbahnen bei Betrachtung der reziproken maximalen Massenflussdivergenz eine deutlich höhere Lebensdauererwartung als breitere Bahnen. Die mechanische Spannung nimmt aufgrund der höheren Temperatur für breitere Leitbahnen ab.

6.1.1 Deformation von kompakten Leitbahnen - Vergleich einer $0,6\ \mu\text{m}$ -Leitbahn zu einer $6\ \mu\text{m}$ breiten Bahn

Die mechanische Spannung in der Leitbahn ist nicht nur abhängig von der Wahl des Herstellungsprozesses. Hier treten besonders die Abscheidetemperaturen für Aluminium in den Vordergrund. Niedrige Temperaturen für die Abscheidung von Aluminium bedeuten in der Regel auch eine niedrigere intrinsische Spannung. Auch der Temperaturanstieg hat durch den applizierten Strom einen Einfluss auf die Höhe der zu erwartenden Spannung und Verschiebung der Leitbahn. Deshalb wurden zwei unterschiedliche Leitbahnbreiten von $0,6\ \mu\text{m}$ und $6,0\ \mu\text{m}$ mit und ohne appliziertem Strom untersucht. Für die schmale Leitbahn wurde ein Strom von $15\ \text{mA}$ und für die Breite ein Strom von $70\ \text{mA}$ entsprechend der Testbedingungen ausgewählt. Die Umgebungstemperatur wurde auf $240\ ^\circ\text{C}$ festgelegt.

Tabelle 6.2: Kompakte Leitbahnen (nach der Herstellung).

	0,6 μm	6 μm
Max. Temperatur [K]	513	513
Applizierter Strom [mA]	—	—
Max. Hydrostatische Spannung [MPa]	499	499
Max. Von-Mises-Spannung [MPa]	810	750
Max. Z-Spannungskomponente [MPa]	194	5,1
Verschiebung [nm]	0,046	0,0049

Die Ergebnisse für den stromlosen Fall zeigt Tabelle 6.2. Die Verschiebung der Leitbahn ist jedoch verschwindend gering und eine Delamination ist damit eher unwahrscheinlich.

Die geringe mechanische Spannung ist mit der geringen Eigenerwärmung der Leitbahn zu erklären. Die maximale hydrostatische Spannung ist dabei in beiden Leitbahnen gleich. Für die breitere Bahn wurde jedoch eine geringere Von-Mises-Spannung berechnet. Diese ist um etwa 8 % geringer. Ein deutlicheres Bild zeigt ein Vergleich der Spannungskomponente der beiden Leitbahnen in Z-Richtung. Hier ist die mechanische Spannung etwa 40-mal so hoch als bei der schmalen Bahn.

Die nachfolgende Tabelle zeigt die beiden ausgewählten Leitbahnen unter Einfluss des Belastungsstromes. Laut der Tabelle ist zu entnehmen, dass in beiden Fällen die mechanische Spannung in beiden Fällen sinkt (Tabelle 6.3). Der Spannungsabfall fällt dabei aufgrund der höheren Temperatur stärker für die breitere Bahn aus. Mit einer maximalen Temperatur von 530 K ist sie etwa 6 K über der Temperatur der schmalen Bahn. Bei der Verschiebung hingegen zeigt sich ein deutlicher Unterschied. Diese fällt für die breite Bahn etwa doppelt so hoch aus wie für die schmale Variante. Da es sich hierbei um ein vereinfachtes Modell zur Bestimmung der Verschiebung handelt und z. B. die unterschiedlichen Kornorientierungen der Leitbahn nicht berücksichtigt werden, können die simulierten Ergebnisse nicht direkt übertragen werden. Dennoch zeigen die Simulationen hier einen Trend auf, dass breite Leitbahnen stärker von Delamination betroffen sind als schmalere Bahnen.

Tabelle 6.3: Kompakte Leitbahnbreiten (Stresstest).

	0,6 μm	6 μm
Max. Temperatur [K]	524	530
Applizierter Strom [mA]	15	70
Max. Hydrostatische Spannung [MPa]	494	487
Max. Von-Mises-Spannung [MPa]	801	732
Max. Z-Spannungskomponente [MPa]	185	4,9
Verschiebung [nm]	10,6	25

Die Verschiebung entlang der Länge der Leitbahn für die beiden applizierten Ströme zeigt Abbildung 6.9. Die Verschiebung fällt jedoch für die breitere Bahn wesentlich stärker aus. Dieses Merkmal zeigt sich auch bei realen Strukturen und veranlasst hier ein nicht zu vernachlässigendes Umdenken beim Layoutprozess von breiten Leitbahnen [1].

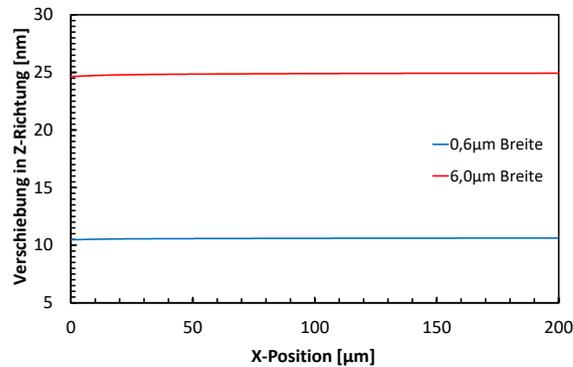
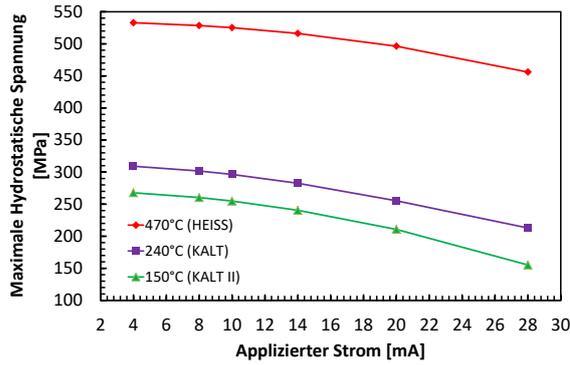


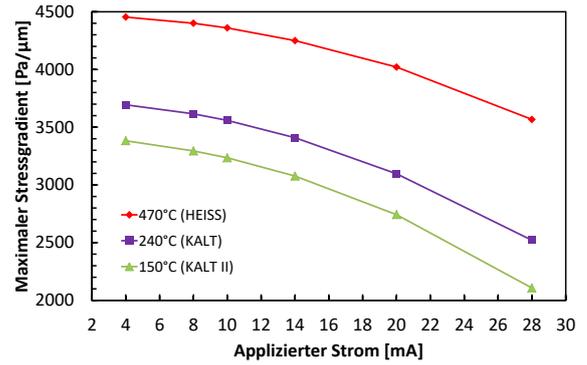
Abbildung 6.9: Verschiebung kompakter Leitbahnen.

6.2 EINFLUSS DES HERSTELLUNGSPROZESSES AUF KOMPAKTE LEITBAHNEN.

Der Herstellungsprozess hat einen wesentlichen Einfluss auf die intrinsische Spannung. Ziel ist es diese möglichst gering zu halten. Des Weiteren ist es für die Senkung der intrinsischen Spannung förderlich, wenn die Temperaturunterschiede zwischen den einzelnen Prozessschritten gering ausfallen. Gegenübergestellt werden zwei Herstellungsprozesse für Aluminium-Metallisierungen. Der wesentliche Unterschied dieser zwei Varianten ist die Abscheidetemperatur des Aluminiums (siehe Tabelle 4.4) sowie die Prozessfolge, die hier nicht näher beschrieben wird. Insgesamt wurden drei Abscheidetemperaturen von 150 °C, 240 °C und 470 °C untersucht. Bei der Temperatur von 150 °C und 240 °C handelt es sich um die gleiche Prozessfolge. Die hydrostatische Spannung für die zwei Herstellungsprozesse in Abhängigkeit vom applizierten Strom zeigt Abbildung 6.10(a). Die Leitbahn mit der niedrigsten Abscheidetemperatur von 150 °C zeigt die niedrigsten Spannungswerte. Die Spannungswerte der mittleren Abscheidetemperatur zeigen einen Unterschied von 15 %. Die höchste Abscheidetemperatur hat die höchsten Werte. Diese liegen wiederum 70 % über der mittleren Abscheidetemperatur. Mit steigendem Strom nimmt die Spannung aufgrund der gestiegenen Temperatur ab. Dieses Verhalten zeigen alle simulierten Herstellungsvarianten. Für die niedrigste Abscheidetemperatur bedeutet dies einen Rückgang der Spannungswerte um ca. 40 %. Für die Abscheidetemperatur von 240 °C ist der Rückgang bei ca. 30 % etwas geringer. Für die höchste Temperatur liegt der Rückgang bei 15 %. Bei der Betrachtung der mechanischen Spannungsgradienten der hydrostatischen Spannung (Abb. 6.10(b)) fällt wieder die erwartete Abstufung auf. Der Unterschied zwischen niedrigster und mittlerer Abscheidetemperatur liegt bei 9 %. Die Differenz zwischen mittlerer und höchster Temperatur liegt bei 21 %.



(a) Maximale hydrostatische Spannung in Abhängigkeit vom applizierten Strom.



(b) Maximaler mechanischer Spannungsgradient in Abhängigkeit vom applizierten Strom.

Abbildung 6.10: Maximale hydrostatische Spannung und mechanischer Spannungsgradient in Abhängigkeit vom applizierten Strom.

Gegenübergestellt wurden die maximalen Werte der hydrostatische Spannung und der Stressgradienten, um zu untersuchen wie groß der Einfluss des Herstellungsprozesses auf die mechanische Spannung ist. Wie erwartet zeigt der Herstellungsprozess mit der höchsten Abscheidetemperatur für Aluminium die größte Von-Mises-Spannung (Abb. 6.11). Beim direkten Vergleich der Abstufungen zeigt die mittlere Temperatur einen Anstieg von ca. 40 % und die höchste bei der Simulation verwendete Temperatur im Vergleich einen Anstieg von 90 %. Der Rückgang der mechanischen Spannung bei der höchsten Temperatur liegt bei 14 %, bei der mittleren bei 18 % und bei der niedrigsten Temperatur bei 21 %.

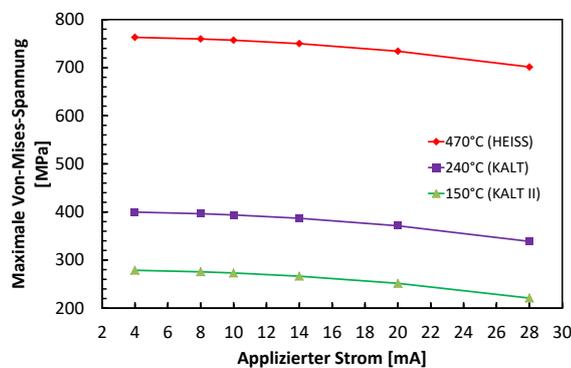


Abbildung 6.11: Maximale Von-Mises-Spannung in Abhängigkeit vom applizierten Strom.

Die Abscheidetemperatur der Aluminium-Metallisierung hat einen wesentlichen Einfluss auf die Bildung der mechanischen Spannung. Insbesondere der Herstellungsprozess mit der niedrigsten Abscheidetemperatur von 150 °C für Aluminium zeigte die geringsten Spannungswerte.

6.2.1 Überätzung von kompakten Leitbahnen

Bei der Herstellung von integrierten Schaltkreisen müssen unterschiedliche Schichten geätzt werden. Je nach Ätztechnik, ob nasschemisch oder durch Trockenätzen, unterscheidet man auch zwischen *isotropen* und *anisotropen* Ätzprozessen. Bei dem isotropen Ätzen findet ein Abtrag in alle Richtungen statt. Bei der anisotropen Ätzung erfolgt eine gerichtete Abtragung. Dadurch kann die durch die Maske vorgegebene Struktur exakt übertragen werden. Aufgrund einer definierten Vorzugsrichtung wird hierbei das Material nur in einer Richtung, meist senkrecht, abgetragen. Bei der Strukturierung von Metallisierungen werden Leitbahnen mit senkrechten Seitenwänden bevorzugt. Dieser Idealfall wird jedoch nie vollends erreicht. Im ungünstigsten Fall bedeutet dies eine Überätzung aufgrund von Unterätzung (engl. undercut) der Seitenwand, wie in Abbildung 6.12(a) zu sehen ist. Bei der Unterätzung wird auch Material unterhalb der Kante der schützenden Ätzmaske abgetragen. Um den Einfluss von Überätzungen vergleichen zu können, wurde zusätzlich noch ein Referenzmodell mit einem 90° Winkel und ein 70° -Modell (Abb. 6.12(b)) mit gleicher Querschnittsfläche wie das Referenzmodell erstellt. Der applizierte Strom wurde entsprechend der Testbedingungen von 5 mA bis 35 mA variiert und die Umgebungstemperatur auf 150°C festgelegt.

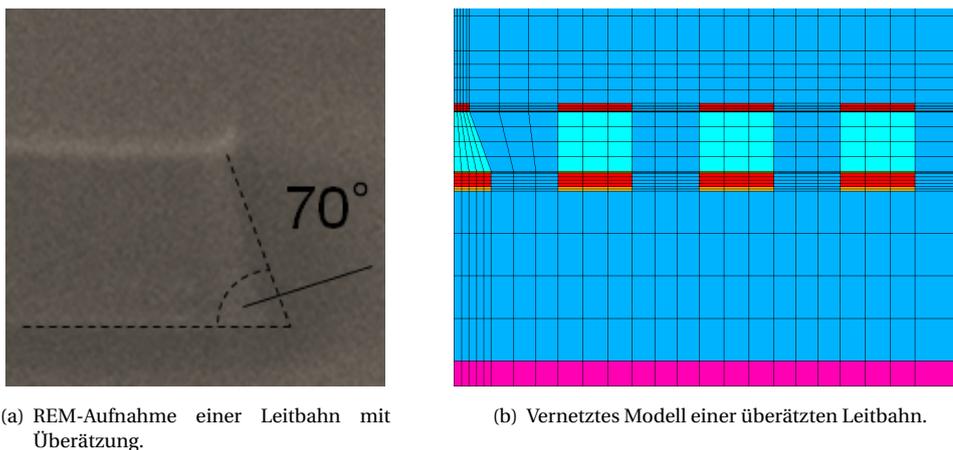
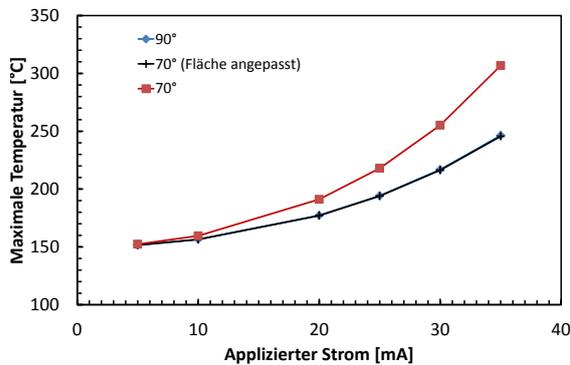


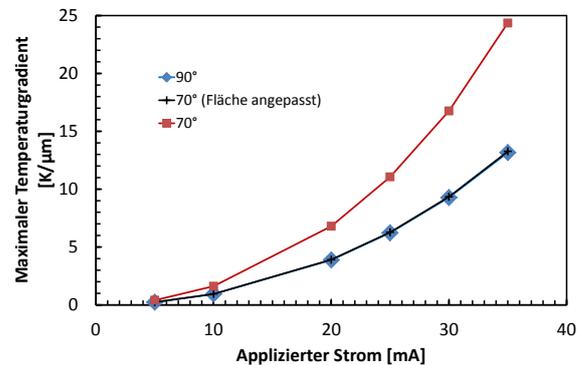
Abbildung 6.12: REM-Aufnahme und vernetztes Modell einer überätzten Leitbahn.

Untersucht wurde neben dem thermisch-elektrischen auch das thermo-mechanische Verhalten. Gemessen am Leitbahnquerschnitt bedeutet die Überätzung eine Reduktion des Volumens um 30 %. Dementsprechend wird auch der Widerstand der Leitbahn erhöht. Die maximale Temperatur über appliziertem Strom zeigt Abbildung 6.13(a). Aufgrund des geringeren Volumens fällt der Temperaturanstieg für eine 70° -Bahn stärker aus. Bei hohen Strömen ist die Temperatur etwa 25 % höher im Vergleich zu den anderen Leitbahntypen. Die Temperaturentwicklung der 90° -Bahn und der Bahn mit angepasster Fläche fällt dabei gleich aus. Der Unterschied liegt dabei unter 1°C . Ähnlich sieht die Entwicklung des Temperaturgradienten (Abbildung 6.13(b)) aus. Auch hier zeigt die 70° -Bahn die

höchsten Werte. Die beiden anderen Bahnen zeigen ein nahezu deckungsgleiches Verhalten. Bei dem größten applizierten Strom ist der Gradient der überätzten Bahn um 85 % höher.



(a) Maximale Temperatur in Abhängigkeit vom appliziertem Strom.



(b) Maximaler Temperaturgradient in Abhängigkeit vom appliziertem Strom.

Abbildung 6.13: Maximale Temperatur und Temperaturgradient in Abhängigkeit vom appliziertem Strom.

Für die Stromdichte zeigt sich ein ähnliches Bild (Abb. 6.14). Auch hier zeigt die 70°-Bahn die höchste Stromdichte. Dies ist hauptsächlich mit dem höheren Widerstand aufgrund des geringeren Volumens zu erklären.

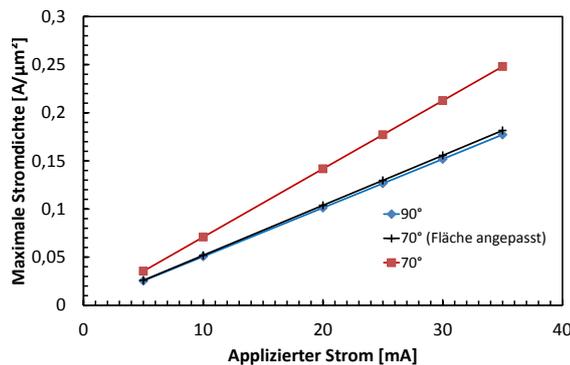


Abbildung 6.14: Maximale Stromdichte in Abhängigkeit vom appliziertem Strom.

Bei den Massenflussdivergenzverteilungen (Abbildung 6.15) zeigt die 70°-Bahn (Abb. 6.15(b)) deutlich höhere Werte als die beiden anderen Modelle. Insbesondere ist dies im Anfangsbereich des schmalen Leitbahnabschnitts zu erkennen. Im Vergleich der 90°-Bahn (Abb. 6.15(a)) zur Bahn mit angepasster Fläche (Abb. 6.15(c)) lässt sich eine nahezu deckungsgleiche Verteilung feststellen.

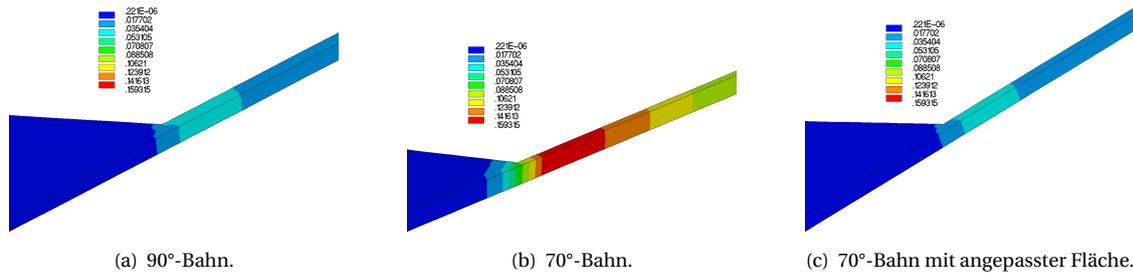


Abbildung 6.15: Massenflussdivergenzverteilung Elektromigration ($I=25\text{ mA}$, $T=150\text{ °C}$).

Die reziproke Massenflussdivergenz zeigt die Abbildung 6.16. Diese kann zur Abschätzung der Lebensdauer herangezogen werden. Demnach liegt die geringste Lebensdauer bei der 70°-Bahn. Die 90°-Bahn und die Bahn mit angepasster Breite zeigen nahezu deckungsgleiche Werte. Von beiden Leitbahnen ist die gleiche Lebensdauer für Elektromigration zu erwarten.

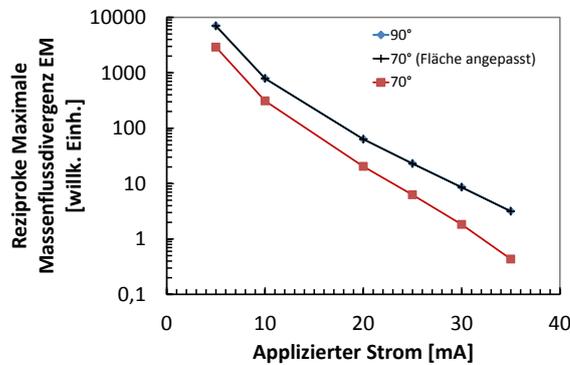
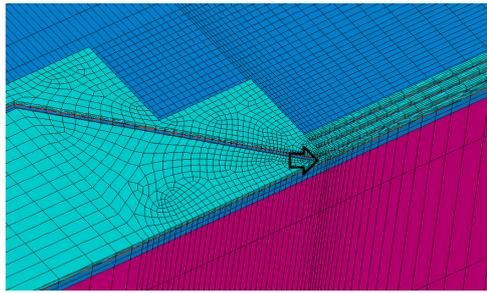
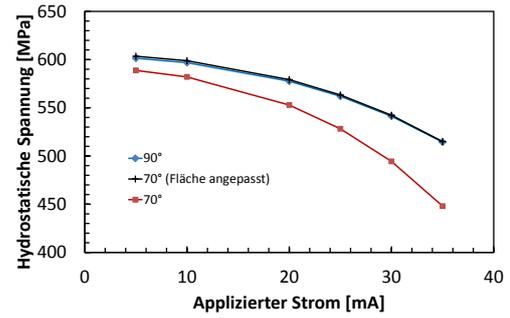


Abbildung 6.16: Maximale reziproke Massenflussdivergenz Elektromigration in Abhängigkeit vom appliziertem Strom.

In Bezug auf die hydrostatische Spannung wurde eine Referenzstelle am Anfang der schmalen Leitbahnabschnitts verglichen. Die 70°-Bahn zeigt die geringsten Spannungswerte bei der hydrostatischen Spannung. Die 90°-Bahn zeigt ähnliche Werte wie die angepasste Leitbahn. Die Differenz wird mit steigendem appliziertem Strom größer. Das liegt im Wesentlichen an der höheren Temperatur und der geringeren Differenz zur stressfreien Temperatur der 70°-Bahn.



(a) Referenzstelle.



(b) Hydrostatische Spannung in Abhängigkeit vom appliziertem Strom.

Abbildung 6.17: Referenzstelle und Hydrostatische Spannung in Abhängigkeit vom appliziertem Strom.

Die Von-Mises-Spannungsverteilung der drei Leitbahntypen zeigt Abbildung 6.18. Insbesondere im schmalen Bereich zeigen die angeschrägten Bahnen (Abb. 6.18(b) und Abb. 6.18(c)) deutlich geringere Spannungswerte im Vergleich zur Referenzbahn (Abb. 6.18(a)). Die höchsten Werte sind in allen Fällen im breiten Bereich zu finden.

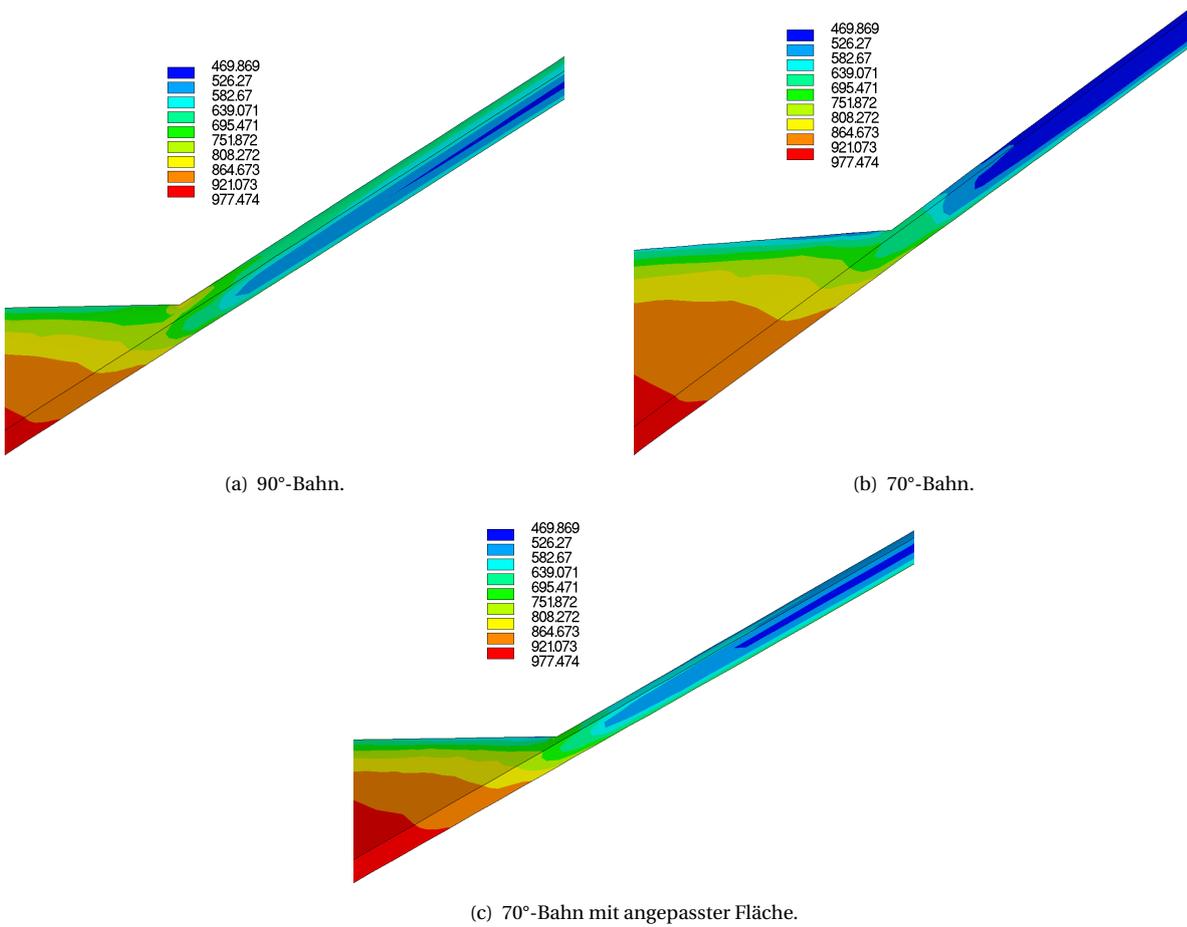
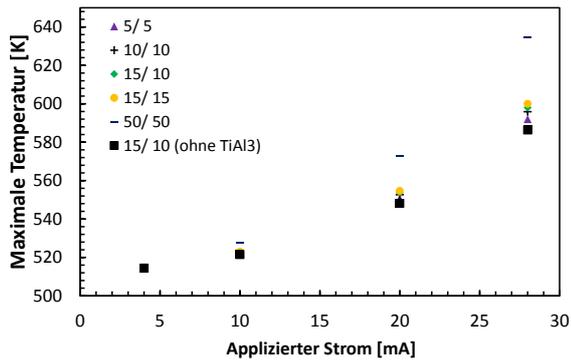


Abbildung 6.18: Von-Mises-Spannungsverteilung ($I=25\text{ mA}$, $T=150\text{ °C}$).

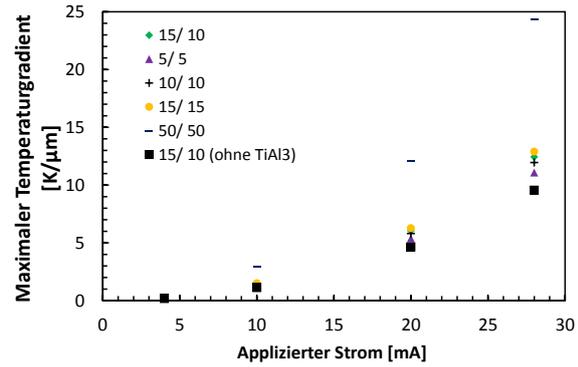
Mithilfe der Simulation lässt sich zusammenfassend festhalten, dass das thermisch-elektrische Verhalten einer überätzten Leitbahn mit angepasster Fläche dem einer 90°-Referenzbahn sehr ähnelt. Die Unterschiede bei maximaler Temperatur, maximalem Temperaturgradienten und maximaler Stromdichte sind minimal. Dieses Verhalten zeigt sich auch bei der Betrachtung der reziproken Massenflussdivergenz, die als vereinfachte Lebensdauerabschätzung herangezogen werden kann. Im Vergleich dazu fällt die maximale Temperatur einer überätzten Leitbahn deutlich größer aus. Aus diesem Grund fallen hier die mechanischen Spannungswerte geringer aus. Grundsätzlich sollte man daher möglichst darauf achten, dass keine Überätzung stattfindet. Gut ist es bereits im Entwicklungsprozess die Toleranzen für Leitbahnbreiten etwas höher zu dimensionieren, um die maximale Temperatur senken zu können. Dieses wird besonders wichtig, wenn höhere Ströme appliziert werden.

6.2.2 *Einfluss von TiAl₃-Schichten auf das thermisch-elektrische und thermo-mechanische Verhalten von kompakten Leitbahnen*

In diesem Abschnitt wird der Einfluss von TiAl₃-Schichten auf das thermisch-elektrische und thermo-mechanische Verhalten untersucht. Dabei wurden Barrieren mit unterschiedlichen Titan-Leitbahnhöhen oberhalb und unterhalb der Aluminium-Leitbahn betrachtet. Die Leitbahnhöhen wurden jeweils zwischen 5 nm und 50 nm und der applizierte Strom wurde zwischen 4 mA und 28 mA variiert. Die maximale Temperatur ist in Abbildung 6.19(a) für verschiedene Titan-Leitbahnhöhen in Abhängigkeit vom applizierten Strom dargestellt. In der Legende von Abbildung 6.19(a) sind die Schichtdicken der Titan-Metallisierung mit der Notation unten/ oben angegeben. Ein Unterschied stellt sich insbesondere für sehr hohe Ströme ein. Hier sticht die simulierte Leitbahn mit den größten Leitbahnhöhen deutlich heraus. Im direkten Vergleich zwischen der geringsten und größten Leitbahnhöhe ließ sich ein Unterschied von 8 % ausmachen. Eine Leitbahn ohne Berücksichtigung von TiAl₃-Schichten zeigt aufgrund des höheren stromführenden Volumens immer die niedrigsten Werte. Einen ähnlichen Verlauf zeigt auch die Untersuchung der maximalen Temperaturgradienten (Abbildung 6.19(b)). Die geringeren Wärmeleitfähigkeit von TiAl₃-Schicht verursacht einen Anstieg des Temperaturgradienten. Je dicker die TiAl₃ desto größer fällt der Temperaturgradient aus. Die Leitbahn mit den größten Titan-Schichten zeigt einen 2-mal größeren Temperaturgradienten als die Leitbahn mit den niedrigsten Leitbahnhöhen. Bei der Auswertung der Stromdichte fällt die Differenz zwischen den beiden Leitbahnhöhen nicht ganz so stark aus. Die Stromdichte von 50/50 nm-Leitbahnhöhen ist daher ca. 1,4-mal so groß.



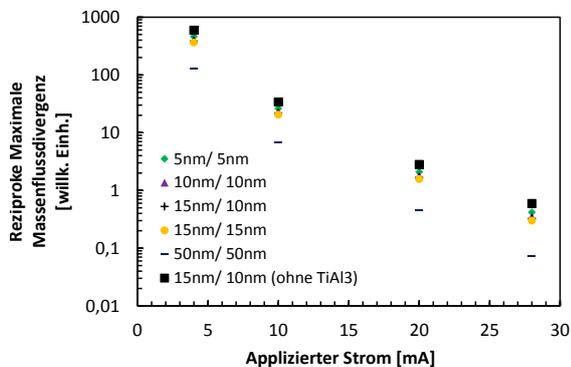
(a) Maximale Temperatur in Abhängigkeit vom applizierten Strom.



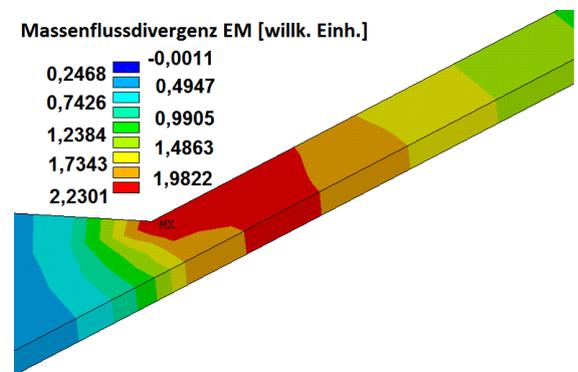
(b) Maximaler Temperaturgradient in Abhängigkeit vom appliziertem Strom.

Abbildung 6.19: Maximale Temperatur und Temperaturgradient in Abhängigkeit vom appliziertem Strom. (in der Legende sind die Schichtdicken der Titan-Metallisierung mit der Notation unten/ oben angegeben.)

Die Lebensdaueranalyse anhand der reziproken Massenflussdivergenz entspricht den Erwartungen, dass die Massenflussdivergenz bei großen TiAl_3 -Schichten sich negativ auf die Betriebsdauer auswirkt. Diese Betrachtung wird in **Abbildung 6.20(a)** dargestellt. Die Lebensdauererwartung an eine 5/5 nm-Leitbahn ist daher in etwa 6-mal größer als an eine Bahn mit 50/50 nm-Leitbahnhöhen (**Abb. 6.20(b)**). Dies setzt jedoch eine komplette Umwandlung in TiAl_3 voraus und stellt daher eine Art Worst-Case-Szenario dar unter Annahme, dass die Elektromigration den größten Degradationsmechanismus darstellt.



(a) Maximale Massenflussdivergenz in Abhängigkeit vom applizierten Strom.

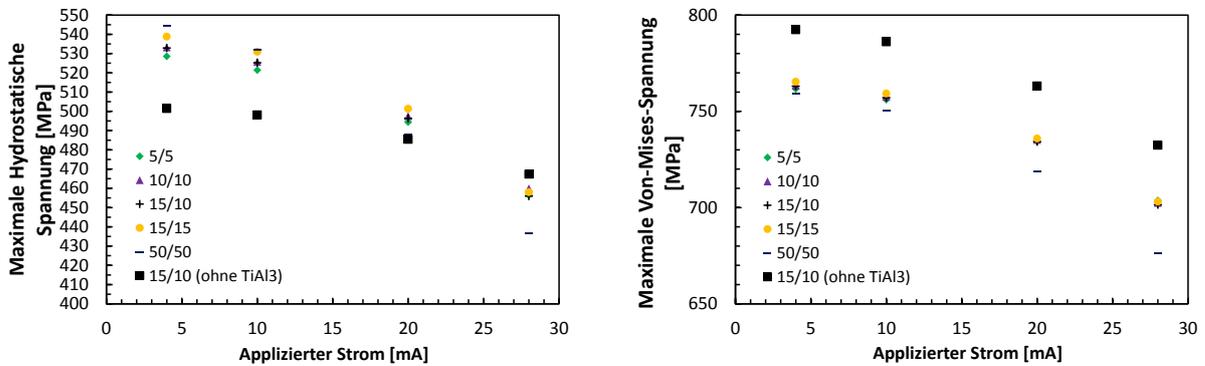


(b) Massenflussdivergenzverteilung der Elektromigration ($\delta=50/50$ nm, $I=20$ mA, $T=240$ °C).

Abbildung 6.20: Maximale Massenflussdivergenz in Abhängigkeit vom appliziertem Strom.

Bei näherer Betrachtung der mechanischen Eigenschaften von Leitbahnen mit hohen TiAl_3 -Schichtdicken fällt auf, dass die hydrostatische Spannung deutlich größer ausfällt als bei geringeren Leitbahnhöhen. Dieses gilt für applizierte Ströme bis ca. 15 mA. Ab diesem Stromwert wird die Erwär-

mung der Leitbahn so groß, dass die Temperatur so stark ansteigt, dass die hydrostatische Spannung sinkt (Abbildung 6.21(a)). Die Betrachtung der Von-Mises-Spannung zeigt eine andere Abhängigkeit. Hohe TiAl_3 -Schichten bedeuten gleichzeitig auch eine geringere Von-Mises-Spannung (Abb. 6.21(b)). Dieses ist mit der höheren Eigenerwärmung zu erklären.



(a) Maximale hydrostatische Spannung in Abhängigkeit vom applizierten Strom.

(b) Maximale Von-Mises-Spannung in Abhängigkeit vom applizierten Strom.

Abbildung 6.21: Maximale hydrostatische und Von-Mises-Spannung in Abhängigkeit vom appliziertem Strom.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass TiAl_3 -Schichten maßgeblich das thermisch-elektrische Verhalten von Leitbahnen beeinflussen. Insbesondere bei hohen Strömen war dieses an der Temperatur und im Temperaturgradienten deutlich erkennbar. Die hydrostatische Spannung fällt bei niedrigen applizierten Strömen deutlich höher aus. Bei höheren Strömen sinkt der Wert der Spannung aufgrund der höheren Temperatur der Leitbahn. Durch das große E-Modul von TiAl_3 fällt die Von-Mises-Spannung geringer aus. TiAl_3 -Schichten scheinen die Gestalt der Leitbahn zu stabilisieren. Dennoch sollte das TiAl_3 -Schichtwachstum begrenzt werden, indem die Temperaturen während des Herstellungsprozess so niedrig wie nötig gehalten werden sollten.

6.2.3 Thermomigration in kompakten Leitbahnen

Elektromigration wird als eine der Hauptursachen für den Ausfall integrierter Schaltkreise identifiziert. Wissenschaftliche Untersuchungen vernachlässigen aber in der Regel die Rolle von Thermomigration in Ausfällen durch Elektromigration [41]. Schon Soret erkannte, dass ein Metall, wenn es anfällig für Elektromigration ist, auch anfällig für Thermomigration sein muss. Chen, Tong und Tu führten Thermomigrationsuntersuchungen an Lötsternen durch. Ein Temperaturgradient von 1000 °C cm^{-1} [58] stellt dabei die untere Grenze für den Auftritt von Thermomigration dar. Die Temperaturgradientenverteilung für eine kompakte Leitbahn zeigt Abbildung 6.22. Hohe Gradienten werden im Übergang von der Metallfläche zur Leitbahn erwartet. Aus diesem Grund wurde eine Simulation mit TiAl_3 -Schichten auf Thermomigration hin untersucht.

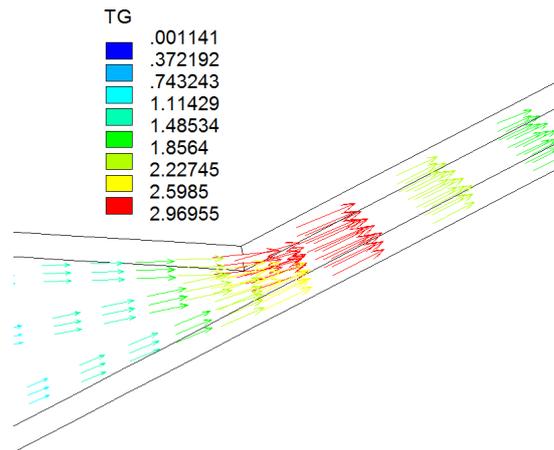


Abbildung 6.22: Temperaturgradientenverteilung ($\delta=50/50$ nm, $I=10$ mA, $T=240$ °C).

Betrachtet wurden nun die beiden treibenden Kräfte von Elektro- und Thermomigration. Eine Leitbahn mit TiAl_3 -Schichten wurde mit einer Titanbarrieren-Leitbahnhöhe von jeweils 50 nm, einem applizierten Strom von 10 mA und einer Umgebungstemperatur von 240 °C betrachtet. An der Stelle der größten Stromdichte wurde eine treibende Kraft von $\vec{F}_{EM} = 2,5 \cdot 10^{-14} \text{ N}$ ermittelt. Die beiden Kräfte wurden mithilfe der Gleichung 3.2 und 3.3 bestimmt. Demgegenüber steht die berechnete Kraft durch Thermomigration von $\vec{F}_{TM} = 6,9 \cdot 10^{-16} \text{ N}$ an der Stelle des größten Temperaturgradienten. Die komplette Gegenüberstellung ist in Tabelle 6.4 zu sehen. Die treibende Kraft für Elektromigration ist 36-mal größer als die für Thermomigration. Der resultierende Massenfluss ist sogar 90-mal größer. Die Divergenz für Elektromigration ist 2,8-mal größer als für Thermomigration. Dieses zeigt auch, dass SWEAT-Strukturen für Belastungstests eher ungeeignet sind. Sie erzeugen immer einen Ausfall in der Nähe der Übergangsstelle bedingt durch den hohen Temperaturgradienten.

Tabelle 6.4: Berechnungen zum Massenfluss ($\delta=50/50$ nm, $I=10$ mA, $T=240$ °C).

	EM	TM
Treibende Kraft	$2,5 \times 10^{-14} \text{ N}$	$6,9 \times 10^{-16} \text{ N}$
Massenfluss	$71,6 \mu\text{m}^{-2} \text{ s}^{-1}$	$0,81 \mu\text{m}^{-2} \text{ s}^{-1}$
Massenflussdivergenz	$13,94 \mu\text{m}^{-3} \text{ s}^{-1}$	$5,02 \mu\text{m}^{-3} \text{ s}^{-1}$

Die Massenflussdivergenz in Abbildung 6.23 zeigt die beiden Migrationsformen Thermo- und Elektromigration über den applizierten elektrischen Strom. Der Wert der Massenflussdivergenz wurde dabei auf den Wert mit dem geringsten applizierten Strom (4 mA) normiert. Wie erwartet zeigt die Elektromigration den stärksten Anstieg. Ein starker Anstieg des Temperaturgradienten und der Stromdichte tragen dazu bei. Leitbahnen mit dicken Titan-Leitbahnhöhen verstärken den Anstieg. Deutlich darunter liegen die Werte der Thermomigration.

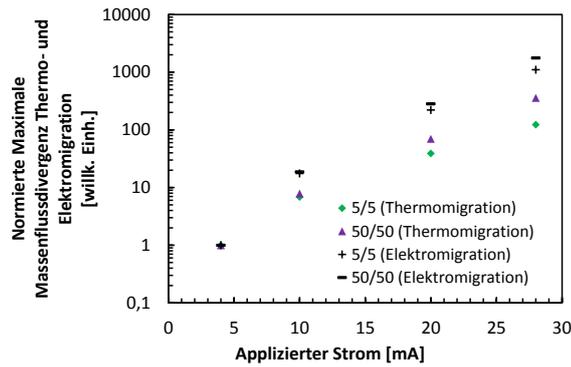


Abbildung 6.23: Massenflussdivergenz Thermomigration und Elektromigration in Abhängigkeit vom appliziertem Strom.

Die Massenflussdivergenzverteilung für Elektro- und Thermomigration zeigt Abbildung 6.24. Unterschiede sind deutlich am Ort der größten Massenflussdivergenz zu erkennen. Dieser liegt für Elektromigration (Abbildung 6.24(a)) an der Außenkante im Übergang der Stromzuführung zur Leitbahn. Für die Thermomigration (Abbildung 6.24(b)) befindet sich dieser Ort mehr im inneren Bereich der Leitbahn.

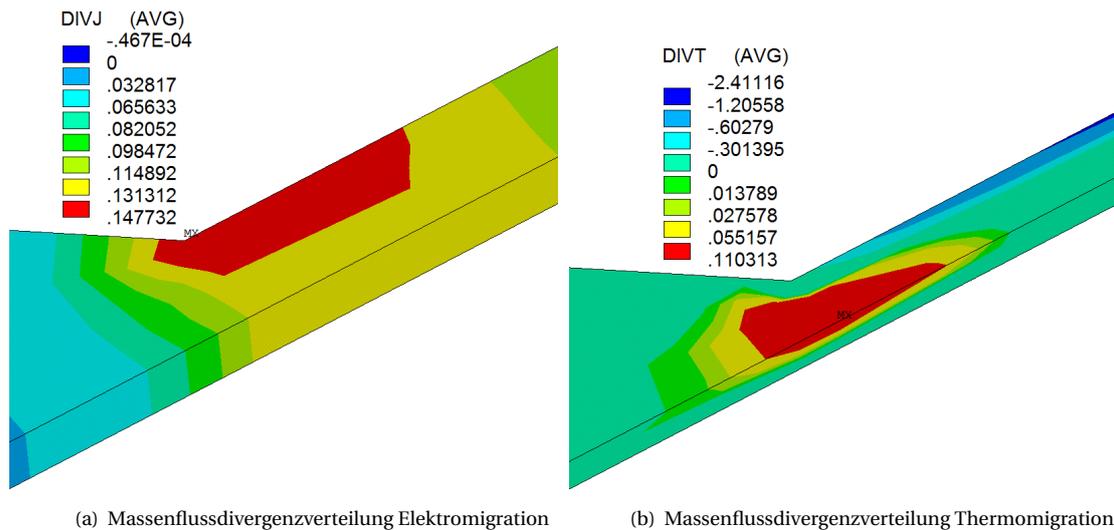


Abbildung 6.24: Massenflussdivergenzverteilung für Elektro- und Thermomigration ($\delta=50/50$ nm, $I=10$ mA, $T=240$ °C).

TiAl₃-Schichten beeinflussen die Strombelastbarkeit von Leitbahnen. Auf Grund dessen steigt die Stromdichte sowie die Temperatur und der Temperaturgradient. Zudem bedingt auch die geometrische Struktur der Leitbahn durch die Übergangsstelle von der breiten zur schmalen Bahn einen Anstieg des Temperaturgradienten. Diese Stelle ist nicht nur prädestiniert für das Auftreten von Thermomigration, sondern beschleunigt auch die Elektromigration. Diese Faktoren beeinflussen auch die

Massenflussdivergenzen der Elektro- und Thermomigration. Die Simulation zeigt, dass der Einfluss auf die Elektromigration größer zu sein scheint als bei der Thermomigration.

6.3 ZUSAMMENFASSUNG

Bei konstantem applizierten Strom von 43 mA steigt die reziproke Massenflussdivergenz mit zunehmender Leitbahnhöhe bei Betrachtung kompakter Leitbahnen mit konstanter Breite von 0,5 μm . Die Simulationsergebnisse der mechanischen Berechnung zeigen, dass die Spannung mit der Leitbahnhöhe steigt. Bei der Breitenvariation der Leitbahn wurde die Leitbahnbreite zwischen 1 und 10 μm variiert. Simulationen haben gezeigt, dass schmalere gegenüber breiteren Leitbahnen, trotz angepasster applizierter Stromdichte, eine deutlich geringere Lebensdauererwartung haben. Die mechanische Spannung hingegen nimmt, aufgrund der höheren Temperatur breiter Leitbahnen, ab. Im direkten Vergleich der mechanischen Eigenschaften einer schmalen 0,6 μm -Bahn zu einer breiten 6 μm -Bahn zeigte die breitere Leitbahn eine deutlich stärkere Verschiebung. Dadurch lässt sich auch eine größere Delamination bei breiten Leitbahnen vermuten. Durch die Ablösung breiter Leitbahnen sinkt die Aktivierungsenergie (siehe Tabelle 3.1), was zusätzlich noch den Migrationsprozess beschleunigt. In die schmale Bahn wurde dabei ein Strom von 15 mA und die breite Leitbahn ein Strom von 70 mA appliziert. Die Wahl der Abscheidetemperatur für das Aluminium hat einen wesentlichen Einfluss auf die mechanische Spannung der Leitbahn. Aus diesem Grund wurden zwei unterschiedliche Herstellungsprozesse untersucht und verglichen. „Kalte“ Temperaturen wie 240 °C oder 150 °C lassen den Wert der maximalen Spannung deutlich sinken. Dabei sinken die Spannungswerte gegenüber einem „heißen“ Abscheideprozess mit einer Temperatur von 470 °C um ca. 70 %. Der Prozess mit der niedrigsten Temperatur von 150 °C hatte die niedrigste mechanische Spannung. Andere herstellungsbedingte Einwirkungen sind z. B. Überätzung von kompakten Leitbahnen. Hier wird nicht das ideale Profil einer rechteckigen Leitbahn erreicht. Durch Überätzung wird eine Leitbahnseite angeschrägt womit das nutzbare Aluminiumvolumen sinkt. Eine Überätzung der Leitbahn bewirkt daher eine Reduzierung des Volumens um 30 %. Ein Worst-Case-Szenario mit einer angeschrägten Leitbahn von 70° zeigt hierbei einen deutlichen Temperaturanstieg, sowie Anstiege auch beim Temperaturgradienten und der Stromdichte. Der Temperaturanstieg kann dabei bis zu 25 % betragen. Deshalb sinkt auch die reziproke Massenflussdivergenz dieser Leitbahn. Vergrößert man die Breite so, dass die Querschnittsfläche dem einer rechteckigen Bahn entspricht, so zeigt auch die angeschrägte Bahn ein ähnliches thermisch-elektrisches Verhalten wie eine ideale rechteckige Leitbahn. Intermetallische Phasen wie TiAl_3 bilden sich vornehmlich in Temperphasen eines Herstellungsprozesses. Da diese Phase eine zu den Ausgangsstoffen unterschiedliche elektrische und auch mechanische Eigenschaften aufweist, wurde in einer modifizierten Prozesssimulation die intrinsische Spannung bestimmt. Die hydrostatische Spannung fällt bei niedrigen Strömen deutlich höher aus. Umgekehrt verhält sich die Von-Mises-Spannung, die geringer ausfällt. Besonders dicke TiAl_3 -Schichten lassen die Temperatur und Temperaturgradienten insbesondere bei hohen Strömen in die Höhe schnellen. Aus diesem Grund

wurde die Thermomigration in einer zusätzlichen Betrachtung näher untersucht und mit der Massenflussdivergenz der Elektromigration verglichen. Die Thermomigration hat bei SWEAT-Strukturen immer einen gewissen Einfluss, da im Übergangsbereich vom Pad zur Leitbahn hohe Temperaturgradienten entstehen können. Dennoch ist die Elektromigration gegenüber der Thermomigration immer noch der stärkere Degradationsfaktor. Eine Gegenüberstellung der unterschiedlichen Aktivierungsenergien schliesst die Betrachtung der kompakten Leitbahnen ab. Im Vergleich zur Korngrenzendiffusion fällt die Volumendiffusion deutlich geringer aus. Die Massenflussdivergenz entlang der Oberfläche ist dabei um den Faktor 4000 stärker.

Der gegenwärtige Trend aufgrund der erweiterten Betriebsbedingungen betrifft auch die Metallisierungssysteme von integrierten Schaltkreisen in CMOS Technologie. Neben den gestiegenen applizierten Strömen müssen auch höhere Betriebstemperaturen den hohen Zuverlässigkeitsansprüchen Stand halten. Hochstromleitbahnen sind besonders kritisch anzusehen, weil sie zum einen den hohen applizierten Strom zuverlässig tragen, aber auch mechanisch stabil bleiben sollen. Versuche zeigen, dass hier die einfache Vergrößerung also Verbreiterung und Erhöhung der Leitbahnen nicht ausreicht. Durch die Erwärmung kommt es zur Delamination der Leitbahn und im schlimmsten Fall zur Ablösung. Die Praxis zeigt, dass hier noch ein hoher Forschungsbedarf besteht. Die Optimierung dieser Leitbahnen führt zu einem neuen Desingkonzept, das zur Einbringung von oktaederförmigen Löchern und Schlitzten führt. Dieses Kapitel charakterisiert deshalb die Layoutvarianten von Hochstromleitbahnen. Es wird die mit Oktaederlöchern versehene Oktaederleitbahn untersucht. Dabei werden verschiedene Leitbahnbreiten und Oktaederlochverteilungen thermisch-elektrisch sowie thermo-mechanisch charakterisiert. Zusätzlich wurden einige Löcher wieder gefüllt, um auch diese Variante zu charakterisieren. Im zweiten Teil erfolgt dann eine Einordnung zu konventionellen Leitbahnen und ein Vergleich zu einer Leitbahn mit rechteckigen Schlitzten.

7.1 VERGLEICH KOMPAKTER UND GESCHLITZTER LEITBAHNEN

Im folgenden Abschnitt wurden drei unterschiedliche Leitbahntypen für Hochstromanwendungen thermisch-elektrisch und thermo-mechanisch gegenübergestellt. Zum einen die konventionelle breite kompakte Leitbahn mit derselben optischen Breite ohne Schlitzte und zum anderen geschlitzte Leitbahnen mit rechteckigen und oktaederförmigen Schlitzten. Zum Vergleich wurden Strom und Temperatur für alle Modelle angeglichen und auf 240 °C und 75 mA festgelegt. Die Von-Mises-Spannungsverteilung für die drei unterschiedlichen Leitbahntypen zeigt Abbildung 7.1. Die breite kompakte Leitbahn (Abbildung 7.1(a)) zeigt hohe Spannungswerte entlang der Leitbahn und auch im spitz zulaufenden Kontaktierungspad. Entlang der Kante zum Dielektrikum sind geringere Werte zu erwarten. Die Spannungswerte liegen dabei zwischen 540 MPa bis 740 MPa (Abb. 7.1(a)). Im Vergleich dazu liegen die Werte einer Leitbahn mit rechteckigen Einkerbungen zwischen 370 MPa und 590 MPa (Abb. 7.1(b)), wenn man die Spannungswerte an den Ecken nicht betrachtet, wo Werte deutlich über 1000 MPa berechnet wurden. Für eine Oktaederleitbahn liegen die Werte in einem Bereich, der vergleichbar mit einer rechteckig geschlitzten Leitbahn ist. Dieser Bereich liegt dabei etwas niedriger zwischen 330 MPa bis 540 MPa (Abb. 7.1(c)). Nur an den Ecken übersteigen sie einen Spannungswert von über 700 MPa.

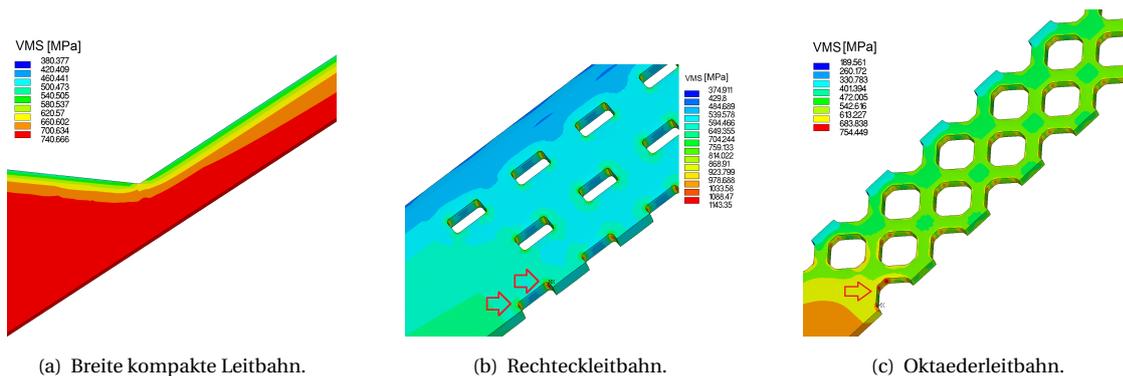


Abbildung 7.1: Von-Mises-Spannungsverteilung für unterschiedliche Leitbahntypen ($I=75\text{ mA}$, $T=240\text{ °C}$).

Die Massenflussdivergenzverteilung zeigt Abbildung 7.2. Das Maximum für eine breite Leitbahn (Abb. 7.2(a)) befindet sich im Übergang vom Anschlusspad zur Leitbahn. Die hohen Werte von Temperaturgradienten und die Stromdichteüberhöhung (engl. Current Crowding) sind die Ursache der hohen Massenflussdivergenz an dieser Stelle. Für eine rechteckig geschlitzte Leitbahn sind mehrere Maxima zu lokalisieren (Abb. 7.2(b)). Diese befinden sich an den Ecken der Schlitze, wo auch vermehrt Rissbildungen stattfinden. Aus diesem Grund ist die Rechteckleitbahn aus mechanischer Sicht empfindlicher einzustufen. Für eine Oktaederleitbahn (Abb. 7.2(c)) sieht dieses anders aus. Das Maximum befindet sich hier am Anfang der Oktaederleitbahn. Hohe Temperaturgradienten und Stromdichteüberhöhung verursachen eine hohe Massenflussdivergenz an dieser Stelle.

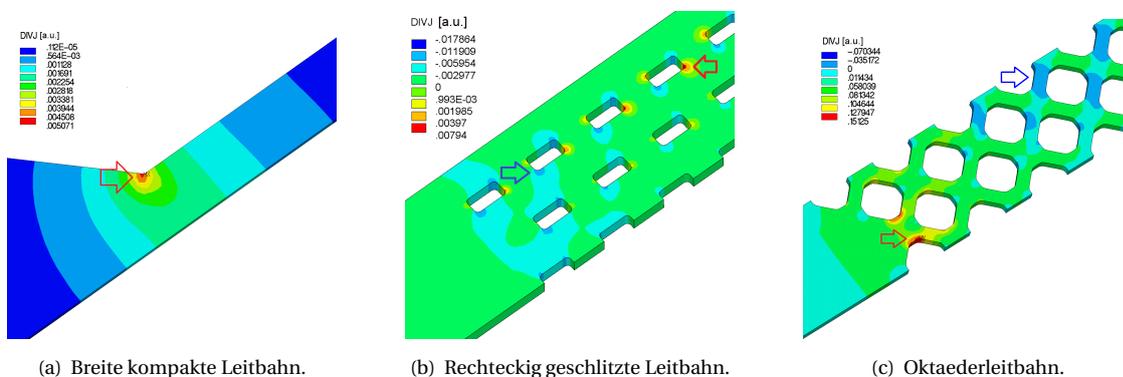


Abbildung 7.2: Massenflussdivergenzverteilung für unterschiedliche Leitbahntypen ($I=75\text{ mA}$, $T=240\text{ °C}$).

Vergleicht man die unterschiedlichen Leitbahntypen miteinander, so lässt sich bei Oktaeder- bzw. Rechteckleitbahnen feststellen, dass die Degradation an verschiedenen Stellen lokalisiert werden kann und damit die Degradation verteilt abläuft. Bei kompakten Leitbahnen ist nur eine Stelle zu finden. Die mechanischen Eigenschaften lassen sich mit der Von-Mises-Spannung beschreiben. Hier treten bei der kompakten Leitbahn deutlich höhere Werte auf. Die Spannungswerte der Oktaeder- bzw. Rechteckleitbahn liegen deutlich darunter. Höhere Werte findet man nur in den Ecken der Ausspa-

rungen, die bei einer Rechteckleitbahn zu Rissbildungen führen kann. Die verbesserte Zuverlässigkeit der Oktaederleitbahn gegenüber einer kompakten Leitbahn konnte mittels Messung bestätigt werden [21]. In Abbildung 7.3 ist die Lebensdauer für eine Oktaederleitbahn und eine kompakte Leitbahn dargestellt. Es zeigt eine deutliche verdreifachte Lebensdauerzunahme.

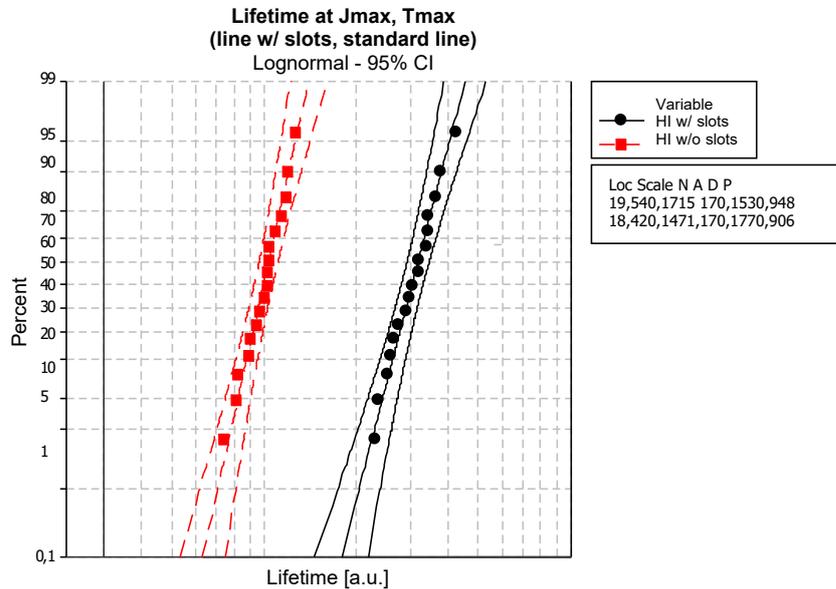


Abbildung 7.3: Vergleich Lebensdauerermessung Oktaederleitbahn und breiter Leitbahn [21].

7.2 LAYOUTVARIATION VON OKTAEDERLEITBAHNEN

Um eine höhere Strom-Belastbarkeit von Leitbahnen zu erreichen, bedarf es der Optimierung von sog. *Hochstromleitbahnen*. Ein neuer Ansatz basiert auf einer mit Oktaederlöchern versehenen kompakten Leitbahn. Die Oktaederlöcher teilen die gesamte Leitbahn in kleine Teilstücke. Dadurch kann Blechlängen-Effekt ausgenutzt werden, der nur für kurze Bahnen gilt. Die Stressgradienten am Ende eines Teilstückes bewirken einen Rückfluss, der der Elektromigration entgegen wirkt. Diese neue Struktur wurde in dem Patent *DE102011015162 A1* geschützt [20]. Im besten Fall wird die Elektromigration dabei komplett kompensiert. Von der Oktaederleitbahn wurden verschiedene Layoutvarianten erstellt. Sie unterscheiden sich durch die Breite und durch die Anzahl der Oktaederlöcher. Betrachtet wurden 3-ROW- (Abb. 7.4(a)), 5-ROW- (Abb. 7.4(b)) und 7-ROW-Oktaederleitbahnen (Abb. 7.4(c)). Die Zahl vor der Bezeichnung „X-ROW-Oktaederleitbahn“ gibt die Summe der ganzen Oktaederlöcher an. Somit ist die 7-ROW- die breiteste und die 3-ROW-Oktaederleitbahn die schmalste Leitbahn. Die drei Breitenvariationen sind in Abbildung 7.4 dargestellt. Neben den Breitenvariationen wurde auch die Füllung einzelner Oktaederlöcher variiert. Hierzu wurde jedes zweite Loch gefüllt. Eine 5-ROW-Oktaederleitbahn mit Füllungen zeigt Abbildung 7.4(d). Wie bei allen Oktaedermodellen konnte auch hier die Symmetrie zur Einsparung von Rechenzeit ausgenutzt werden. Die in der Ab-

bildung 7.4 dargestellten Strukturen wurde entlang der Leitbahn gespiegelt. Der applizierte Strom wurde auf 75 mA und die Umgebungstemperatur auf 240 °C festgelegt.

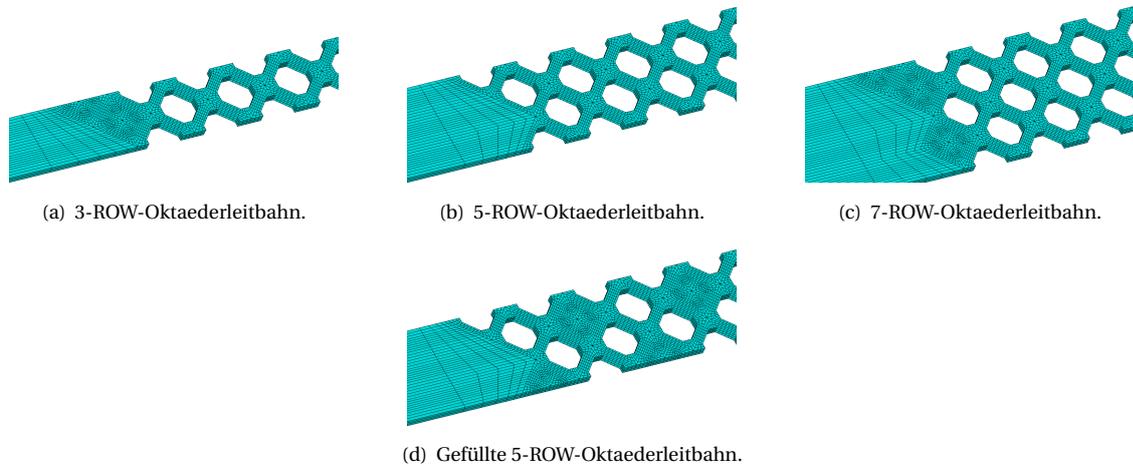


Abbildung 7.4: Layoutvariation der Oktaederleitbahn.

Die Temperaturverteilung für alle drei Leitbahnbreiten zeigt Abbildung 7.5. Die Temperaturdifferenz von der schmalsten (3-ROW) (Abb. 7.5(a)) zur mittleren Leitbahn (5-ROW) (Abb. 7.5(b)) beträgt ca. 40 K und die Differenz zwischen der 7-ROW- (Abb. 7.5(c)) und der 5-ROW-Octaederleitbahn beträgt weniger als die Hälfte, 16 K. Die höchste Temperatur ist am rechten Ende des simulierten Leitbahnviertels zu finden, was der Mitte einer ganzen Leitbahn entsprechen würde. Der Temperaturunterschied zwischen Maximum und Minimum fällt für die 3-ROW-Octaederleitbahn am größten aus. Dieser beträgt etwa 27 K. Der Unterschied fällt für die 5-ROW-Octaederleitbahn wesentlich geringer aus. Mit ca. 14 K ist er nur etwa halb so groß. Den geringsten Unterschied zeigt die 7-ROW-Octaederleitbahn mit etwa 8 K.

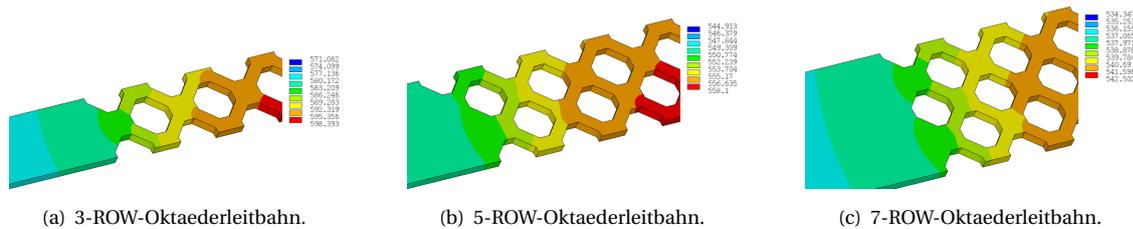


Abbildung 7.5: Verteilung der Temperatur ($I=75$ mA, $T=240$ °C).

Ähnlich wie bei der Temperaturverteilung zeigt die 3-ROW-Octaederleitbahn (Abb. 7.6(a)) den höchsten Temperaturgradienten. Dieser ist in etwa 2,2-mal so groß im Vergleich zu einer 5-ROW-Octaederleitbahn (Abb. 7.6(b)). Der Gradient der 5-ROW-Octaederleitbahn ist wiederum 1,7-mal so groß wie der einer 7-ROW-Octaederleitbahn (Abb. 7.6(c)). Der größte Gradient befindet sich jeweils im Übergang zum Oktaederteil der Leitbahn.

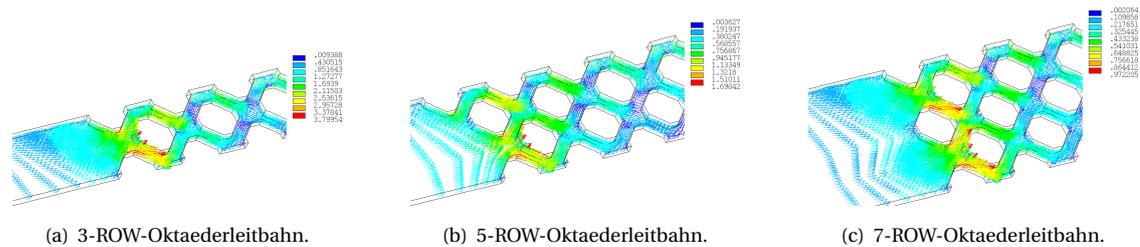


Abbildung 7.6: Verteilung der Temperaturgradienten ($I=75\text{ mA}$, $T=240\text{ °C}$).

Vergleicht man nun die Massenflussdivergenz (Abbildung 7.7) der drei Breitenvariationen miteinander, zeigt wie erwartet die 3-ROW-Octaederleitbahn die größte Massenflussdivergenz. Diese ist im Vergleich zur mittleren Bahn etwa 7-mal so stark. Die geringste Massenflussdivergenz zeigt die 7-ROW-Octaederleitbahn (Abb. 7.7(c)). Dieser Wert ist etwa um den Faktor 3 kleiner als die 5-ROW-Octaederleitbahn (Abb. 7.7(b)). Bei der 3-ROW- (Abb. 7.7(a)) und 5-ROW-Octaederleitbahn zeigt sich im Übergang zum Oktaederteil die größte Massenflussdivergenz. Dies ist auch der wahrscheinlichste Ort für einen möglichen Beginn einer Voidbildung. Bei der breitesten simulierten Bahn kommt noch eine weitere Stelle hinzu.

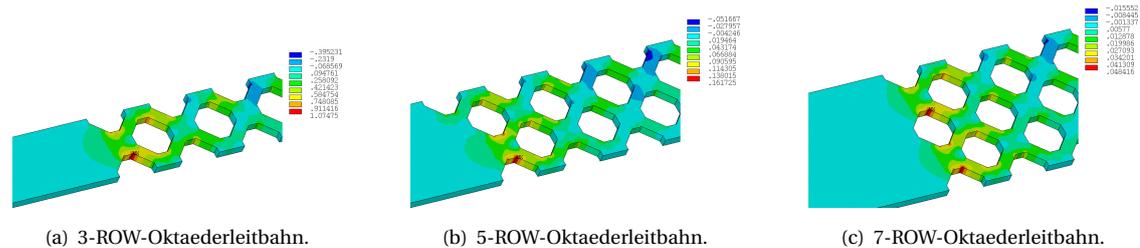
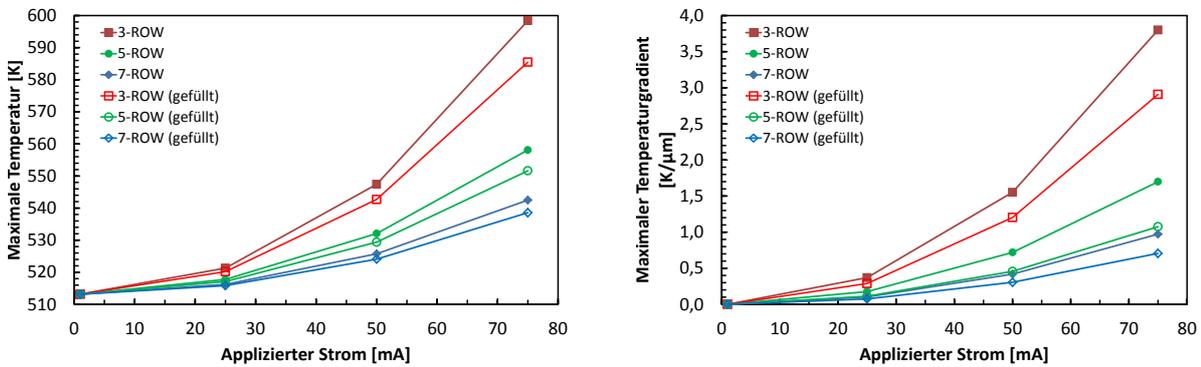


Abbildung 7.7: Verteilung der Stromdichte ($I=75\text{ mA}$, $T=240\text{ °C}$).

Die Temperaturentwicklung in Abhängigkeit vom applizierten Strom zeigt Abbildung 7.8(a). Wie zu erwarten war, zeigt die schmalste Bahn den höchsten Temperaturanstieg. Dieser ist um 4 K höher im Vergleich zur breitesten Bahn. Der Kühlungseffekt der Füllung ist daher ausgeprägter für schmale Leitbahnen im Vergleich zu der 7-ROW-Octaederleitbahn, die bereits ein großes Metallvolumen zur Kühlung aufweist. Beim Temperaturgradienten zeigt sich ein ähnliches Bild (Abb. 7.8(b)). Der höchste Gradient ist für eine 3-ROW-Octaederleitbahn zu erwarten. Gefüllte Bahnen zeigen generell einen niedrigeren Temperaturgradienten. Auffallend ist auch, dass eine gefüllte 5-ROW-Octaederleitbahn in etwa dieselbe Temperaturgradientenentwicklung aufweist wie eine 7-ROW-Octaederleitbahn ohne Füllung. Im Hinblick auf die Elektromigration dürfte deshalb eine niedrigere Temperatur und Temperaturgradient von Vorteil sein. Denn eine niedrigere örtliche Änderung der Temperatur bedeutet auch eine geringere Elektromigration. Jedoch werden auch mit jeder weiteren Füllung der Oktaederlöcher, die Anzahl der kurzen Leitbahnstücke reduziert. Dies bedeutet, dass der Blechlängen-Effekt weniger

zum Tragen kommt. Es ist also ein Kompromiss zu schaffen, der die Anzahl der Oktaederlöcher hoch hält, aber den Temperaturgradient gleichzeitig auf einem niedrigen Niveau lässt.

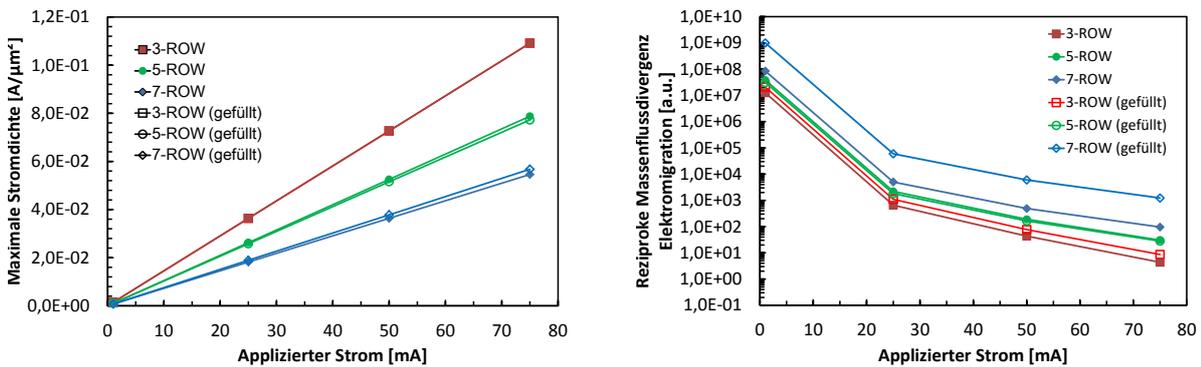


(a) Maximale Temperatur in Abhängigkeit vom appliziertem Strom.

(b) Maximaler Temperaturgradient in Abhängigkeit vom appliziertem Strom.

Abbildung 7.8: Maximale Temperatur und Temperaturgradient in Abhängigkeit vom appliziertem Strom.

Die Stromdichte zeigt einen nahezu linearen Anstieg über appliziertem Strom (Abb. 7.9(a)). Die höchste Stromdichte befindet sich bei der 3-ROW-Leitbahn. Dementsprechend ist auch die größte Lebensdauer von der 7-row-Leitbahn zu erwarten (Abb. 7.9).



(a) Maximale Stromdichte in Abhängigkeit vom appliziertem Strom.

(b) Maximale reziproke Massenflussdivergenz in Abhängigkeit vom appliziertem Strom.

Abbildung 7.9: Maximale Stromdichte und reziproke Massenflussdivergenz in Abhängigkeit vom appliziertem Strom.

Breitere Oktaederleitbahnen haben wie erwartet einen niedrigeren Temperaturanstieg als schmale Leitbahnen wie die 3-ROW-Oktaederleitbahn. Zudem bewirken Füllungen hier eine nicht so starke Temperaturabsenkung wie bei schmalen Leitbahnen. Dieses zeigt sich insbesondere bei hohen Strömen. Ähnlich verhält sich auch der Temperaturgradient. Die größten Temperaturgradienten findet man am Anfang der Oktaederleitbahn. Der Einfluss von Füllungen auf die maximale Stromdichte ist gering. Hier kann kaum ein Unterschied festgestellt werden. Die größte Stromdichte ist wieder im

Übergang zur Oktaederleitbahn zu finden, wo auf Grund dessen auch die größte Massenflussdivergenz und die höchste Wahrscheinlichkeit für eine Voidbildung zu erwarten ist.

7.3 DYNAMISCHE SIMULATION EINER OKTAEDERLEITBAHN

In diesem Abschnitt wird die dynamische Simulation und damit das Lochwachstum innerhalb der Metallisierung einer Oktaederleitbahn beschrieben. Untersucht wurde eine 5-ROW-Oktaederleitbahn entsprechend der Testbedingung mit einem applizierten Strom von 75 mA bei einer Umgebungstemperatur von 240 °C. Diese wurden gemäß der WLR-Testmethode angepasst. Die Degradation der Oktaederleitbahn zu einem fortgeschrittenen Zeitpunkt zeigt Abbildung 7.10. Die Voidbildung findet im Übergang von der Metallfläche zur Oktaederleitbahn statt. Zunächst beginnt die Degradation am unteren Steg (a), bis sich dieser elektrisch vollständig abschnürt. Dann geht die Degradation auf den mittleren Teil (b) über, bis auch dieser Steg vollständig von der Metallfläche getrennt wurde. Aus diesem Grund wurden in den darauffolgenden Diagrammen drei Zeitschritte ausgewählt, um den Degradationsfortschritt zu veranschaulichen. Diese sind 9, 27 und 42 von insgesamt 50 Zeitschritten. Schließlich kann der gesamte Strom nur noch über den oberen Steg abfließen, bis auch die Voidbildung diesen Teil von der Metallfläche getrennt hat, so dass keine elektrische Verbindung zwischen linker und rechter Seite mehr bestehen.

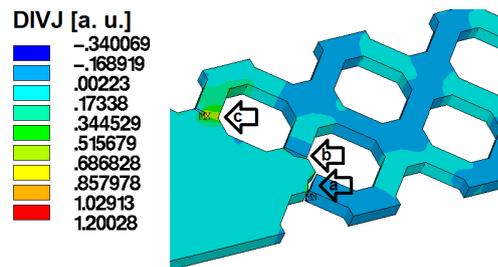


Abbildung 7.10: Massenflussdivergenzverteilung der Elektromigration [31].

Der Temperaturanstieg aufgrund der Abschnürung ist in Abbildung 7.11 dargestellt. Betrachtet wurden drei Zeitschritte, die in Abbildung 7.11(a), 7.11(b) und 7.11(c) zu sehen sind. Sie zeigen den Temperaturverlauf.

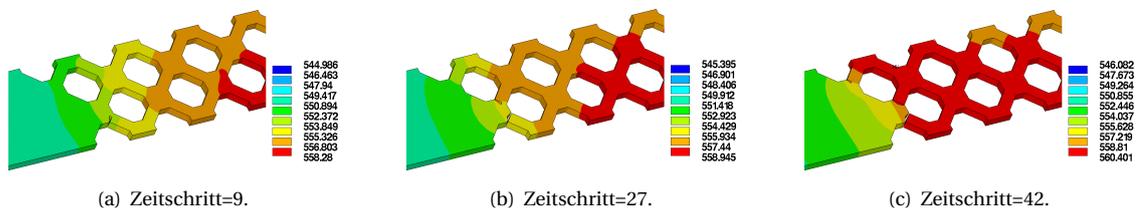


Abbildung 7.11: Verteilung der Temperatur zu unterschiedlichen Zeitschritten.

Aufgrund des im Übergang zum Oktaederteil vorherrschenden hohen Temperaturgradienten ist auch hier der Anfangsort der Elektromigration zu finden. Die Gegenüberstellung des Temperaturgradienten für unterschiedliche Zeitpunkte zeigt Abbildung 7.12. Deutlich ist zu erkennen, dass sich das Maximum des Temperaturgradienten vom unteren, zum mittleren und zum oberen Steg bewegt (Abb. 7.12(a), 7.12(b) und 7.12(c)).

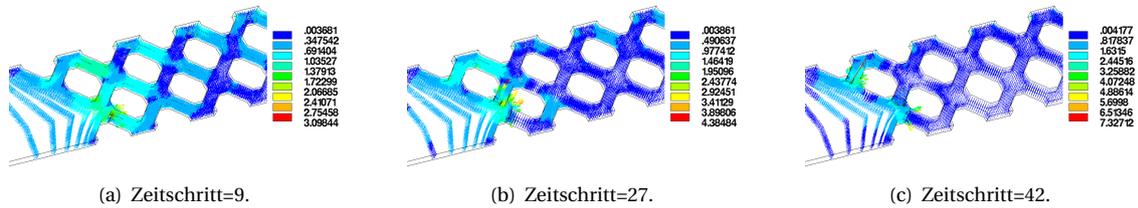


Abbildung 7.12: Verteilung der Temperaturgradienten zu unterschiedlichen Zeitschritten.

Ein ähnliches Verhalten zeigt auch die Stromdichte. Die Stromdichteverteilung zeigt Abbildung 7.13. Mit der kompletten Abschnürung des unteren Steges bewegt sich das Stromdichtemaximum zum mittleren Steg und schließlich zum oberen (Abb. 7.13(a), 7.13(b) und 7.13(c)).

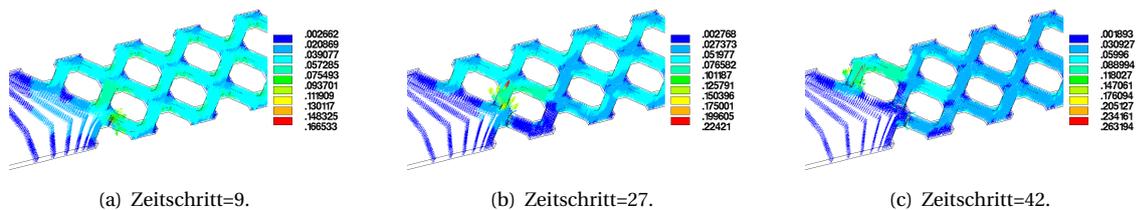
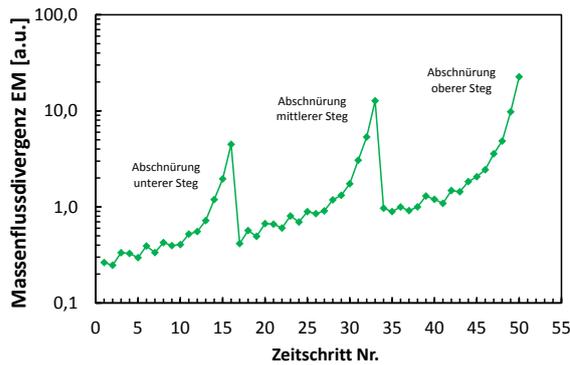
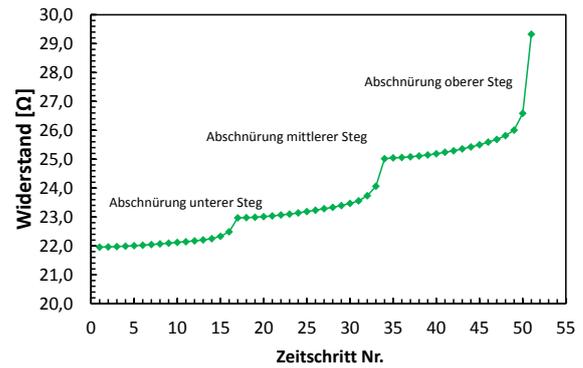


Abbildung 7.13: Verteilung der Stromdichte zu unterschiedlichen Zeitschritten.

Die maximale Massenflussdivergenz der Elektromigration über jeden Zeitschritt ist Abbildung 7.14(a) zu entnehmen. Grundsätzlich steigt der Wert der Massenflussdivergenz mit jedem Zeitschritt. Ein sprunghafter Anstieg ist kurz vor der Abschnürung eines Steges zu erkennen. Dieses Verhalten zeigt auch die Betrachtung des Ohmschen Widerstands. Der Verlauf ist in Abbildung 7.14(b) dargestellt. Mit fortschreitender Degradation der Oktaederleitbahn steigt auch der Widerstand.



(a) Massflussdivergenz Elektromigration in Abhängigkeit vom Zeitschritt.



(b) Widerstand über Zeitschritt.

Abbildung 7.14: Massflussdivergenz Elektromigration und Widerstand in Abhängigkeit vom Zeitschritt.

Die Simulation bestätigt das erwünschte Migrationsverhalten der Oktaederstruktur. Die Stege dienen dabei als Migrationsbarrieren, um eine Entschleunigung des Migrationsmechanismus zu erreichen. Dieses erwünschte Verhalten zeigt sich auch in der dynamischen Simulation, da die Voidbildung auch in der Simulation stegweise erfolgt. Das Layout, der hier vorgestellten Oktaederleitbahn, fand Eingang in den Herstellungsprozess. Dies zeigt, dass sich eine Simulationsanalyse für die Layoutoptimierung hervorragend eignet, da im Vorfeld der Untersuchung der gefüllten Bahnen keine Teststrukturen vorhanden waren.

7.4 VERGLEICH DER DEFORMATION EINER BREITEN KOMPAKTEN LEITBAHN ZUR OKTAEDERLEITBAHN

Im Folgenden wird der Vergleich der Deformation einer breiten kompakten Leitbahn zur Oktaederleitbahn untersucht. Um den thermo-mechanischen Unterschied einer Oktaederleitbahn zu einer breiten kompakten Leitbahn herauszustellen, wurde eine 5-ROW-Leitbahn mit einer breiten Leitbahn mit derselben optischen Breite verglichen. Als Aluminium-Abscheideprozess wurde der heiße Abscheideprozess (470 °C) gewählt. Deshalb fließt in diese Betrachtung auch die Vorspannung aus dem Herstellungsprozess mit ein. Die untersuchte Stromstärke beträgt für beide Leitbahnen 75 mA bei einer Testtemperatur von 240 °C. Dies bedeutet eine applizierte Stromdichte von $1,35 \text{ mA } \mu\text{m}^{-2}$. Messungen zeigen einen Temperaturanstieg von 47 °C zu der Umgebungstemperatur. Der hohe Anstieg der Temperatur ist durch die hohe applizierte Stromstärke begründet. Die Referenzpunkte für die Ermittlung der Werte für die Diagramme zeigt Abbildung 7.15. Links in der Abbildung sieht man die breite Leitbahn und rechts die dazugehörige Oktaederleitbahn mit derselben optischen Breite. Die Werte wurden unterhalb der Leitbahn entnommen.

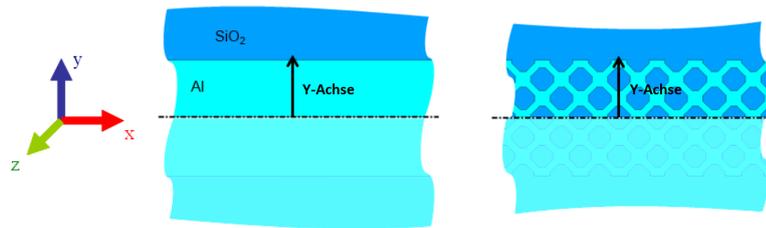
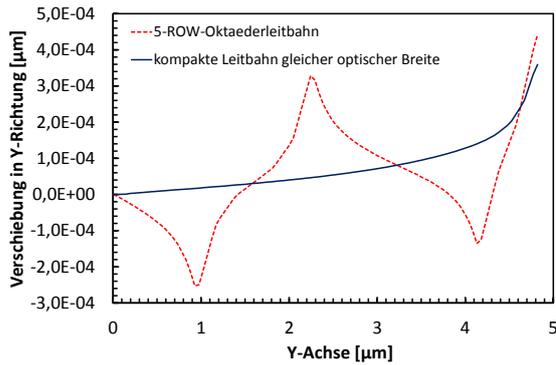
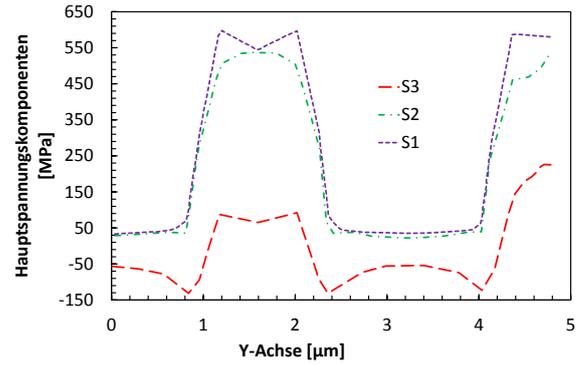


Abbildung 7.15: Referenzpunkt für eine breite kompakte Leitbahn (links) und Oktaederleitbahn (rechts) (Cyan=Al, Blau= SiO_2).

Die Verschiebung entlang der in Abbildung 7.15 dargestellten Y-Achse zeigt Abbildung 7.16(a). Die Nullposition befindet sich in der Mitte der Leitbahn. Eine breite Bahn zeigt zunächst eine leichte positive Verschiebung. Diese wird schließlich deutlich größer im Übergangsbereich zum Dielektrikum SiO_2 . Aufgrund der zwei unterschiedlichen Materialien SiO_2 und Al sieht die Verschiebung anders aus. Die Verschiebungskurve zeigt deshalb eine Zick-Zack-Linie aufgrund der unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten, die für Aluminium in etwa 47-mal stärker ausfällt als für das Dielektrikum SiO_2 . Deshalb zeigt die breite Leitbahn „nur“ einen Anstieg an der Kante zum Dielektrikum. Eine Oktaederleitbahn hingegen besteht aus mehreren Metall-Dielektrikum-Übergängen. Aus diesem Grund zeigt diese mehrere Maxima in positiver als auch in negativer Richtung. Im direkten Vergleich der absoluten Werte der beiden Bahnen findet man bei der Oktaederleitbahn die höheren Werte, die jedoch entgegengesetzt gerichtet sind. Die Verschiebung der Oktaederleitbahn beginnt in negativer Richtung, kehrt schließlich um und nimmt positive Werte an und verschiebt sich danach wieder in negativer Richtung. Im Übergang zum Dielektrikum steigt die Verschiebung noch einmal stark an wie bei der breiten Leitbahn. Die Hauptspannungen für die Oktaederleitbahn zeigt Abbildung 7.16(b). Sie sind die drei Normalspannungen S_1 , S_2 und S_3 , die zu einem Vektor zusammengefasst wurden. Sie sind die Eigenwerte der Spannungsmatrix und sind Voraussetzung für die Berechnung für Vergleichsspannungen wie z. B. die Von-Mises-Spannung. S_1 und S_2 zeigen positive Werte. Negative Werte werden für S_3 erwartet.



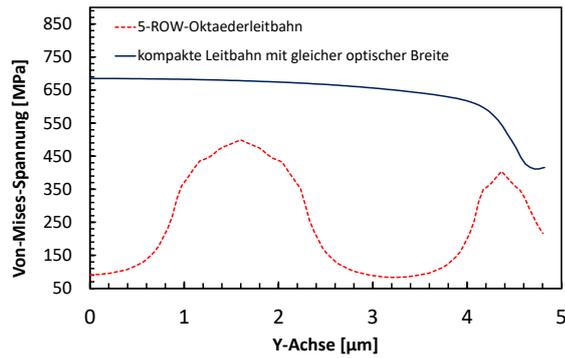
(a) Verschiebung in Y-Richtung über Y-Achse.



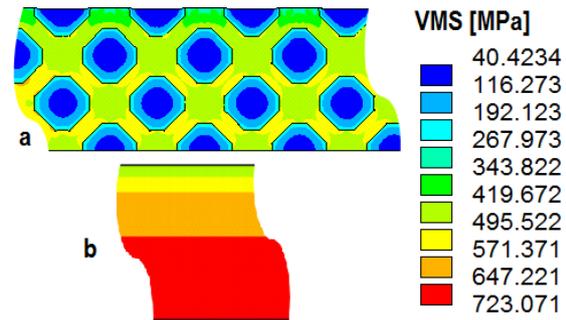
(b) Hauptspannungen über Y-Achse.

Abbildung 7.16: Verschiebung über Y-Achse und Hauptspannungen.

Die Von-Mises-Vergleichsspannung für beide Leitbahntypen zeigt Abbildung 7.17(a). Die Verschiebung der breiten Leitbahn entlang der Y-Achse beschreibt eine Kurve, die zur Kante des Dielektrikums leicht absinkt. Dabei sinkt die Spannung von etwa 680 MPa auf ca. 640 MPa. Im Unterschied dazu zeigt die Oktaederleitbahn deutlich geringere Werte. Aufgrund der Übergänge von Aluminium nach SiO_2 zeigt der Aluminiumteil der Oktaederleitbahn einen Anstieg der Vergleichsspannung. Im Vergleich dazu ist die Spannung im SiO_2 -Teil bis zu 6-mal geringer. Die Von-Mises-Spannung im direkten Vergleich stellt Abbildung 7.17(b) dar. Die obere Verteilung zeigt die Metallisierung einer Oktaederleitbahn inklusive dem dazwischen liegenden Dielektrikum. Die untere Verteilung stellt im Vergleich dazu die Von-Mises-Spannung für eine breite Leitbahn mit derselben optischen Breite dar. Die Skalierung der Farben ist angepasst. Deswegen ist ein direkter Vergleich der beiden Strukturen möglich. Hohe Spannungen werden für die Metallisierung der Oktaederleitbahn erwartet. Deutlich geringer fallen die Spannungswerte für das Dielektrikum (SiO_2) aus. Für eine breite Bahn wird die höchste Spannung in der Mitte erwartet. Die Werte sinken jedoch je näher man sich der oberen Kante nähert. Vergleicht man nun die maximalen Werte, so sind diese für die Oktaederleitbahn um 15 % geringer.



(a) Von-Mises-Spannung über Y-Achse.



(b) Von-Mises-Spannungsverteilungen für Oktaederleitbahn (a) und breite Leitbahn (b) ($I=75\text{ mA}$, $T=240\text{ °C}$).

Abbildung 7.17: Von-Mises-Spannung über Y-Achse und Von-Mises-Spannungsverteilungen für Oktaederbahn (a) und breite Leitbahn (b).

Vergleicht man die Verschiebung in Y-Richtung der beiden Leitbahnen, so fällt insbesondere bei der Oktaederleitbahn die Verschiebung in positiver und negativer Richtung auf. Im direkten Vergleich der Von-Mises-Spannung einer kompakten Leitbahn zu einer Oktaederleitbahn fällt auf, dass die Werte der Oktaederleitbahn unter denen der kompakten Leitbahn liegen.

7.5 ZUSAMMENFASSUNG

Hochstromleitbahnen sind besonders kritisch anzusehen, da sie besonders hohe Stromdichten und Temperaturen aufweisen. Deshalb ist es hier besonders schwierig die Elektromigration unter elektrischer und thermischer Belastung zu unterdrücken. Die Oktaederleitbahn ist ein neues Layout-Konzept von Hochstromleitbahnen. Im direkten Vergleich mit einer breiten Leitbahn tritt in der Simulation eine deutlich geringere mechanische Spannung auf. Dieses zeigt sich auch in der Simulation beim direkten Vergleich einer Oktaederleitbahn zu einer kompakten Leitbahn. Die verwendeten Worst-Case-Szenarios in den Simulationen geben Aufschluss über das thermisch-elektrische und thermo-mechanische Verhalten. Die Dynamische Simulation bestätigt, dass die Stege als Migrationsbarrieren fungieren und die Degradation durch die Voidbildung sukzessive, d. h. Steg für Steg erfolgt. Im direkten Vergleich zu einer homogen gefüllten kompakten Leitbahn und im Vergleich zu einer Leitbahn mit rechteckigen Aussparungen lässt sich feststellen, dass auch die Rechteckleitbahn mehrere mögliche Stellen für die Voidbildung wahrscheinlich sind. Bei Betrachtung der mechanischen Eigenschaften zeigen geschlitzte Leitbahnen niedrigere Werte in Bezug auf die Von-Mises-Spannung und Delamination. Die Rechteckleitbahn weist besonders hohe Werte in den Ecken der Aussparungen auf. Dieses kann zur Rissbildung der Metallisierung führen.

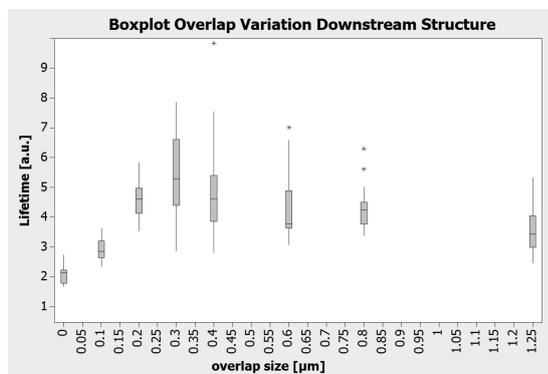
Mehrlagige Teststrukturen mit Durchkontaktierung

Mehrlagige Teststrukturen sind bezüglich ihres Migrationsverhaltens in der Regel besonders kritisch. Während die Migration bei Leitbahnen vornehmlich entlang der Korngrenzen erfolgt, ist die Massenflussdivergenz bei mehrlagigen Metallisierungen durch die Querschnittsveränderungen zwischen Durchkontaktierung und Leitbahn begründet. Aus diesem Grund wurden unterschiedliche Geometrievariationen näher untersucht. Zum einen ist dies eine Simulation zur Charakterisierung in Bezug auf die Überlappung der M1-Metallisierung zur Durchkontaktierung, zum anderen eine Untersuchung zur relativen Lage der Durchkontaktierung zur M2-Metallisierung. Das Verhalten der Überlappung wurde an einem Modell einer Downstream-Struktur durchgeführt und das Verhalten einer VIA-Verschiebung anhand eines Modells einer Upstream-Struktur näher betrachtet. Hier wurden die thermisch-elektrischen sowie die thermo-mechanischen Eigenschaften näher untersucht. Des Weiteren findet auch ein Vergleich der Lebensdauer mit Messungen statt.

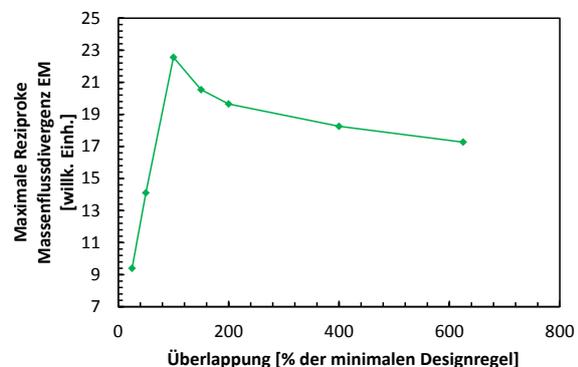
8.1 ÜBERLAPPUNG DER DURCHKONTAKTIERUNG

In diesem Abschnitt wird die Überlappung der Durchkontaktierung untersucht. Aufgrund der Messungen wurde festgestellt, dass es eine optimale Überlappung gibt, die eine für die Struktur maximale Lebensdauer verspricht [33]. Gemäß den Designregeln für einen 0,35 µm CMOS-Prozess wurden verschiedene Messungen an Strukturen mit unterschiedlicher Überlappung durchgeführt. Ein Boxplot zeigt die Lebensdauererwartung der getesteten Strukturen. Die Überlappung ist der Abstand zwischen Wolfram-Durchkontaktierung und M1-Metalllage (siehe Abbildung 5.4(c)). Dieses Maß bestimmt gleichzeitig auch die Größe der Metallfläche. Eine große Überlappung bedeutet daher auch eine große Auflagefläche. Die Größe der Durchkontaktierung bleibt dabei unverändert. Grundlage dieser Simulationsreihe ist ein Modell mit Durchkontaktierung bestehend aus zwei Metalllagen (M1 und M2), die mit einer Durchkontaktierung aus Wolfram verbunden sind. Dadurch kann der applizierte Strom, der auf 15 mA festgelegt wurde, von der M2-Metalllage durch die Wolfram-Durchkontaktierung in die M1-Metalllage fließen. Die Substrattemperatur wurde auf 240 °C festgelegt. Die Einflüsse der Elektromigration wurden dabei für die beiden Metalllagen berechnet, da die Berechnung der Elektromigration der Durchkontaktierung, aufgrund der hohen Aktivierungsenergie von Wolfram, vernachlässigt werden kann. Daher dient die Durchkontaktierung als eine Diffusionsbarriere. Deutlich ist ein Maximum zu erkennen (Abb. 8.1(a)). Der Median-Wert der Messung mit einer Überlappung von 150 % liegt deutlich über den anderen Werten. Die nach oben verschobene Lage des oberen Quartil dieser Testreihe bestätigt diesen Trend. Teststrukturen mit einer Überlappung von 150 % zeigen daher die höchste Lebensdauer. Kleinere, aber auch größere Überlappungen weisen eine deutlich geringere

Lebensdauer auf, wobei für kleinere Überlappungen die Lebensdauer deutlich geringer ausfällt als für größere Überlappungen. Simulationen auf Grundlage dieser Teststrukturen bestätigen diesen Trend. Zum Vergleich wurde der reziproke Wert der Massenflussdivergenz der Elektromigration herangezogen (siehe Abbildung 8.1(b)). Der reziproke Wert kann als eine vereinfachte Form der Lebensdauerabschätzung der Elektromigration betrachtet werden. Dies ist unter anderem auch damit begründet, dass die Geometrie der Durchkontaktierung keinen Einfluss auf die Elektromigration hat. Der Kurvenverlauf zeigt, ähnlich wie im Boxplot der Messreihe, ein Maximum bei 100 %. Des Weiteren stimmt der steile Anstieg links des Maximums und die weniger stark abfallende Kurve rechts des Maximums gut mit den Messwerten überein. Das verschobene Maximum lässt sich mit der idealisierten Betrachtungsweise und der Beschränkung auf Elektromigration als Ausfallgrund erklären. Deshalb zeigen Messung und Simulation eine gute Übereinstimmung. Betrachtet man die Simulation nun etwas genauer, lässt sich eine differenzierte Betrachtung durchführen.



(a) Messung der Lebensdauer der Downstream-Teststrukturen.



(b) Reziproke maximale Massenflussdivergenz Elektromigration.

Abbildung 8.1: Messung der Lebensdauer und reziproke maximale Massenflussdivergenz Elektromigration.

Die Abbildung 8.2 zeigt die Divergenz der Elektromigration für drei ausgewählte Fälle. Links zu sehen ist die Verteilung für einen Fall mit geringer Überlappung. Das Maximum befindet sich an der Übergangsstelle zwischen Metallfläche und Leitbahn in der M1-Metalllage. Das mittlere Bild zeigt eine mittlere Überlappung (Abb. 8.2(b)). Hier ist deutlich zu erkennen, dass sich das Maximum nun unterhalb der Durchkontaktierung befindet, was auch für den Fall mit größter Überlappung gilt (Abb. 8.2(c)).

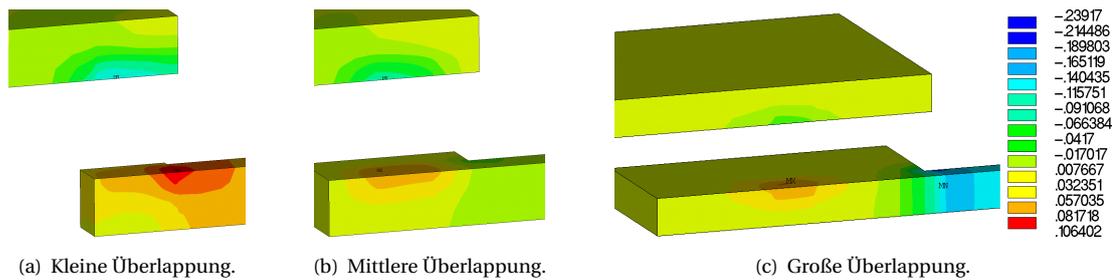


Abbildung 8.2: Massenflussdivergenzverteilung für unterschiedliche Überlappungsvarianten.

Die Temperaturentwicklung in Abhängigkeit der unterschiedlichen Überlappungsvarianten zeigt [Abbildung 8.3\(a\)](#). Die rote Kurve zeigt dabei die maximale Temperatur, die am Ende von M1-Schicht bestimmt werden konnte. Die blaue Linie zeigt die Temperaturentwicklung unterhalb der Durchkontaktierung. Die beiden Kurven divergieren mit größer werdender Überlappung. Für eine Überlappung von 625 % bedeutet dieses einen Temperaturunterschied von 4 °C. Die grüne Kurve hingegen zeigt die Temperaturentwicklung in der M2-Lage. Im Vergleich zu den simulierten Temperaturen der M1-Schicht fallen die Werte deutlich geringer aus. Dieser Unterschied wird besonders bei kleinen Überlappungen deutlich. Betrachtet man die örtliche Temperaturänderung, den Temperaturgradienten (siehe [Abbildung 8.3\(b\)](#)), ist die Entwicklung umgekehrt. D. h. mit größer werdender Metallfläche wächst auch der Temperaturunterschied. Betrachtet wurden hierbei der maximale Gradient in der M1-, M2-Metalllage und an der Stelle unterhalb der Durchkontaktierung. Ein hoher Gradient wird daher für die Struktur mit der größten Überlappung erwartet, der genau am Übergang von der Metallfläche zur Leitbahn auftritt. Die größten Temperaturgradienten konnten oberhalb der Durchkontaktierung lokalisiert werden. Die Temperaturgradienten für unterschiedliche Überlappungen und verschiedene Orte zeigt [Abbildung 8.3\(b\)](#). Der Einfluss der Metallfläche der M1-Lage auf den Temperaturgradienten in der M2-Schicht (grüne Kurve) ist deutlich zu erkennen. Mit größer werdender Fläche sinkt der maximale Temperaturgradient. Die rote Kurve zeigt die Temperaturgradiententwicklung in der M1. Diese weist bei einer Überlappung von 100 % den geringsten Gradienten auf. Der ort des Maximums in der M1-Metalllage ändert sich. Zunächst befindet sich das Maximum an der linken Kante der Fläche und bewegt sich mit steigender Metallfläche in Richtung der Durchkontaktierung und verbleibt schließlich am Übergang zur Leitbahn.

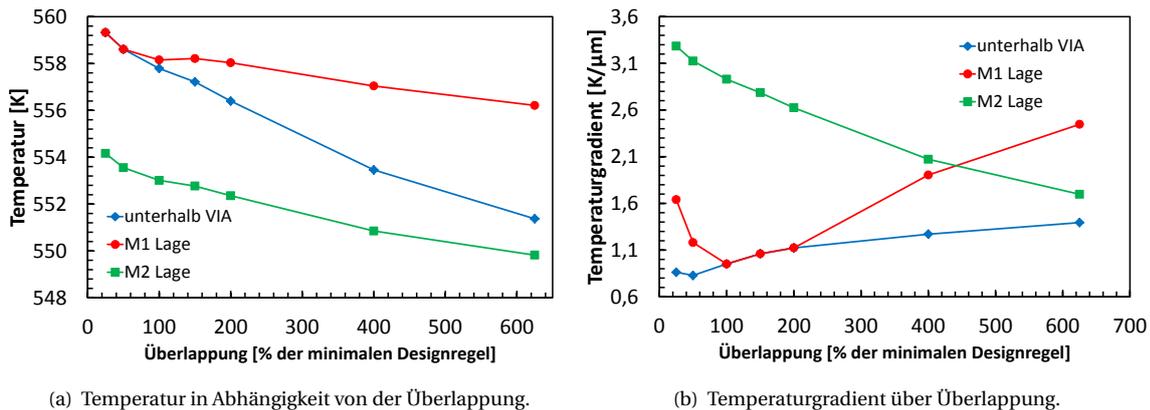


Abbildung 8.3: Temperatur und Temperaturgradient in Abhängigkeit von der Überlappung.

Die Temperaturverteilungen für drei unterschiedliche Flächen findet man in [Abbildung 8.4](#). Die gezeigte Struktur links weist die geringste Größe auf ([Abb. 8.4\(a\)](#)). Hier wird auch die höchste Temperatur erwartet. Weil mit steigender Metallfläche sich auch die Wärmeabfuhr verbessert, sinkt die maximale Temperatur. Hiervon ist besonders stark die Temperatur in der M1-Metalllage betroffen. Im Vergleich weist die Struktur mit der kleinsten Fläche zur Struktur mit der größten Überlappung ([Abb. 8.4\(c\)](#)) einen Unterschied von 8 °C auf. Eine mittlere Überlappung zeigt [Abbildung 8.4\(b\)](#).

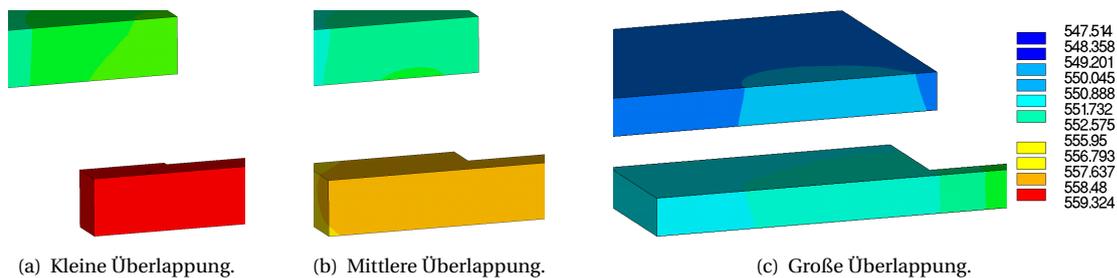


Abbildung 8.4: Temperaturverteilung für unterschiedliche Überlappungsvarianten.

Die Temperaturgradientenverteilung zeigt [Abbildung 8.5](#). Links befindet sich der Fall mit der kleinsten Überlappung ([Abb. 8.5\(a\)](#)). Die größten Gradienten sind hierbei in der Metalllage M2 zu finden. Ein ähnliches Bild zeigt auch die Verteilung in der Mitte mit einer mittleren Überlappung ([Abb. 8.5\(b\)](#)). Der Temperaturgradient fällt hier etwas geringer aus. Im Fall ganz rechts mit der größten Überlappung ([Abb. 8.5\(c\)](#)) sieht man, dass der Wert des Gradienten oberhalb der Durchkontaktierung weiter gesunken ist. Zu erkennen ist aber auch, dass der Gradient unterhalb der Durchkontaktierung gestiegen ist. In ähnlicher Größenordnung hat sich auch im Übergangsbereich zwischen Metallfläche und Leitbahn ein Gradient gleicher Größenordnung entwickelt.

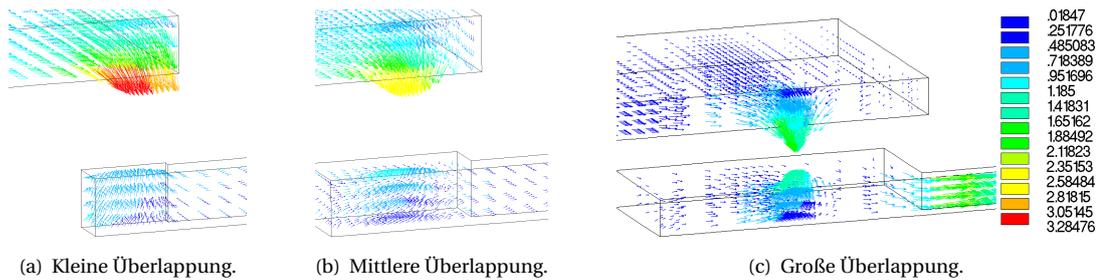


Abbildung 8.5: Temperaturgradientenverteilung für unterschiedliche Überlappungsvarianten.

Die Entwicklung der Stromdichte in Abhängigkeit von der Überlappung zeigt Abbildung 8.6. Bei den Maximalwerten für M1 (rote Kurve) bzw. M2 (grüne Kurve) ändert sich bei unterschiedlicher Überlappung nur sehr wenig. Im direkten Vergleich wird die größere Stromdichte in der M1-Metalllage gefunden. Die blaue Linie im Diagramm stellt die Stromdichte unterhalb der Durchkontaktierung dar. Die Stromdichte sinkt in Abhängigkeit von der Überlappung.

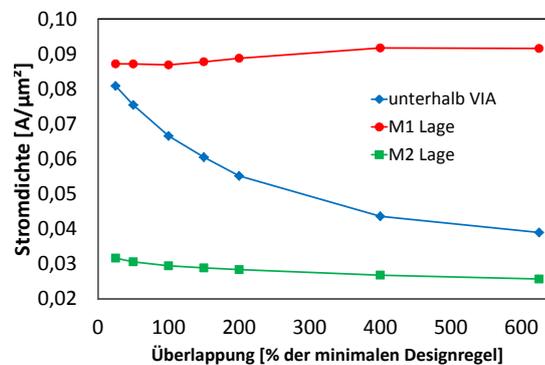


Abbildung 8.6: Stromdichte in Abhängigkeit von der Überlappung.

Die hydrostatische Spannungsverteilung zeigt Abbildung 8.7. Links zu sehen ist die Spannungsverteilung für eine kleine Überlappung (Abb. 8.7(a)). Größere Werte sind innerhalb der Leitbahn M1 zu finden. Zum Rand hin fällt die Spannung deutlich ab. Das Bild in der Mitte zeigt eine mittlere Überlappung (Abb. 8.7(b)). Gut zu erkennen ist das Maximum, das sich unterhalb der Durchkontaktierung in der Metallisierung befindet. Dies ist auch für den Fall mit der größten Überlappung so (Abb. 8.7(c)). Hier ist zudem noch ein deutlicher Anstieg zu verzeichnen.

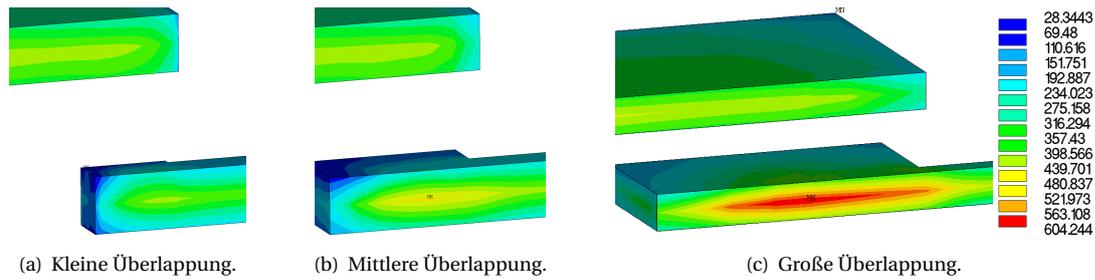
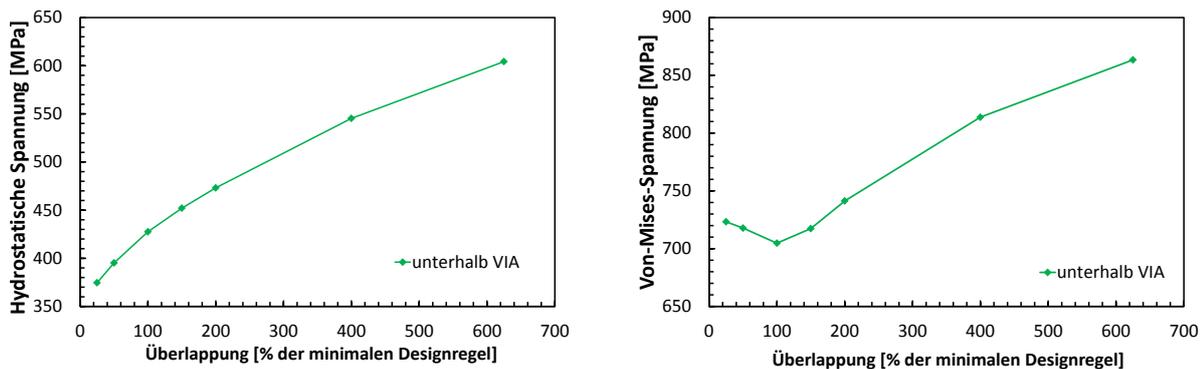


Abbildung 8.7: Hydrostatische Spannungsverteilung für unterschiedliche Überlappungsvarianten.

Den Anstieg der hydrostatischen Spannung in Abhängigkeit von der Überlappung zeigt Abbildung 8.8(a). Mit steigender Überlappung wächst auch die Spannung. Dieses zeigt sich auch bei der Betrachtung der Von-Mises-Spannung (Abbildung 8.8(b)). Die Spannung steigt mit größer werdender Überlappung an. Dieser Anstieg fällt jedoch im Vergleich zur hydrostatischen Spannung geringer aus. Der andere Unterschied ist, dass der Wert der geringsten Spannung nicht bei der geringsten Überlappung zu finden ist, sondern bei einer Überlappung von 100 %.



(a) Hydrostatische Spannung in Abhängigkeit von der Überlappung.

(b) Von-Mises-Spannung in Abhängigkeit von der Überlappung.

Abbildung 8.8: Hydrostatische und Von-Mises-Spannung in Abhängigkeit von der Überlappung.

Simulation und Messung zeigen deutlich, dass es eine optimale Überlappung gibt, die eine maximale Lebensdauer garantiert. Unter anderem ist dafür der niedrigere Temperaturgradient unterhalb der Durchkontaktierung verantwortlich. Dieses Ergebnis zeigt deutlich, dass mithilfe der Simulationsuntersuchungen eine Interpretation der Fehlermechanismen bzw. des thermisch-elektrischen und thermo-mechanischen Verhaltens möglich ist.

8.2 VERSCHIEBUNG DER DURCHKONTAKTIERUNG

Im Folgenden Abschnitt wird die Verschiebung der Durchkontaktierung im Hinblick auf ihre Lage gegenüber der Metallisierung untersucht. Das vernetzte Grundmodell, das für diese Untersuchung ver-

wendet wurde, zeigt Abbildung 8.9. Die Testtemperatur wurde auf 240 °C und der applizierte Strom auf 10 mA festgelegt. Die höchste Temperatur wurde in der oberen M2-Metallisierung gefunden. Diese liegt bei 259 °C. Das entspricht einer maximalen Temperaturerhöhung von 19 °C über der Testtemperatur von 240 °C. Die Temperaturverteilung in der M1-Lage kann als homogen betrachtet werden, da in dieser Lage der Temperaturwert um etwa 1 °C schwankt. Daher sind auch die Temperaturverteilungen im Vergleich untereinander sehr ähnlich. Hohe Temperaturgradienten werden unterhalb der Wolfram-Durchkontaktierung erwartet. Die obere Metallisierung zeigt hingegen nur niedrige lokale Temperaturunterschiede. Die größten Stromdichten sind in der oberen Metallisierung zu finden, sie befinden sich im Übergang von der Durchkontaktierung in die schmale Leitbahn.

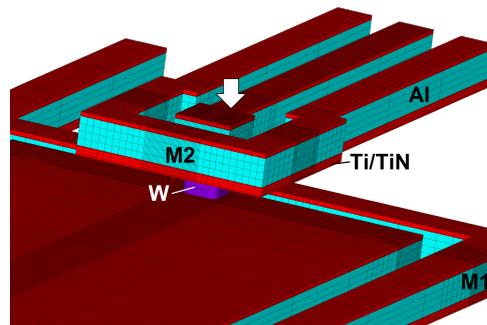


Abbildung 8.9: Zweilagige Metallisierung einer Upstream-Struktur ohne umgebendem Dielektrikum (rot=Ti/TiN Barriere, violett=Wolfram-Durchkontaktierung, hellblau=Aluminium).

Die Massenflussdivergenzverteilung zeigt Abbildung 8.10. Die Skalierung der Massenflussdivergenz ist bei allen drei Szenarien gleich, damit eine gute Vergleichbarkeit untereinander gewährleistet ist. Das Szenario 1 zeigt den symmetrischen Fall (Abb. 8.10(a)). Hier treten auch die geringsten Massenflussdivergenzwerte auf. Das Maximum ist dabei oberhalb der Durchkontaktierung zu finden. Beim zweiten Szenario in der Mitte (Abb. 8.10(b)) wurde die Durchkontaktierung in Richtung Leitbahnende verschoben. Ein Maximum befindet sich leicht versetzt zum vorherigen Fall auch wieder oberhalb der Durchkontaktierung. Die Werte insgesamt sind deutlich größer als zum vorherigen Fall. Der letzte Fall ist die Verschiebung in Richtung der Leitbahnenecke (Abb. 8.10(c)). Hier sind die größten Werte zu erwarten. Eine Fläche mit hohen Divergenzwerten erstreckt sich dabei vom Leitbahnende in Richtung des Übergangs. Im direkten Vergleich ist deshalb die größte Voidbildung von dem Szenario mit der größten Verschiebung (Szenario 7) zu erwarten.

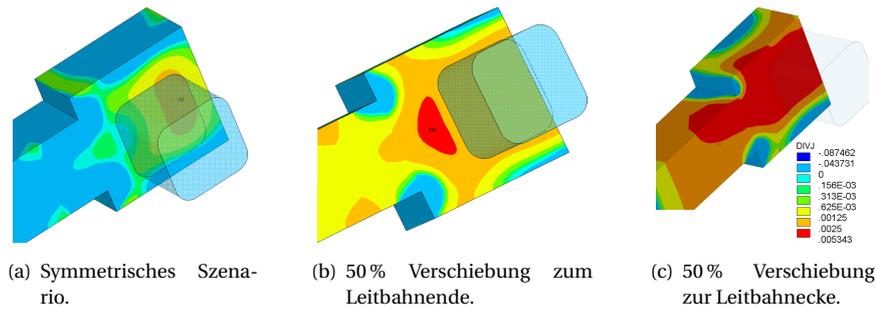


Abbildung 8.10: Massenflussdivergenzverteilung Elektromigration für ausgewählte Szenarien.

Die durch Simulationen ermittelte Lebensdauer in Abhängigkeit von der Verschiebung der Durchkontaktierung zeigt Abbildung 8.10. Die Lebensdauererwartung wird in diesem Fall in Abhängigkeit von dem reziproken Wert der Massenflussdivergenz der Elektromigration abgeschätzt. Die Erwartung war, dass sich die Größe der Verschiebung proportional zur Lebensdauer verhält. Das bedeutet je stärker die Verschiebung des VIAs ist, desto geringer ist die Lebensdauer. Diese Hypothese konnte durch die Simulation bestätigt werden. Das symmetrische Szenario stellt daher den Fall mit der größten Lebensdauererwartung dar. Vergleicht man nun diese Ergebnisse mit den Ergebnissen aus den Messungen, wird diese Vermutung nicht bestätigt. Eine Abhängigkeit lässt sich aus den Messergebnissen (Abbildung 8.11(b)) nicht erkennen.

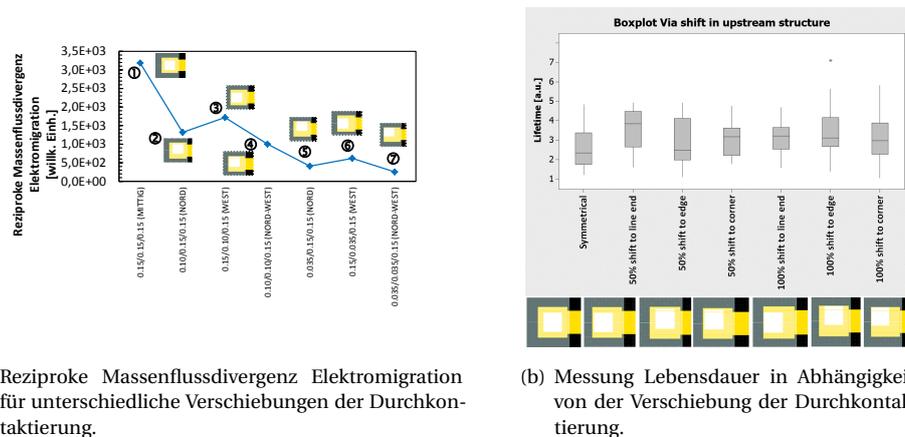


Abbildung 8.11: Reziproke Massenflussdivergenz Elektromigration und Messung Lebensdauer für unterschiedliche Verschiebungen der Durchkontaktierung einer Upstream-Struktur.

Das symmetrische Szenario zeigt die geringste Lebenserwartung. Eine Abhängigkeit der Lebensdauererwartung aus der Verschiebung der Durchkontaktierung lässt sich nicht ableiten. Vermutlich hängt die Abhängigkeit auch mit der hydrostatischen Spannung zusammen, dessen Maximum in der M1-Metalllage ermittelt werden konnte. Die größten Spannungsgradienten hingegen werden in der M2-Metalllage erwartet. Dieses ist vermutlich die Erklärung der Diskrepanz der beiden Ergebnisse.

Die Messwerte der Lebensdauererwartung sind in Abbildung 8.12 dargestellt. Für den symmetrischen Fall wird hier die größte Lebensdauer erwartet. Je mehr verschoben wird, desto geringer fällt diese aus.

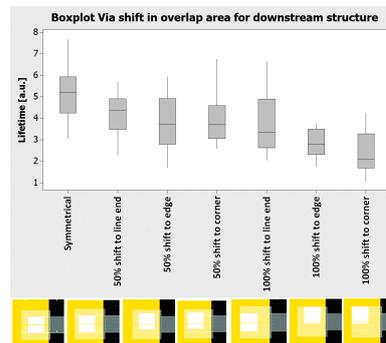


Abbildung 8.12: Lebensdauer in Abhängigkeit von der Verschiebung der Durchkontaktierung einer Downstream-Struktur.

Die Hypothese für die Abhängigkeit der Verschiebung der Durchkontaktierung war, dass je stärker die Verschiebung, desto geringer die Lebensdauer der zweilagigen Metallisierungsstruktur. Diese Hypothese konnte auch mit den Simulationen bestätigt werden. Die Messungen bestätigten diesen Zusammenhang nicht. Vermutlich würde ein tieferer Einblick in die Technologie der Fertigung mehr Klarheit bringen, um die Zusammenhänge besser beurteilen zu können. Auch hier zeigt sich, wenn auch nur für die Upstream-Struktur, dass die Simulationsuntersuchung Einblick der Geometrie auf thermisch-elektrische Verhalten gibt.

8.3 ZUSAMMENFASSUNG

Die geometrische Variation der Überlappung einer zweilagigen Struktur hat ergeben, dass es eine optimale Überlappung zwischen Durchkontaktierung und M1-Metalllage gibt, die die höchste Lebensdauer verspricht. Ein weiterer Vorteil ergibt sich beim Design, da die Überlappung nicht so groß wie möglich gewählt werden muss. Simulation und Messung zeigen hier eine sehr gute Übereinstimmung. Die Verschiebung der Durchkontaktierung hat einen wesentlichen Einfluss auf die Lebensdauer einer zweilagigen Teststruktur. Die Hypothese war, dass je stärker die Verschiebung ist, desto geringer ist die Lebensdauer. Dieses Verhalten zeigte auch die Simulation konnte, aber nicht durch Messungen bestätigt werden. Die Gründe für die Abweichung sind in der verwendeten Technologie der Fertigung zu suchen. Vermutlich ist der Zusammenhang wesentlich komplexer als eine reine Betrachtung der Elektromigration.

Elektronische Applikationen werden immer leistungsfähiger. Die Zuverlässigkeit des Systems muss dennoch gewährleistet sein. Diese sollte nach Möglichkeit bereits während des Entwurfs vorhergesagt werden können. Um dieses Ziel zu Erreichen bedarf es der Optimierung aller Parameter, die für den Entwurf und die Fertigung notwendig sind. Eine neue Herausforderung besteht auch beim Entwurf von Hochstromleitbahnen. Mithilfe der finiten-Elemente-Methode ist es möglich Degradationseffekte zu Berechnen und somit Herstellung und Layout zu optimieren. Im Fokus stehen hierbei Aluminium-Metallisierungen, die hier hinsichtlich höherer Temperaturen und höherer Ströme verbessert werden. In dieser Arbeit wurden einlagige und mehrlagige Teststrukturen unter beschleunigten Testbedingungen mit appliziertem Gleichstrom thermisch-elektrisch sowie thermo-mechanisch charakterisiert. Für ausgewählte Fälle wurden die Massenflussdivergenzen aufgrund von Elektro- (EM) und Thermomigration (TM) mit Messungen verglichen. Die Betrachtung der reziproken Massenflussdivergenz der Elektromigration dient dabei als Indikator für die Lebensdauer.

Zunächst wurde der Einfluss von Leitbahnhöhen und Leitbahnbreiten auf das thermisch-elektrische bzw. thermo-mechanische Verhalten von kompakten Leitbahnen näher untersucht. Die reziproke Massenflussdivergenz bei konstantem appliziertem Strom steigt mit zunehmender Schichtdicke. Ebenfalls steigt auch die mechanische Spannung mit größer werdender Schichtdicke. Wird nun in einer weiterführenden Untersuchung der applizierte Strom der Breite nach angepasst, zeigt die reziproke Massenflussdivergenz der Elektromigration, dass für schmalere Bahnen eine deutlich höhere Lebensdauer zu erwarten ist. Bei der Betrachtung der mechanischen Spannung fällt auf, dass diese mit breiter werdender Leitbahn abnimmt. Die Abnahme ist mit der höheren Temperatur von breiten Leitbahnen zu erklären. Die gewonnenen Erkenntnisse können in den Layoutprozess integriert werden.

Beim Herstellungsprozess ist die Abscheidetemperatur für das Aluminium ein großer Einfluss auf die intrinsische mechanische Spannung der Leitbahn. Aufgrund der Komplexität des Herstellungsprozesses lässt sich die mechanische Spannung nicht mit einer einzigen Referenztemperatur beschreiben. Aus diesem Grund ist es notwendig den Herstellungsprozess in den Simulationen zu berücksichtigen. Dies war der Anlass unterschiedliche Herstellungsprozesse zu untersuchen und zu vergleichen. Der Prozess mit der niedrigsten Abscheidetemperatur für Aluminium zeigte auch die niedrigste mechanische Spannung. Andere herstellungsbedingte Einwirkungen auf das thermisch-elektrische und thermo-mechanische Verhalten sind überätzte Leitbahnen. Hierbei wird nicht das ideale rechteckige Profil der Leitbahn erreicht, wodurch die Seiten der Leitbahn angeschrägt sind. Dadurch sinkt das nutzbare Volumen der Leitbahn. Dieses verursacht einen deutlichen Temperaturanstieg, sowie auch einen erheblichen Anstieg des Temperaturgradienten und der Stromdichte. Dies bedeutet auch einen Anstieg der reziproken Massenflussdivergenz der Leitbahn. Eine Kompensation gelingt mit einer brei-

teren Leitbahn. Dabei wurde die Leitbahn so weit verbreitert, dass sie trotz Anströmung das gleiche Volumen wie eine ideale rechteckige Leitbahn hat. Dadurch ist es möglich ein ähnliches thermisch-elektrisches Verhalten zu erzeugen. Bei der Herstellung von integrierten Schaltkreisen können intermetallische Phasen wie z. B. TiAl_3 entstehen. Die elektrischen und mechanischen Eigenschaften unterscheiden sich deutlich von denen der Ausgangsstoffe Titan und Aluminium. Erstmals wurden in einer modifizierten Prozesssimulation daher die intrinsische Spannung unter Berücksichtigung von TiAl_3 bestimmt. Es fällt auf, dass die hydrostatische Spannung schon bei niedrigen Strömen deutlich höher ausfällt. Umgekehrt dazu verhält sich die Von-Mises-Spannung, die geringere Werte aufweist. Die geringere elektrische Leitfähigkeit von TiAl_3 lässt die Temperatur in der Leitbahn stark ansteigen. Dieses Verhalten findet man auch im Anstieg der Massenflussdivergenz wieder. Aus diesem Grund wurde der Einfluss der Thermomigration näher untersucht und mit der Massenflussdivergenz der Elektromigration verglichen. Dabei kann man der Thermomigration einen gewissen Einfluss zuschreiben. Dieses zeigt sich auch durch die unterschiedlichen Maxima, die sich an unterschiedlichen Stellen der Leitbahn befinden. Im direkten Vergleich ist dennoch der Einfluss der Elektromigration höher zu bewerten.

Neue Anwendungsgebiete erfordern auch neue Konzepte. Erstmals wurde in dieser Arbeit ein neues Konzept für Hochstromleitbahnen untersucht. Hochstromleitbahnen sind besonders kritisch zu betrachten. Sie weisen hohe Stromdichten und Temperaturen auf. Es stellt dabei eine besondere Herausforderung dar die Elektromigration unter elektrischer und thermischer Belastung zu unterdrücken. Oktaederleitbahnen sind ein neues Layout-Konzept für Hochstromleitbahnen. Sie zeichnen sich im Wesentlichen durch eine geringere Elektromigration und durch geringere mechanische Spannungswerte und Delamination aus. Eine Simulation mit einem Worst-Case-Szenario gibt Auskunft über das thermisch-elektrische und thermo-mechanische Verhalten und bestätigt diese Eigenschaften. Eine dynamische Simulation gibt Aufschluss über den Migrationsmechanismus. Dabei sollen die Stege als Migrationsbarrieren wirken und die Voidbildung sukzessive d. h. Steg für Steg erfolgen. Dieser Mechanismus konnte mit Hilfe der dynamischen Simulation bestätigt werden. In einer Gegenüberstellung wurde das neue Konzept der Oktaederleitbahn mit einer kompakten und einer Leitbahn mit rechteckigen Aussparungen verglichen. Die Rechteckleitbahn zeigt wie die Oktaederleitbahn auch, dass mehrere Stellen für die Voidbildung wahrscheinlich sind. Bei einer kompakten Leitbahn ist nur ein Maximum vorhanden. Im mechanischen Vergleich zeigen Leitbahnen mit Aussparungen deutliche niedrigere Werte in Bezug auf die Von-Mises-Spannung und Delamination. Dieses neue Layout wurde in den Herstellungsprozess integriert. Es ist somit bestätigt, dass sich die Simulationsanalyse hervorragend für die Layoutoptimierung eignet, weil im Vorfeld keine Teststrukturen vorhanden waren.

Neben einzelnen Leitbahnen sind auch mehrlagige Strukturen als besonders kritisch anzusehen. So spielen hier geometrische Einflüsse eine wichtige Rolle bei der Betrachtung. Messungen zeigen, dass es in Bezug auf die Durchkontaktierung der M1-Metalllage eine optimale Überlappung gibt. Dieses

Verhalten konnte auch mit Simulationen nachgewiesen werden. Die Verschiebung der Durchkontaktierung ist ein weiteres Szenario. Die Hypothese ist je größer die Verschiebung ist, desto geringer ist die Lebensdauer. Dieses Verhalten wurde durch die Simulation bestätigt, konnte aber nicht durch Messungen an Teststrukturen nachgewiesen werden. Vermutlich ist hier der Zusammenhang wesentlich komplexer als angenommen wurde. Ein tieferer Einblick in die Technologie der Fertigung würde hier weiterhelfen. Es zeigt sich auch hier, dass die Untersuchung mit Simulationen einen profunden Einblick der Geometrie auf das thermisch-elektrische Verhalten gibt.

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1	Kosten der Zuverlässigkeit	6
Abbildung 2.2	REM-Aufnahme einer kompakten Leitbahn.	8
Abbildung 2.3	REM-Aufnahme der Degradation kompakter Leitbahnen mit Extrusion Monitor	8
Abbildung 2.4	Kritische Bereiche beim Chipentwurf	9
Abbildung 3.1	Diffusionspfade in einer Aluminiumleitbahn	17
Abbildung 3.2	Mittlere Lebensdauer in Abhängigkeit von der Leitbahnbreite	19
Abbildung 4.1	Schematischer Ablauf einer Prozesssimulation eines 0,35 μm Aluminium CMOS Prozesses	28
Abbildung 4.2	Schematische Darstellung und REM-Bild der Bildung von TiAl_3 -Schichten . . .	29
Abbildung 4.3	Schematischer Prozessablauf mit Bildung von TiAl_3 -Schichten	30
Abbildung 4.4	Ablauf einer dynamischen Simulation zur Voidbildung der Elektromigration . .	31
Abbildung 5.1	REM-Aufnahme, vernetztes Modell und Layout einer kompakten Leitbahn . . .	33
Abbildung 5.2	REM-Aufnahme, Layout und vernetzte Modelle von Hochstromleitbahnen . . .	34
Abbildung 5.3	REM-Aufnahme einer zweilagigen Teststruktur	36
Abbildung 5.4	Vernetztes Modell einer Up- und Downstream-Struktur	37
Abbildung 5.5	Simulierte Verschiebungen der Durchkontaktierung	38
Abbildung 6.1	Maximale Temperatur und Temperaturgradient in Abhängigkeit von der Leit- bahnhöhe	40
Abbildung 6.2	Maximale Stromdichte über in Abhängigkeit von der Leitbahnhöhe	40
Abbildung 6.3	Reziproke maximale Massenflussdivergenz Elektromigration in Abhängigkeit von der Leitbahnhöhe	41
Abbildung 6.4	Hydrostatische und Von-Mises-Spannung in Abhängigkeit von der Leitbahnhöhe	41
Abbildung 6.5	Maximale Temperatur und Temperaturgradient in Abhängigkeit von der Leit- bahnbreite	42
Abbildung 6.6	Maximale Stromdichte in Abhängigkeit von der Leitbahnbreite	43
Abbildung 6.7	Reziproke maximale Massenflussdivergenz Elektromigration in Abhängigkeit von der Leitbahnbreite	43
Abbildung 6.8	Maximale hydrostatische und Von-Mises-Spannung in Abhängigkeit von der Leitbahnbreite	44
Abbildung 6.9	Verschiebung kompakter Leitbahnen	46

Abbildung 6.10	Maximale hydrostatische Spannung und mechanischer Spannungsgradient in Abhängigkeit vom appliziertem Strom	47
Abbildung 6.11	Maximale Von-Mises-Spannung in Abhängigkeit vom appliziertem Strom	47
Abbildung 6.12	REM-Aufnahme und vernetztes Modell einer überätzten Leitbahn	48
Abbildung 6.13	Maximale Temperatur und Temperaturgradient in Abhängigkeit vom appliziertem Strom	49
Abbildung 6.14	Maximale Stromdichte in Abhängigkeit vom appliziertem Strom	49
Abbildung 6.15	Massenflussdivergenzverteilung Elektromigration	50
Abbildung 6.16	Maximale reziproke Massenflussdivergenz Elektromigration in Abhängigkeit vom appliziertem Strom	50
Abbildung 6.17	Referenzstelle und Hydrostatische Spannung in Abhängigkeit vom appliziertem Strom	51
Abbildung 6.18	Von-Mises-Spannungsverteilung	52
Abbildung 6.19	Maximale Temperatur und Temperaturgradient in Abhängigkeit vom appliziertem Strom	54
Abbildung 6.20	Maximale Massenflussdivergenz in Abhängigkeit vom appliziertem Strom	54
Abbildung 6.21	Maximale hydrostatische und Von-Mises-Spannung in Abhängigkeit vom appliziertem Strom	55
Abbildung 6.22	Temperaturgradientenverteilung	56
Abbildung 6.23	Massenflussdivergenz Thermomigration und Elektromigration in Abhängigkeit vom appliziertem Strom	57
Abbildung 6.24	Massenflussdivergenzverteilung für Elektro- und Thermomigration	57
Abbildung 7.1	Von-Mises-Spannungsverteilung für unterschiedliche Leitbahntypen	62
Abbildung 7.2	Massenflussdivergenzverteilung für unterschiedliche Leitbahntypen	62
Abbildung 7.3	Vergleich Lebensdaueremessung Oktaederleitbahn und breiter Leitbahn	63
Abbildung 7.4	Layoutvariation der Oktaederleitbahn	64
Abbildung 7.5	Verteilung der Temperatur	64
Abbildung 7.6	Verteilung der Temperaturgradienten	65
Abbildung 7.7	Verteilung der Stromdichte	65
Abbildung 7.8	Maximale Temperatur und Temperaturgradient in Abhängigkeit vom appliziertem Strom	66
Abbildung 7.9	Maximale Stromdichte und reziproke Massenflussdivergenz in Abhängigkeit vom appliziertem Strom	66
Abbildung 7.10	Massenflussdivergenzverteilung der Elektromigration	67
Abbildung 7.11	Verteilung der Temperatur zu unterschiedlichen Zeitschritten	67
Abbildung 7.12	Verteilung der Temperaturgradienten zu unterschiedlichen Zeitschritten	68
Abbildung 7.13	Verteilung der Stromdichte zu unterschiedlichen Zeitschritten	68
Abbildung 7.14	Massenflussdivergenz Elektromigration und Widerstand in Abhängigkeit vom Zeitschritt	69

Abbildung 7.15	Referenzpunkt für eine breite kompakte Leitbahn und Oktaederleitbahn	70
Abbildung 7.16	Verschiebung über Y-Achse und Hauptspannungen	71
Abbildung 7.17	Von-Mises-Spannung über Y-Achse und Von-Mises-Spannungsverteilungen für Oktaederleitbahn und breite Leitbahn	72
Abbildung 8.1	Messung der Lebensdauer und reziproke maximale Massenflussdivergenz Elektromigration	74
Abbildung 8.2	Massenflussdivergenzverteilung für unterschiedliche Überlappungsvarianten .	75
Abbildung 8.3	Temperatur und Temperaturgradient in Abhängigkeit von der Überlappung . .	76
Abbildung 8.4	Temperaturverteilung für unterschiedliche Überlappungsvarianten	76
Abbildung 8.5	Temperaturgradientenverteilung für unterschiedliche Überlappungsvarianten	77
Abbildung 8.6	Stromdichte in Abhängigkeit von der Überlappung	77
Abbildung 8.7	Hydrostatische Spannungsverteilung für unterschiedliche Überlappungsvarianten	78
Abbildung 8.8	Hydrostatische und Von-Mises-Spannung in Abhängigkeit von der Überlappung	78
Abbildung 8.9	Zweilagige Metallisierung einer Upstream-Struktur ohne umgebendem Dielektrikum	79
Abbildung 8.10	Massenflussdivergenzverteilung Elektromigration für ausgewählte Szenarien .	80
Abbildung 8.11	Reziproke Massenflussdivergenz Elektromigration und Messung Lebensdauer für unterschiedliche Verschiebungen der Durchkontaktierung einer Upstream-Struktur	80
Abbildung 8.12	Lebensdauer in Abhängigkeit von der Verschiebung der Durchkontaktierung einer Downstream-Struktur	81

Tabellenverzeichnis

Tabelle 3.1	Unterschiedliche Aktivierungsenergie für Aluminium.	16
Tabelle 4.1	Elektrische und mechanische Materialeigenschaften	24
Tabelle 4.2	Wärmeleitfähigkeit	25
Tabelle 4.3	Physikalische Migrationseigenschaften von Aluminium	26
Tabelle 4.4	Temperaturen unterschiedlicher Herstellungsprozesse	28
Tabelle 5.1	Verschiebung der Durchkontaktierung	38
Tabelle 6.1	Simulierte Leitbahnbreiten	42
Tabelle 6.2	Kompakte Leitbahnen (nach der Herstellung)	45
Tabelle 6.3	Kompakte Leitbahnen (Stresstest)	45
Tabelle 6.4	Berechnungen zum Massenfluss	56

Literaturverzeichnis

- [1] ACKERMANN, M. ; HEIN, V. ; KOVÁCS, C. ; WEIDE-ZAAGE, K.: A design for robust wide metal tracks. In: *Microelectronics Reliability* 52 (2012), Nr. 9-10, S. 2447–2451. <http://dx.doi.org/10.1016/j.microrel.2012.07.012>. – DOI 10.1016/j.microrel.2012.07.012
- [2] AUSTIN, T. ; BERTACCO, V. ; MAHLKE, S. ; YU, C.: Reliable Systems on Unreliable Fabrics. In: *IEEE Design Test of Computers* 25 (2008), Nr. 4, S. 322–332. <http://dx.doi.org/10.1109/MDT.2008.107>. – DOI 10.1109/MDT.2008.107
- [3] BERDOVSKY, Y. N.: *Intermetallics Research Progress*. Nova Science Publishers Inc, 2008
- [4] BLACK, J. R.: Electromigration - A brief survey and some recent results. In: *Electron Devices* 16 (1969), Nr. 4, S. 338–347. <http://dx.doi.org/10.1109/T-ED.1969.16754>. – DOI 10.1109/T-ED.1969.16754
- [5] BLACK, J. R.: Electromigration failure modes in aluminium metallization for semiconductor devices. In: *Proceedings of the IEEE* 57 (1969), Nr. 9, S. 1587–1594. <http://dx.doi.org/10.1109/PROC.1969.7340>. – DOI 10.1109/PROC.1969.7340
- [6] BRESOLIN, C. ; PIROTTA, S.: TiAl₃ formation kinetic in sputtered Ti/AlCu_{0.5} (2002). [http://dx.doi.org/10.1016/S0167-9317\(02\)00776-1](http://dx.doi.org/10.1016/S0167-9317(02)00776-1). – DOI 10.1016/S0167-9317(02)00776-1
- [7] BROCKE, H.: *Finite-Elemente-Analyse von modernen Leitbahnsystemen*. Fraunhofer-IRB-Verlag, 2005
- [8] CENTER, Purdue University. Thermophysical Properties R. ; TOULOUKIAN, Y.S.: *Thermophysical Properties of Matter: Specific heat: metallic elements and alloys, by Y. S. Touloukian and E. H. Buyco*. IFI/Plenum, 1970 (Thermophysical Properties of Matter: The TPRC Data Series; a Comprehensive Compilation of Data)
- [9] CIPTOKUSUMO, J.: *Mechanische Charakterisierung von Cu-Metallisierungen mit unterschiedlichen Durchkontaktierungsgeometrien und Rissbildungsprädiktion der Ta-Barriere*. 2011
- [10] DALLEAU, D.: *3-D time-depending simulation of void formation in metallization structures*. 2003

- [11] DJANARTHANY, S. ; VIALA, J.-C. ; BOUIX, J.: An overview of monolithic titanium aluminides based on Ti₃Al and TiAl. (2000). [http://dx.doi.org/10.1016/S0254-0584\(01\)00328-5](http://dx.doi.org/10.1016/S0254-0584(01)00328-5). – DOI 10.1016/S0254-0584(01)00328-5
- [12] EDACENTRUM: RELY – Neue Methoden zum Entwurf von SoCs für kontrollierbare hohe Zuverlässigkeit für Anwendungen wie Transport, Medizin und Automatisierung. (2014)
- [13] ELEKTROTECHNIK, VDE V.: *Kfz-Anforderungen an Elektronik-Bauelemente*. ITG Positionspapier, 2006. – 5–6 S.
- [14] GIROUX, F. ; GOUNELLE, C. ; VIALLE, N. ; MORTINI, P. ; GHIBAUDO, G.: Current and temperature distribution impact on electromigration failure location in SWEAT structure. In: *Micro-electronic test structures* 262 (1994), Nr. 1–2, S. 214–217. <http://dx.doi.org/10.1109/ICMTS.1994.303473>. – DOI 10.1109/ICMTS.1994.303473
- [15] GLEIXNER, R. J. ; NIX, W. D.: Effect of "bamboo" grain boundaries on the maximum electromigration induced stress in microelectronic interconnect lines. In: *Journal of Applied Physics* 83 (1998), Nr. 7, S. 3595–3599. <http://dx.doi.org/10.1063/1.366576>. – DOI 10.1063/1.366576
- [16] GMELIN, L.: *Handbuch der anorganischen Chemie*. Springer Berlin Heidelberg, 1978 (Handbuch der anorganischen Chemie). <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-662-06224-1>. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-662-06224-1>. – ISBN 9783662062265
- [17] GRIGORIEV, I. S. ; MEILIKHOV, E. Z.: *Handbook of Physical Quantities*. Taylor & Francis, 1997. – ISBN 9780849328619
- [18] GRIMSEHL, E. ; SCHALLREUTER, W.: *Lehrbuch der Physik: Bd. I: Mechanik, Akustik, Wärmelehre*. Teubner, 1991 (Lehrbuch der Physik). – ISBN 9783322008121
- [19] HAU-RIEGE, S. P. ; THOMPSON, C. V.: The effects of the mechanical properties of the confinement material on electromigration in metallic interconnects. In: *Journal material research* 612 (2000), S. 1797–1802. <http://dx.doi.org/10.1557/PROC-612-D10.2.1>. – DOI 10.1557/PROC-612-D10.2.1
- [20] HEIN, V.: *Hohe Ströme führende Metallleitbahn für Halbleiterbauelemente*. <http://www.google.com/patents/DE1020111015162A1?cl=de>. Version: 2012. – DE Patent App. DE201,110,015,162
- [21] HEIN, V. ; ACKERMANN, M. ; ERSTLING, M. ; LIEW, J. ; WEIDE-ZAAGE, K.: A design for highly robust ALCU-W-PLUG-metallization stack. (2016). <http://dx.doi.org/10.1109/PanPacific.2016.7428423>. – DOI 10.1109/PanPacific.2016.7428423

- [22] HEIN, V. ; HOELZER, G. ; SCHROETER, T. ; YEO, Y. ; MUI, T. H.: Simulation of electro-migration test structures with and without extrusion monitors. In: *Semiconductor Electronics* (2006). <http://dx.doi.org/10.1109/SMELEC.2006.380799>. – DOI 10.1109/SMELEC.2006.380799
- [23] HUFNAGEL, W.: *Aluminium-Taschenbuch; 14. Aufl.* Düsseldorf : Aluminium-Verlag, 1983
- [24] INSPEC: *Properties of silicon*. The institution of electrical engineers, 1988
- [25] Norm JEP119A 2003. *A procedure for executing SWEAT*
- [26] Norm JESD87 2001. *Standard test structure for reliability assessment of AlCu metallizations with barrier materials*
- [27] KANERT, W.: Reliability of semiconductor devices - the need for simulation. (2011). <http://dx.doi.org/10.1109/ESIME.2011.5765861>. – DOI 10.1109/ESIME.2011.5765861
- [28] KANERT, W.: Product reliability at low failure rates: Wrong expectations and real limitations. In: *Reliability Physics Symposium (IRPS)* (2012), S. 5C.4.1–5C.4.5. <http://dx.doi.org/10.1109/IRPS.2012.6241851>. – DOI 10.1109/IRPS.2012.6241851
- [29] KANERT, W. ; PUFALL, R.: Investigation of chip-package interaction-looking for more acceleration in product qualification tests. In: *Reliability Physics Symposium (IRPS)* (2009), S. 913–916. <http://dx.doi.org/10.1109/IRPS.2009.5173379>. – DOI 10.1109/IRPS.2009.5173379
- [30] KLUDT, J. ; WEIDE-ZAAGE, K. ; ACKERMANN, M. ; HEIN, V.: Deformation of octahedron slotted metal tracks. In: *Integrated Reliability Workshop Final Report (IRW)* (2013), S. 161–165. <http://dx.doi.org/10.1109/IIRW.2013.6804184>. – DOI 10.1109/IIRW.2013.6804184
- [31] KLUDT, J. ; WEIDE-ZAAGE, K. ; ACKERMANN, M. ; HEIN, V.: Dynamic simulation of octahedron slotted metal structures. In: *Microelectronics Reliability* 53 (2013), Nr. 9–11, S. 1606–1610. <http://dx.doi.org/10.1016/j.microrel.2013.07.059>. – DOI 10.1016/j.microrel.2013.07.059
- [32] KLUDT, J. ; WEIDE-ZAAGE, K. ; ACKERMANN, M. ; HEIN, V.: Overlap Design for Higher Tungsten Via Robustness in AlCu Metallizations. In: *Integrated Reliability Workshop Final Report (IRW)* (2013), S. 137–141. <http://dx.doi.org/10.1109/IIRW.2013.6804178>. – DOI 10.1109/IIRW.2013.6804178
- [33] KLUDT, J. ; WEIDE-ZAAGE, K. ; ACKERMANN, M. ; HEIN, V.: Overlap Design for Higher Tungsten Via Robustness in AlCu Metallizations. In: *Integrated Reliability Workshop Final Report (IRW)* (2013), S. 137–141. <http://dx.doi.org/10.1109/IIRW.2013.6804178>. – DOI 10.1109/IIRW.2013.6804178

- [34] KLUDT, J. ; WEIDE-ZAAGE, K. ; ACKERMANN, M. ; HEIN, V. ; KOVÁCS, C.: Degradation behaviour in upstream/downstream via test structures. In: *Microelectronics Reliability* 54 (2014), Nr. 9-10, S. 1724–1728. <http://dx.doi.org/10.1016/j.microrel.2014.07.042>. – DOI 10.1016/j.microrel.2014.07.042
- [35] LIENIG, J.: Introduction to Electromigration-Aware Physical Design. In: *SLIP 2005* (2005), S. 81–88
- [36] LIENIG, J. ; DIETRICH, M.: *Entwurf integrierter 3D-Systeme der Elektronik*. Springer Berlin Heidelberg, 2012. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-642-30572-6>. <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-642-30572-6>
- [37] MEEKER, W.Q.: Pitfalls of accelerated testing. In: *IEEE transactions on reliability* 47 (1998), Nr. 2, S. 114–118. <http://dx.doi.org/10.1109/24.722271>. – DOI 10.1109/24.722271
- [38] NGUYEN, Hieu V.: *Multilevel interconnect reliability on the effects of electro-thermomechanical stresses*. Enschede : Twente University Press, 2004 <http://doc.utwente.nl/67540/>
- [39] NONGAILLARD, M. ; ALLARD, B. ; JACQUELINE, S.: Design approach to improve thermo-mechanical reliability for high-integrated passive circuits. In: *IC Design and Technology (ICICDT)* (2010), S. 151–154. <http://dx.doi.org/10.1109/ICICDT.2010.5510266>. – DOI 10.1109/ICICDT.2010.5510266
- [40] ROOT, B. J. ; TURNER, T.: Wafer level electromigration tests for production monitoring. In: *Reliability Physics Symposium (IRPS)* (1985), S. 100–107. <http://dx.doi.org/10-1109/IRPS.1985.362083>. – DOI 10-1109/IRPS.1985.362083
- [41] RU, C.Q.: Thermomigration as a driving force for instability of electromigration induced mass transport in interconnect lines. In: *Journal of Materials Science* 35 (2000), Nr. 22, S. 5575–5579. <http://dx.doi.org/10.1023/A:1004852912392>. – DOI 10.1023/A:1004852912392
- [42] RZEPKA, S.: *FEM für die Mikroelektronik : Erfordernis, Theorie und Anwendung der finiten Element-Methode bei der Belastungs-, Schwachstellen- und Ausfallanalyse mikroelektronischer Aufbauten*. 2003
- [43] SCHREIBER, H.-U.: Activation energies for the different electromigration mechanisms in aluminium. In: *Solid-Sate Electronics* 24 (1981), Nr. 6, S. 583–589. [http://dx.doi.org/10.1016/0038-1101\(81\)90080-0](http://dx.doi.org/10.1016/0038-1101(81)90080-0). – DOI 10.1016/0038-1101(81)90080-0
- [44] SCHREIBER, H.-U.: Grundlagen der Elektrodifusion zur Zuverlässigkeitsverbesserung von Al-Leitbahnen für hochintegrierte Schaltungen. In: *Fortschrittsberichte VDI* 9 (1985), Nr. 54
- [45] SCHWARTZ, Geraldine C. (Hrsg.) ; SRIKRISHNAN, Kris V. (Hrsg.): *Handbook of Semiconductor Interconnection Technology 2nd edition*. CRC Press, 2006

- [46] SCORZONI, A. ; IMPRONTA, M. ; MUNARI, I. D. ; FANTINI, E.: A proposal for a standard procedure for moderately accelerated electromigration tests on metal lines. In: *Microelectronics Reliability* 39 (1999), Nr. 5, S. 615–626. [http://dx.doi.org/10.1016/S0026-2714\(99\)00043-8](http://dx.doi.org/10.1016/S0026-2714(99)00043-8). – DOI 10.1016/S0026-2714(99)00043-8
- [47] SHOHJI, R. ; UDA, M. ; NAKAMURA, T. ; YODA, T. ; ITOH, Y.: High-reliability tungsten-stacked via Process with fully converted TiAl₃ formation annealing. In: *Semiconductor Manufacturing* 12 (1999), Nr. 3, S. 302–312. <http://dx.doi.org/10.1109/66.778195>. – DOI 10.1109/66.778195
- [48] SOHN, H. Y. ; WANG, X.: Mathematical and experimental investigation of the self-propagating high-temperature synthesis (SHS) of TiAl₃ and Ni₃Al intermetallic compounds. In: *Journal of Materials Science* (1994). <http://dx.doi.org/10.1007/BF00354680>. – DOI 10.1007/BF00354680
- [49] TAN, C.M. ; YEO, K.N.C.: A Reliability Statistics Perspective on the Pitfalls of Standard Wafer-Level Electromigration Accelerated Test (SWEAT). In: *Journal of Electronic Testing* 17 (2001), Nr. 1, S. 63–68. <http://dx.doi.org/10.1023/A:1011102127642>. – DOI 10.1023/A:1011102127642
- [50] THIELE, M. ; LIENIG, J.: Der Feind auf dem Chip - Elektromigration in digitalen Schaltungen. (2012)
- [51] WACHNIK, R. A. ; FILIPPI, R. G. ; SHAW, T. M. ; LIN, P. C.: Practical benefits of the electromigration short-length effect, including a new design rule methodology and an electromigration resistant power grid with enhanced wireability. In: *VLSI Technology* (2000), S. 220–221. <http://dx.doi.org/10.1109/VLSIT.2000.852833>. – DOI 10.1109/VLSIT.2000.852833
- [52] WEIDE, K.: *Untersuchungen von Stromdichte-, Temperatur- und Massenflußverteilungen in Viastrukturen integrierter Schaltungen*. VDI-Verlag, 1994
- [53] WEIDE, K. ; YU, X. ; MENHORN, E.: Finite element investigations of mechanical stress in metalization structures. In: *Microelectronic reliability* 36 (1996), S. 1703–1706. <http://dx.doi.org/10.1109/ESREF.1996.888196>. – DOI 10.1109/ESREF.1996.888196
- [54] WEIDE-ZAAGE, K.: Exemplified calculation of stress migration in a 90nm node via structure. (2010). <http://dx.doi.org/10.1109/ESIME.2010.5464542>. – DOI 10.1109/ESIME.2010.5464542
- [55] WEIDE-ZAAGE, K. ; DALLEAU, D. ; DANTO, Y. ; FREMONT, H.: Dynamic void formation in a DD-copper-structure with different metallization geometry. In: *Microelectronics Reliability* 47 (2007), Nr. 2–3, S. 319–325. <http://dx.doi.org/10.1016/j.microrel.2006.09.012>. – DOI 10.1016/j.microrel.2006.09.012

- [56] WEIDE-ZAAGE, K. ; DALLEAU, D. ; YU, X.: Static and dynamic analysis of failure locations and void formation in interconnects due to various migration mechanisms. In: *Materials Science in Semiconductor Processing* 6 (2003), Nr. 1–3, S. 85–92. [http://dx.doi.org/10.1016/S1369-8001\(03\)00075-1](http://dx.doi.org/10.1016/S1369-8001(03)00075-1). – DOI 10.1016/S1369-8001(03)00075-1
- [57] WEIDE-ZAAGE, K. ; ZHAO, J. ; CIPTOKUSUMO, J. ; AUBEL, O.: Determination of migration effects in Cu-via structures with respect to process-induced stress. In: *Microelectronics Reliability* 48 (2008), Nr. 8–9, S. 1393–1397. <http://dx.doi.org/10.1016/j.microrel.2008.06.028>. – DOI 10.1016/j.microrel.2008.06.028
- [58] WEVER, H.: *Elektro- und Thermotransport in Metallen*. J. A. Barth, 1973
- [59] X-FAB MIXED SIGNAL FOUNDRY EXPERTS (Hrsg.): *XU035 0.35µm Process Family*. X-FAB Mixed Signal Foundry Experts, 6 2012
- [60] YU, X.: *Untersuchungen zum Einfluss von mechanischen Stress auf die Migration in Metallisierungsstrukturen integrierter Schaltungen*. 2000
- [61] YU, X. ; WEIDE, K.: Investigations of mechanical stress and electromigration in an aluminium meander structure. In: *Microelectronic manufacturing yield, reliability and failure analysis III* 3216 (1997), S. 160–166. <http://dx.doi.org/10.1117/12.284698>. – DOI 10.1117/12.284698

Danksagung

An dieser Stelle möchte ich mich bei denen bedanken, die mich während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter unterstützt haben. Zu allererst möchte ich mich bei Frau Privatdozent Doktor Kirsten Weide-Zaage für das Thema der Arbeit, die Übernahme der Betreuung und sämtlichen hilfreichen Ratschlägen bedanken. Desweiteren bedanke ich mich bei Herrn Professor Heyno Garbe für die Übernahme des Koreferats und bei Herrn Professor Holger Blume für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission. Bei Markus Ackermann von der Firma X-FAB möchte ich mich für die geleistete Unterstützung bedanken. Ein besonderer Dank gilt auch Verena Hein, die für interessante Diskussionen und vor allem für Anregungen aus der Halbleiterpraxis gesorgt hat. Ich bedanke mich auch bei meinen Kollegen Lutz Meinshausen und Aymen Moujbani für ihre Hilfsbereitschaft sowie für anregende Gespräche und Ratschläge. Herzlich bedanken möchte ich mich auch bei Helmut Lissel für die Lösung der kleinen und großen Computerprobleme, sowie für die Unterstützung bei der Umsetzung von neuen Ideen.

Lebenslauf

Name	Jörg Kludt
geboren am	23. Juni 1982
in	Lübbecke
2011 - 2014	wissenschaftlicher Mitarbeiter am Laboratorium für Informationstechnologie der Leibniz Universität Hannover
2004 - 2010	Studium der Elektrotechnik an der Technischen Universität Braunschweig