

FPGA-basierter Wafer-Level Test und Charakterisierungsmethoden für MEMS Beschleunigungssensoren

Dissertation

der Mathematisch-Naturwissenschaftlichen Fakultät
der Eberhard Karls Universität Tübingen
zur Erlangung des Grades eines
Doktors der Naturwissenschaften
(Dr. rer. nat.)

vorgelegt von
Ulrich Baehr
aus Dachau

Tübingen
2023

Gedruckt mit Genehmigung der Mathematisch-Naturwissenschaftlichen Fakultät der
Eberhard Karls Universität Tübingen.

Tag der mündlichen Qualifikation:

11.01.2024

Dekan:

Prof. Dr. Thilo Stehle

1. Berichterstatter/-in:

Prof. Dr. Oliver Bringmann

2. Berichterstatter/-in:

Prof. Dr. Joachim Gerlach

Abstract

In this thesis, new FPGA-based wafer-level test methods for MEMS accelerometers were developed and validated. The main focus of this thesis is the test for adhesion failure of the MEMS movable structures called stiction testing, which is characterised for different sensor and configuration parameters. From the results a new mechanism leading to enhanced stiction occurrences by stimulating the electrode fingers of the devices has been found. The effect has been studied systematically and a method for detecting critical modes has been implemented. Additionally, two improvements of the state of the art tests were introduced. The implementation of the proposed high-dynamic pulse method enhances the sensitivity of the test for out-of-plane cores, while the usage of the opposite electrode for the release process expands the range of measurable stiction forces.

The second objective was to reduce test time for functional tests that are used in production, while also improving the precision and the coverage of characterisation tests used in the development process of new MEMS designs. The implementation of the new test step „sensitivity curve“ and a cavity leakage test based on the measured data of the sensitivity curve enabled a significant reduction in overall test time. The new cavity leakage test also enables a damping measurement for highly damped devices, which could not be measured accurately so far.

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Doktorand bei der Robert Bosch GmbH am Standort Reutlingen im Entwicklungsbereich MEMS Sensorik in der Gruppe Wafer-Level-Test der Abteilung Engineering Sensor Technologies (AE/EST). Ich möchte mich an dieser Stelle bei allen Personen bedanken, die mich während der Promotionszeit unterstützt haben.

Herrn Prof. Dr. Wolfgang Rosenstiel und Herrn Prof. Dr. Oliver Bringmann danke ich für die exzellente universitäre Betreuung und dem großen Vertrauensvorschuss, der mir bei der Bearbeitung meines relativ exotischen Themengebiets gewährt wurde. Ich danke auch Herrn Prof. Dr. Gerlach für die Übernahme der Betreuung nach dem traurigen Verscheiden von Herrn Rosenstiel.

Ein besonderer Dank geht an die Kollegen meiner Gruppe, auf deren Hilfe und Unterstützung ich immer zählen konnte. Ebenfalls danken möchte ich Gruppenleiter Dr. Hans-Reiner Krauss für die Möglichkeit, diese Arbeit in seiner Gruppe durchführen zu können.

Meinen beiden Betreuern Dr. Matthew Lewis und Dr. Marvin Freier danke ich ebenfalls für die durchgehende Unterstützung. Eure Geduld mit mir und euer stets ehrliches Feedback trugen maßgeblich zum Gelingen dieser Arbeit bei.

Meiner Frau Nadja danke ich dafür, das sie vor allem in den schwierigen Phasen für mich da war.

Ich liebe Dich

Zuletzt danke ich meiner Familie und speziell meinem Vater Dr. Martin Baehr für die Gespräche und Perspektivenwechsel, der oft damit einherging. Ohne dich hätte ich keine Promotion angestrebt.

Du fehlst

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungen	XII
Kurzfassung	XIII
1 Einleitung	1
1.1 Motivation und Zielsetzung	3
1.2 Aufbau der Arbeit	4
2 Grundlagen von MEMS-Beschleunigungssensoren	5
2.1 Aufbau und Funktion	8
2.1.1 Lateralkern	10
2.1.2 Z-Kern	11
2.2 Charakterisierungsgrößen	12
2.2.1 Modulebene	12
2.2.2 MEMS-Element	14
2.3 Ausfallmechanismen	16
2.3.1 Partikel und mechanisches Versagen	17
2.3.2 Dichtheit der Kaverne	17
2.3.3 Nebenschlüsse	18
2.3.4 Oberflächenadhäsion	18
3 Stand der Vormesstechnik	24
3.1 Aufbau und Messprinzip	25
3.1.1 Prober	26
3.1.2 Mutterkarte und Nadelspinne	28
3.1.3 Testhardware und Messprinzip	28
3.1.4 Testsoftware	30
3.2 Testschritte	31
3.2.1 Test der Hardware	31
3.2.2 Kontakt- und Nebenschlusstest	31
3.2.3 Ruhekapazitäten und Rohoffset	32
3.2.4 Testsignale und Oberflächenladungsdifferenz	34
3.2.5 Resonanzfrequenz- und Dämpfungsmessung	35
3.2.6 Schnappspannung und Adhäsionsbewertung	37

4	Charakterisierung der Adhäsionsbewertung	42
4.1	Design der DUTs	42
4.1.1	Lateralkern	43
4.1.2	Z-Kern	44
4.1.3	Stictiontestdesign	44
4.2	Einfluss Sensorparameter	45
4.2.1	Federsteifigkeit	47
4.2.2	Dämpfung	48
4.2.3	Oberflächenladungsdifferenz	49
4.2.4	Kollapsspannung	51
4.3	Einfluss Konfigurationsparameter	54
4.3.1	Anpresskraft	55
4.3.2	Konditionierung	57
4.3.3	Trägeramplitude & Trägerfrequenz	60
5	Verbesserungen der Funktionstests	72
5.1	Sensitivitätskennlinie	72
5.1.1	Methode	72
5.1.2	Konfigurationsmöglichkeiten und Einflussgrößen	75
5.1.3	Ergebnisse	80
5.2	Dämpfungsbestimmung über Sensitivitätskennlinie	90
5.2.1	Methode	90
5.2.2	Konfigurationsmöglichkeiten und Einflussgrößen	91
5.2.3	Ergebnisse	94
5.3	Hochdynamischer Anschlag	98
5.3.1	Methode	98
5.3.2	Konfigurationsmöglichkeiten und Einflussgrößen	99
5.3.3	Ergebnisse	102
6	Verbesserungen der Charakterisierungstests	108
6.1	Modendetektion durch Überlastkapazitätsmessung	108
6.1.1	Methode	109
6.1.2	Konfigurationsmöglichkeiten und Einflussgrößen	111
6.1.3	Ergebnisse	113
6.2	Erweiterte Adhäsionsbewertung über Gegenelektrode	120
6.2.1	Methode	120
6.2.2	Konfigurationsmöglichkeiten und Einflussgrößen	122
6.2.3	Ergebnisse	122
6.3	Korrektur Rohoffset	124
6.3.1	Methode	124
6.3.2	Ergebnisse	126

7 Zusammenfassung und Ausblick	130
7.1 Zusammenfassung	130
7.2 Ausblick	131
Literaturverzeichnis	139

Abkürzungen

MEMS	Mikroelektromechanische Systeme
ASIC	Application Specific Integrated Circuit
IOT	Internet of Things
ABS	Antiblockiersystem
ESP	Elektronisches Stabilitätsprogramm
WLT	Wafer Level Test
SNR	Signal-to-noise ratio
FPGA	Field Programmable Gate Array
OP	Out of plane
IP	In plane
DRIE	Deep Reactive Ion Etching
IMU	Inertial Measurement Unit
VR	Virtual Reality
AVT	Aufbau- und Verbindungstechnik
JKR	Johnson-Kendal-Roberts-Theorie
DMT	Deryagin-Muller-Taporov-Theorie
ADC	Analog digital converter
DAC	Digital analog converter
DUT	Device under test
IC	Integrated circuit
C-V	Charge voltage
PLL	Phase locked loop
AMP	Advanced micromachining processing
AFM	Atomic force microscope
FEM	Finite element method
ROM	Reduced order model
MSA	Micro system analyzer
MSE	Mean square error
RAM	Random access memory

Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit neuen Methoden in der FPGA-basierten Vormesstechnik von MEMS Beschleunigungssensoren. Schwerpunkt ist hierbei die Charakterisierung und Verbesserung der Adhäsionsbewertung. Verschiedene Sensor- und Konfigurationsparameter wurden hierfür systematisch untersucht. Es konnte dabei ein neuer Mechanismus gefunden werden, der auf Grund resonanter Anregung der Elektrodenfinger zu stark erhöhtem Auftreten von Oberflächenadhäsion führt. Dieser Effekt wurde systematisch untersucht und es wurde eine Methode zur Detektion kritischer Moden innerhalb des MEMS-Kerns entwickelt.

Zusätzlich wurden zwei Verbesserungen des bestehenden Adhäsionstests entwickelt und charakterisiert. Die Implementierung eines hochdynamischen Pulses als Stimulus erhöht die Sensitivität der Adhäsionsbewertung vor allem bei Z-Kernen maßgeblich, während die Nutzung der Gegenelektrode bei der Messung der Ablösespannung den Messbereich der Adhäsionskraft stark erweitert.

Das zweite Ziel dieser Arbeit ist die Einsparung von Testzeit bei Funktionstests in der Serienproduktion, sowie die Verbesserung der Präzision und Abdeckung von Charakterisierungsmethoden in der Entwicklung von neuen MEMS-Designs. Der neue Testschritt „Sensitivitätskennlinie“, sowie ein neuer Dichtigkeitstest, der auf den Rohdaten der Sensitivitätskennlinie aufbaut, ermöglichen eine drastische Reduktion der gesamten Testzeit. Die neue Methode zur Bestimmung der Dichtheit ist zudem erstmalig in der Lage die Dämpfung bei hoch gedämpften MEMS Typen zu ermitteln.

1 Einleitung

Mikroelektromechanische Systeme (MEMS) sind Bauelemente, die sowohl elektrische als auch mechanische Strukturen in einem Chip verbinden. Diese Kombination erlaubt die Herstellung von Sensoren und Aktoren mittels etablierter Batchprozesse aus der Halbleiterfertigung. In der Sensorik stellen MEMS auf Grund ihrer geringen Größe, Preis und Energiebedarf, sowie ihrer Zuverlässigkeit und Präzision einen Großteil der weltweit produzierten Sensoren dar [1]. Das bevorzugte Grundmaterial bei der Herstellung ist Silizium auf Grund seiner exzellenten mechanischen Eigenschaften. Silizium ist hochelastisch, zeigt kaum Materialermüdung und lässt sich extrem präzise strukturieren [2]. Der Einsatzbereich von MEMS auf Siliziumbasis reicht von der Inertialsensorik über Umweltsensoren und Hochfrequenzschaltern zu Mikrospiegeln und „Energy Harvester“. MEMS gelten deshalb als grundlegend für Zukunftstechnologien wie das Internet der Dinge (IOT) [3], Industrie 4.0 [4] und dem hochautomatisierten Fahren [5]. Abbildung 1.1 zeigt einen mikromechanischen Beschleunigungssensor, bestehend aus dem Gehäuse, dem Application Specific Integrated Circuit (ASIC) und dem MEMS-Element selbst.

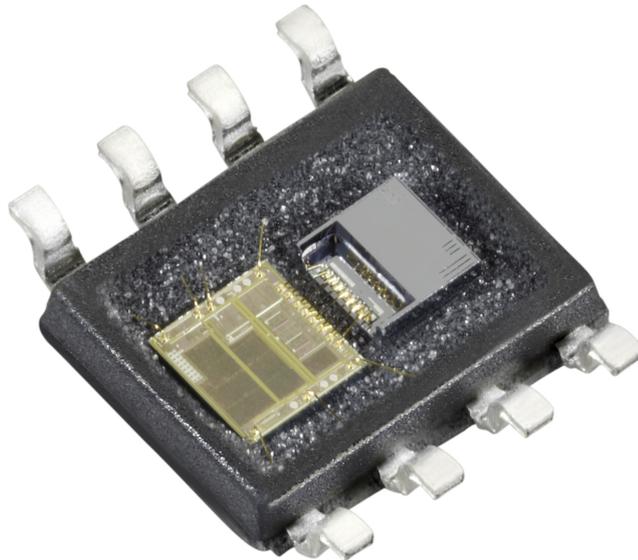


Abbildung 1.1: Bild eines geöffneten MEMS-Beschleunigungssensors [11]. Das MEMS-Element (rechts) ist durch mehrere Bonddrähte mit dem ASIC (links) verbunden. Beide Bauteile sind durch ein Kunststoffgehäuse geschützt.

Um die Jahrtausendwende war zunächst die Automobilindustrie der Impulsgeber für die Ent-

wicklung von MEMS-Bauelementen. Die Entwicklung von Sicherheitssystemen wie des Airbags, des Anti-Blockier-Systems (ABS) und des elektronischen Stabilitätsprogramms (ESP) verhalfen der MEMS-Inertialsensorik zu ihrem Durchbruch. Seit der Einführung des Smartphones finden MEMS-Sensoren zunehmend Anwendung im Consumer-Markt, dessen Stückzahlen die der Automobilindustrie bei weitem übersteigen. Neben Robustheit und kompakter Baugröße ist vor allem der geringe Preis der Grund für diese Entwicklung. Dies wurde in großen Teilen durch die Weiterentwicklungen der Mikrosystemtechnik ermöglicht. Erst der Einsatz etablierter Fertigungsprozesse aus der Halbleiterindustrie ermöglicht es MEMS-Bauelemente in Batchverfahren zu niedrigen Kosten und mit hoher Qualität herzustellen. Da Performance und Güte direkt von den mechanischen Eigenschaften des MEMS-Elements abhängen, ist die Qualität des Fertigungsprozesses von höchster Bedeutung. Kleinste Veränderungen im Prozess haben unter anderem Einfluss auf Geometrie, Oberflächenbeschaffenheit, Kavernendruck und Oberflächenladung. Diese wiederum wirken sich direkt auf die Performance und Zuverlässigkeit des MEMS-Elements aus. Um diese Parameter zu überwachen, und die erforderliche Zuverlässigkeit gewährleisten zu können, werden MEMS-Sensoren noch vor der Vereinzelung getestet. Da die Sensoren somit noch Teil des prozessierten Wafers darstellen (siehe Abb. 1.2), spricht man bei diesem Test vom Vormessen oder Wafer Level Test (WLT). Neben des Funktionstests in der Massenproduktion ist die Vormesstechnik ebenso wichtig für die Entwicklung neuer MEMS, da sie eine präzise Charakterisierung neuer MEMS-Elemente direkt nach deren Produktion ermöglicht. Dies ermöglicht eine schnelle Reaktion auf die gewonnenen Messdaten und ist der Grund für die hohe Bedeutung des WLT für die Design- und Technologieentwicklung. Während bei den Funktionstests Zuverlässigkeit und niedrige Testzeiten die wichtigsten Anforderungen an die Vormesstechnik darstellen, spielt bei der Charakterisierung Präzision und ein hoher Informationsgehalt durch zusätzliche Tests die größere Rolle. Die in der MEMS-Industrie am weitesten verbreitete Methode basiert auf einem rein elektrischem Test durch Kontaktierung einzelner „Dies“ (einzelnes MEMS-Element auf dem Halbleiter Wafer, siehe Abb. 1.2 rechts) [40]. Die Weiterentwicklung und Verbesserung dieser Methode für MEMS-Beschleunigungssensoren soll Gegenstand dieser Arbeit sein.

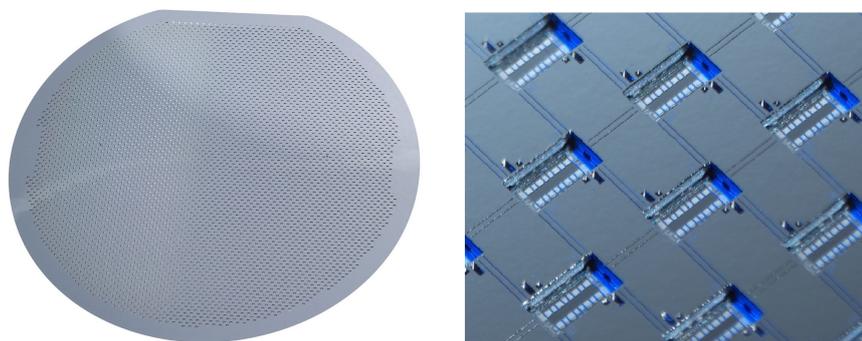


Abbildung 1.2: Links: Bild von der Oberfläche eines 200 mm MEMS-Wafers. Rechts: Vergrößerung der Waferoberfläche [11]. Die Kontaktierung beim Vormessen erfolgt auf den im Schachbrettmuster angeordneten, gut erkennbaren Padreihen der jeweiligen Dies.

1.1 Motivation und Zielsetzung

Die anhaltende Miniaturisierung von MEMS, unter anderem getrieben durch den konstanten Preisdruck im Consumersegment, stellt immer höhere Anforderungen an die Design- und Prozessentwicklung. Typische Ausfallmechanismen, wie Undichtigkeit in der Kaverne, Partikelbildung und vor allem Oberflächenadhäsion stellen bei geringeren Abmessungen eine hohe technische Herausforderung dar. Zudem spielen Prozessparameter wie Kantenverlust und Epitaxiedicke bei kleineren Strukturen eine größere Rolle und beeinflussen maßgeblich wichtige Performance-Parameter wie die Sensitivität und das Signal-Rausch-Verhältnis (SNR). Die Charakterisierungstiefe im Vormessen ist daher von entscheidender Bedeutung bei der Analyse des Sensorverhaltens und dem Verständnis der Ursachen für Ausfälle. Zudem führt eine präzisere Charakterisierung auf Wafer Ebene zu einem erheblichen Zeitgewinn in den Entwicklungszyklen, da sie eine Verlagerung von Testschritten aus dem finalen Funktionstest („final test“) in das Vormessen ermöglicht. Der zeit- und kostenintensive Aufbau des Chips aus MEMS-Element, ASIC und Gehäuse in der Entwicklung, das für den final test notwendig ist, kann aus diesem Grund deutlich reduziert werden.

Testzeitreduktion ohne Informations- und Präzisionsverlust ist ein weiteres wichtiges Ziel bei der Weiterentwicklung der Vormesstechnik, da hier große finanzielle Einsparpotentiale bei der MEMS-Produktion realisierbar sind. Funktionstests gelten in der Halbleiterherstellung als generell kostspielig, da diese im Gegensatz zur Produktion in Batches hauptsächlich seriell umgesetzt werden und im Vormessen der Parallelisierungsfaktor durch Testerressourcen und das Kontaktier-Interface beschränkt wird. Der Einsatz von Field Programmable Gate Arrays (FPGAs) in der Vormesstechnik ermöglicht deutliche Verbesserungen sowohl in der Charakterisierung als auch im Funktionstest, da Testschritte so deutlich effizienter gesteuert werden können und große Datenmengen bereits auf Hardwareebene gefiltert und ausgewertet werden können. Diese Vorteile eröffnen die Möglichkeit vor allem die Adhäsionsbewertung auf Vormessebene weiterzuentwickeln und somit einen wichtigen Beitrag zu leisten, diesen kritischen Ausfallmechanismus besser zu verstehen. Die hohe Abstrakte und schnelle Verarbeitung von Messsignalen bietet zusätzlich die Chance massive Testzeitreduktionen zu erzielen, da die Ableitung von Parametern aus Messreihen eine adäquate Alternative zu hochpräzisen aber langsamen Einzelmessungen darstellt.

Die Ziele dieser Doktorarbeit sind daher die Exploration neuer Ansätze und Möglichkeiten, die der Einsatz von FPGAs in der Vormesstechnik für MEMS-Beschleunigungssensoren bietet. Dazu zählen:

- Testzeitreduktion und Präzisionserhöhung durch Verlagerung von Testschritten von der Softwareebene auf die programmierbare Hardwareebene
- Ersatz von zeitintensiven Messschritten durch schnellere Verfahren mit verändertem Messprinzip
- Untersuchung und Bewertung unterschiedlicher Einflussgrößen auf Vormessergebnisse

- Implementierung und Charakterisierung neuer Verfahren zur Dichtheits- und Adhäsionsbewertung

Thematischer Schwerpunkt der Arbeit ist die Verbesserung und Charakterisierung der Adhäsionsbewertung, da diese sowohl in der Entwicklung neuer Produkte, als auch als Funktionstest in der Fertigung von zentraler Bedeutung ist. Die Bereitstellung einer schnellen, zuverlässigen Methode zur Adhäsionsbewertung auf Vormessebene, bei der Messtechnikeffekte hinreichend verstanden sind, ist das letzte und wichtigste Ziel.

1.2 Aufbau der Arbeit

Diese Dissertation ist in sieben Kapitel untergliedert. Die Kapitel 2 und 3 beschäftigen sich mit den Grundlagen des MEMS-Beschleunigungssensors, sowie den Stand der Technik. Die Grundlagen zu MEMS-Beschleunigungssensoren mit kapazitiver Auswertung, sowie deren wichtigste Ausfallmechanismen werden darin beschrieben. Vertieft wird hier auf das Thema Oberflächenadhäsion eingegangen. Es wird ein kurzer Literaturüberblick über die wichtigsten grundlegenden Arbeiten gegeben und die zugrunde liegenden Wirkmechanismen werden beschrieben, um eine Einordnung der Arbeit in den wissenschaftlichen Kontext zu ermöglichen. Anschließend wird der aktuelle Stand der Vormesstechnik anhand unterschiedlicher Testschritte beschrieben. In Kapitel 4 werden die Untersuchungen zu verschiedenen Einflussgrößen auf die gegenwärtige Methode der Adhäsionsbewertung vorgestellt. Das Kapitel 5, Verbesserungen der Funktionstest, beschreibt die Neu- und Weiterentwicklung verschiedener Testschritte. Dabei wird auf das jeweilige Messprinzip und die Einflüsse von Konfigurations- und Sensorparametern eingegangen. Die erzielten Ergebnisse werden mit dem Stand der Technik verglichen und diskutiert. Anschließend werden in Kapitel 6 die Verbesserungen der Charakterisierungsmethoden vorgestellt. Verbesserungen werden hier vor allem bei der Adhäsionsbewertung erzielt, wobei ein kurzes Kapitel die Korrektur des Rohoffsets, welcher auf nahezu alle Messgrößen im Vormessen Einfluss nimmt, beschreibt. Eine Zusammenfassung der Arbeit und ein Ausblick auf mögliche Weiterentwicklungen sind abschließend in Kapitel 7 enthalten.

2 Grundlagen von MEMS-Beschleunigungssensoren

Die Entwicklung von MEMS-Beschleunigungssensoren auf Siliziumbasis blickt 2019 auf eine über 40-jährige Erfolgsgeschichte zurück. 1977 stellte Lynn Michelle Roylance in seiner Dissertation den ersten mikromechanischen Beschleunigungssensor vor [6]. Bis dahin wurden Beschleunigungssensoren aus mehreren makroskopischen Bauteilen gefertigt und waren daher um einige Größenordnungen schwerer und größer, als das von Roylance vorgestellte Design. Dieses basierte auf einem piezoresistiven Messprinzip und die zwei Jahre später gefertigten ersten Muster zeigten eine zum damaligen Zeitpunkt sehr hohe Auflösung von bis zu 0.01 g bei eine Abmessung von nur $2 \times 3 \times 0.6$ mm [7]. Abbildung 2.1 zeigt das Design und eine Mikroskopabbildung des Devices. Die Detektion erfolgt über die Verbiegung und damit Widerstandsänderung der Aufhängung des Paddels.

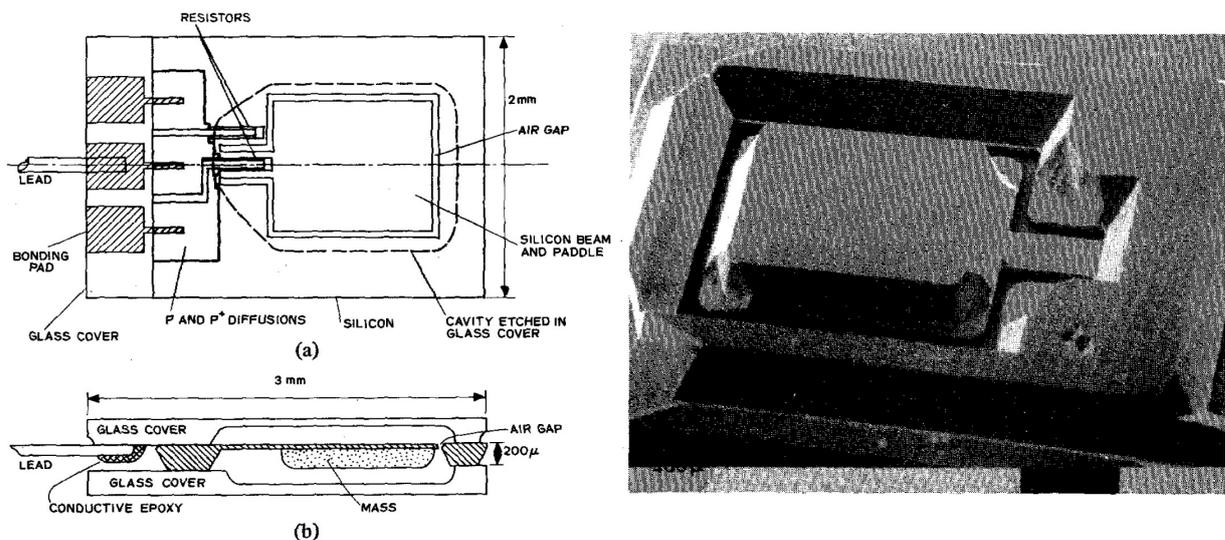


Abbildung 2.1: Links: Designskizzen des ersten MEMS-Beschleunigungssensors. Rechts: Mikroskopabbildung der Rückseite des Sensors [7]

Der erste kapazitive Beschleunigungssensor wurde 1983 von F. Rudolf vorgestellt [8]. Das kapazitive Messprinzip löste verglichen mit dem piezoresistiven Messprinzip einige Probleme. Es zeigte eine geringere Temperaturabhängigkeit, ein verbessertes dynamisches Verhalten und eine deutlich verbesserte Sensitivität, welche eine Verringerung der seismischen Masse erlaub-

te. Die Detektionsrichtung ist bei beiden Designs orthogonal oder „Out-of-Plane“ (OP) zu der Herstellungsebene. Detektionsrichtungen parallel oder „In-Plane“ (IP) zu der Herstellungsebene zu realisieren, gestaltete sich zunächst als schwierig, da die Sensitivität direkt von der sich überdeckenden Kapazität der mechanischen Struktur des Sensors abhängig ist. Die eingesetzte Bulk-Mikromechanik, bei der das Siliziumsubstrat selbst die Funktionsschicht darstellt, die von beiden Seiten geätzt werden kann, machte eine feine laterale Strukturierung der Funktionsschicht praktisch unmöglich. Diese war aber Voraussetzung, um ähnlich große Kapazitäten zu erreichen, wie zwischen Funktionsschicht und Kappenelektrode bei OP-Detektionsrichtung. Dies änderte sich grundsätzlich 1994 mit der Einführung des „Deep Reactive Ion Etching“ (DRIE), auch Bosch-Prozess genannt [9]. Dieser Prozessschritt erlaubt die präzise Strukturierung einzelner Funktionsschichten, indem vertikale Gräben (Trenches) geätzt werden und verhalf der Oberflächen-Mikromechanik für MEMS-Sensoren zum Durchbruch. Diese strukturiert ausschließlich die Oberfläche eines Siliziumwafers und ermöglicht im Gegensatz zur Bulk-Mikromechanik die gleichzeitige Strukturierung der benötigten elektrischen Schaltungen zur Signalextraktion. Erstmals konnten so Kapazitätsänderungen < 1 aF sicher erfasst werden. Gleichzeitig ermöglichte DRIE die zuverlässige Herstellung von Kammstrukturen und somit auch verhältnismäßig große Kapazitäten in IP-Detektionsrichtung. Das in Abbildung 2.2 gezeigte Design von L. Zimmermann et al. war eines der ersten, das mittels DRIE prozessiert wurde und viele Merkmale moderner MEMS-Beschleunigungssensoren aufweist [10].

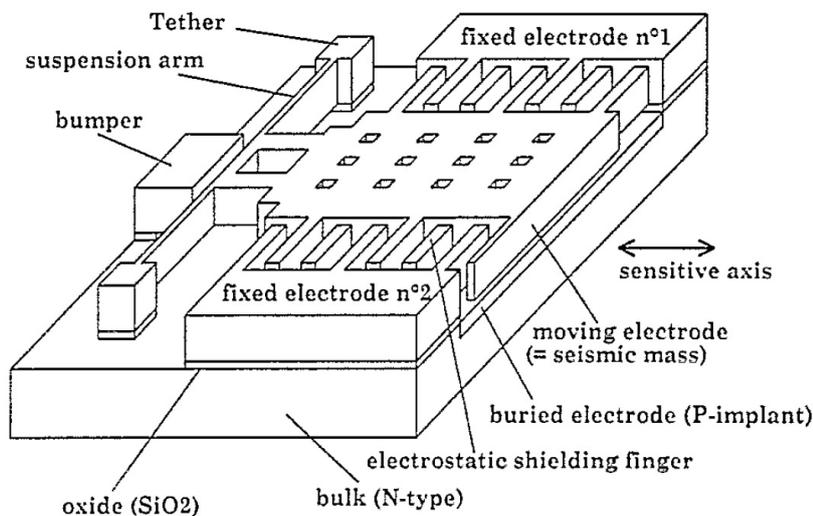


Abbildung 2.2: Design des 1995 vorgestellten Airbagsensors von L. Zimmermann [10]. Das Design weist bereits viele der Merkmale moderner MEMS-Beschleunigungssensoren auf. Die beiden festen Elektroden, jeweils gegenläufig zur beweglichen Elektrode angebracht, die Cantilever-Feder als Aufhängung der Prüfmasse und der Bumper zur Verhinderung eines Kontakts der Elektroden bei starker Beschleunigung sind alles Komponenten, die sich in einem modernen Design wieder finden.

Entworfen für die Aufpralldetektion von Airbagsystemen, eine der wichtigsten Applikationen

zu der Zeit, brachte das Design neben geringer Größe und hoher Bandbreite eine weitere wichtige Neuerung mit sich. Der ASIC des Systems war in der Lage den Sensor elektrisch zu stimulieren und somit dessen Funktion zu testen; eine enorm wichtige Funktion bei der Verwendung von MEMS-Sensoren in sicherheitskritischen Systemen. Die Entwicklung des ESP stellte neue Anforderungen an die Performance von MEMS-Inertialsensoren. Sensitivität, Vibrationsrobustheit und Signal-to-Noise-Ratio (SNR) waren die wichtigsten Parameter, die verbessert werden mussten. Zudem wurden erstmals Beschleunigungs- und Drehratenelement in einem Chip vereint. Diese sogenannten Inertial Measurement Units (IMUs) sind heute in Automotive- und Konsumermarkt ein verbreiteter Standard. Parameter wie Baugröße, Stromverbrauch und Herstellungskosten verbesserten sich zwar ständig durch ausgereifere Prozessierung und professionalisiertes, simulationsgestütztes Design, standen aber nicht im Hauptfokus der Sensorentwicklung. Dies änderte sich mit der Integration von MEMS-Sensoren in Consumerprodukte signifikant. Der Preisdruck sorgte für eine weitere Miniaturisierung und Integration auf Modulebene (siehe Abbildung 2.3).

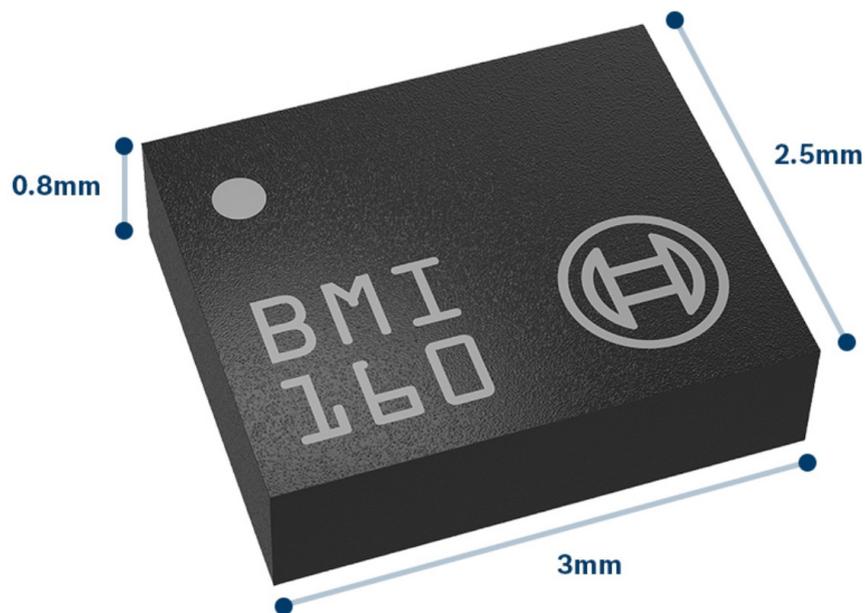


Abbildung 2.3: Abbildung des ersten, 2014 kommerzialisierten IMU mit einer Leistungsaufnahme von < 1 mA von Bosch Sensortec [18]. Das gesamte Modul mit jeweils drei Beschleunigungs- und Drehratendetektionsrichtungen besitzt eine Abmessung von $2.5 \times 3.0 \times 0.8$ mm, was ungefähr der Abmessung des ersten Beschleunigungs MEMS-Elements entspricht.

Moderne Konzepte wie Beschleunigungs- und Drehratenelement auf dem gleichen Wafer in einer gemeinsamen Kaverne zu produzieren, oder den ASIC in den Kappenwafer zu integrieren, werden derzeit kommerzialisiert und sind hauptsächlich dem steigenden Preisdruck des Konsumermarkts geschuldet. Der Einsatz von MEMS in Zukunftstechnologien wie Virtual Reality (VR) Anwendungen und im hochautomatisierten Fahren rücken wiederum Performanceverbesserungen in den Fokus. Vor allem Offsetstabilität und Linearität bei hoher Bandbreite müssen in den nächsten Jahren deutlich verbessert werden, um den neuen Anforderungen gerecht zu

werden. Die Offsetstabilität spielt eine große Rolle bei der Verbesserung der Standortbestimmung für autonome Fahrzeuge, während die Linearität vor allem bei VR Applikationen wichtig ist um Effekte wie Motion Sickness zu vermeiden.

2.1 Aufbau und Funktion

Ein kapazitiver MEMS-Beschleunigungssensor lässt sich in drei logische Subsysteme unterteilen:

- Das MEMS-Sensorelement, verantwortlich für die Signalerfassung und Signalwandlung
- Der ASIC, verantwortlich für die Verarbeitung des Sensorsignals und Bereitstellung von Schnittstellen
- Die Aufbau- und Verbindungstechnik (AVT), verantwortlich für Kontaktierung und Verkapselung

Für diese Arbeit relevant ist das mechanische Sensorelement, auf das in diesem Kapitel näher eingegangen wird. Es besteht aus einer seismischen Masse, die über ein- oder mehrere hookeische Federn an einen Ankerpunkt gekoppelt ist. An die Masse sind Kammelektroden angebracht, die sich mittig zwischen zwei festen Elektroden befinden, solange das System in Ruhe ist. Dieser Aufbau entspricht dem eines Differentialkondensators und ist in Abbildung 2.4 verdeutlicht dargestellt.

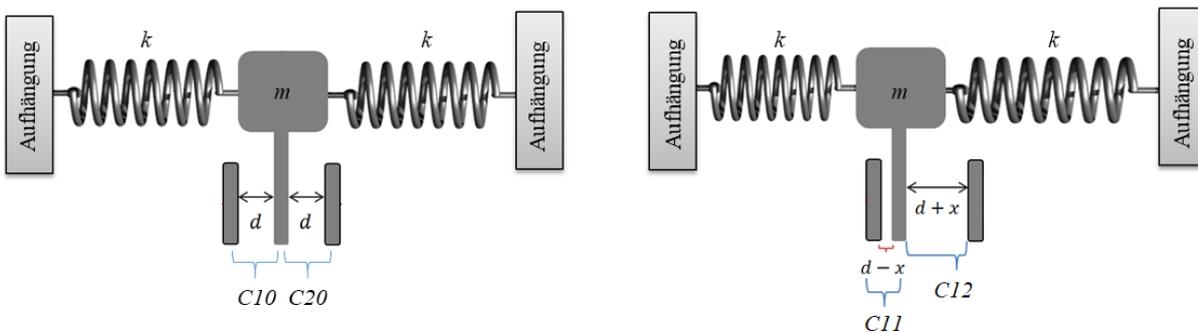


Abbildung 2.4: Links: Modell eines Feder-Masse Systems ohne Auslenkung. Rechts: Modell eines Feder-Masse Systems mit Auslenkung [19].

Wirkt eine Beschleunigung a in Richtung der Federn auf die seismische Masse ein, wird diese um den Weg x soweit ausgelenkt, bis ein Kräftegleichgewicht zwischen der Trägheitskraft $F = m \cdot a$ und der Federkraft $F = 2 \cdot k \cdot x$ erreicht ist. Für die Auslenkung gilt folglich:

$$x = \frac{m \cdot a}{2 \cdot k}, \quad (2.1)$$

wobei k für die Federkonstante beider Federn und m für die seismische Masse steht. k wird in diesem Modellsystem für beide Federkonstanten als gleich angenommen. Der Elektrodenabstand d ändert sich in Folge der Auslenkung und bewirkt jeweils eine Kapazitätsänderung:

$$\Delta C = C_1 - C_2 = \epsilon_0 \cdot \epsilon_r \cdot A \cdot \frac{2 \cdot x}{x^2 - d^2} \quad (2.2)$$

zwischen den beiden festen und der beweglichen Elektrode (vgl. Abbildung 2.4), wobei A für die sich überlappende Gesamtfläche, ϵ_0 für die elektrische Feldkonstante, ϵ_r für die Permittivität und d für den Elektrodenabstand in Ruhe steht. Im stationären Fall ist also die Auslenkung direkt proportional zur Beschleunigung. Die Kapazitätsänderung ΔC jedoch ist laut Gleichung 2.2 nur bei sehr kleinen Auslenkungen im Vergleich zum Elektrodenabstand linear. Teilt man aber ΔC durch die Summe der Einzelkapazitäten

$$\frac{\Delta C}{C_1 + C_2} = \frac{C_1 - C_2}{C_1 + C_2} = -\frac{x}{d}, \quad (2.3)$$

erhält man so eine lineare Beziehung zwischen Kapazitäten und Beschleunigung. Wird nun an eine der beiden festen Elektroden eine Spannung U_{in} angelegt und an die andere feste Elektrode $-U_{in}$ angelegt, wirkt die Kondensatoranordnung als Spannungsteiler und man erhält eine Ausgangsspannung U_{out} , für die gilt:

$$U_{out} = U_{in} \cdot \frac{\Delta C}{C_1 + C_2} \sim a, \quad (2.4)$$

so dass eine lineare Übertragung der Beschleunigung in eine Ausgangsspannung für ein ideales Modellsystem gewährleistet ist. Die Empfindlichkeit des Sensorelements beschreibt das Verhältnis von Eingangs- zu Ausgangsgröße. Somit gilt für die Empfindlichkeit dieses Systems:

$$S = \frac{\partial U_{out}}{\partial x} = \frac{\partial U_{out}}{\partial a} \cdot \frac{\partial a}{\partial x} = \frac{U_{in}}{2d} \cdot \frac{m}{2 \cdot k}. \quad (2.5)$$

Entscheidend sind also die Eingangsspannung der Auswerteschaltung, der Elektrodenabstand und das Verhältnis der seismischen Masse zu der Federkonstanten.

Gleichung 2.1 lässt sich nur für den statischen Fall anwenden, denn sobald das System in Bewegung ist, herrscht kein Kräftegleichgewicht. Die resultierende Kraft lässt sich über die Differentialgleichung:

$$F(t) = m \cdot \ddot{x} + d \cdot \dot{x} + 2 \cdot k \cdot x \quad (2.6)$$

darstellen, wobei d für die Dämpfungskonstante steht. Diese setzt sich aus der spezifischen Dämpfung des Materials und der Gasdämpfung des Mediums zwischen den Elektroden zusammen. Die Materialdämpfung von polykristallinem Silizium, dem bevorzugten Material für die Herstellung von MEMS-Beschleunigungssensoren, ist im Vergleich zur Gasdämpfung verschwindend gering und kann daher vernachlässigt werden. Das Lehrsche Dämpfungsmaß

$$D = \frac{d}{2\sqrt{2 \cdot k \cdot m}} = \frac{1}{2Q} \quad (2.7)$$

und die Resonanzfrequenz

$$f_0 = \frac{\omega_0}{2\pi} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{2 \cdot k}{m}} \quad (2.8)$$

beschreiben das Schwingverhalten des Systems, wobei Q die Güte des Systems bezeichnet. Dabei ist $D = 1$ die sogenannte kritische Dämpfung, bei der kein Überschwingen mehr stattfindet, die Reaktionszeit des Systems jedoch noch gering bleibt. Für die meisten Applikationen wird ein Wert für D knapp oberhalb der kritischen Dämpfung angestrebt, da Vibrationsrobustheit einer der wichtigsten Eigenschaften von MEMS-Beschleunigungssensoren darstellt.

Der tatsächliche Aufbau des mechanischen Elements unterscheidet sich für IP- und OP-Detektionsrichtungen maßgeblich und wird daher im folgenden Abschnitt genauer beschrieben. MEMS-Elemente in IP-Detektionsrichtung werden auch Lateralkerne genannt. Ein MEMS-Element in OP-Detektionsrichtung wird üblicherweise mit der Detektionsrichtung in Richtung Gravitationsachse assoziiert und daher Z-Kern genannt.

2.1.1 Lateralkern

Der mechanische Aufbau eines Lateralkerns ist in Abbildung 2.5 dargestellt.

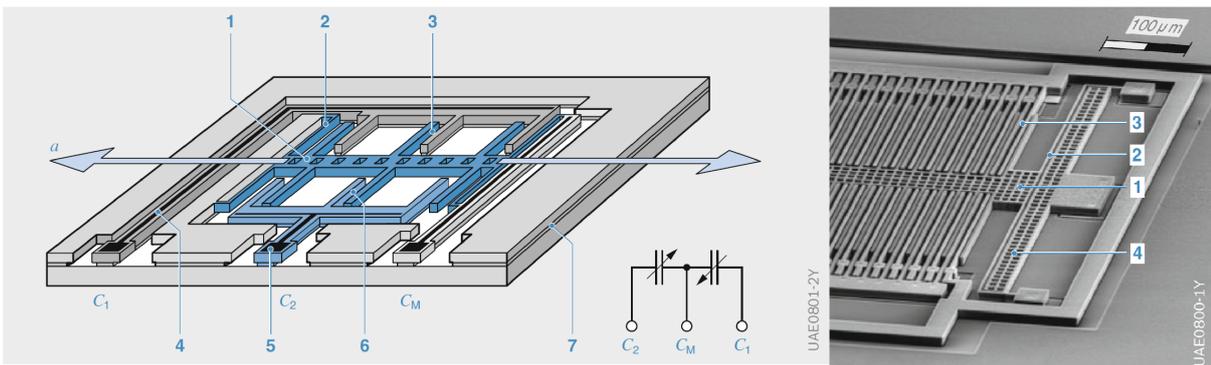


Abbildung 2.5: Links ist die Modelldarstellung und rechts das Foto der Kammstruktur eines Lateralkerns dargestellt [20]. Die Beschriftung ist für beide Abbildungen gleich: (1) Federnde seismische Masse mit Elektrode, (2) Feder, (3) feste Elektrode C_1 , (4) Leiterbahn und Ankerbereich, (5) Bondpad, (6) feste Elektrode C_2 und (7) Siliziumoxid

Durch die abwechselnde Anordnung von festen und beweglichen Elektroden in einer Kammstruktur werden die Kapazitäten C_1 und C_2 vergrößert. Die effektive Oberfläche vervielfacht sich mit jedem Elektrodenpaar, wobei für n Elektrodenpaare gilt: $A_{eff} = n \cdot A$. Die Prüfmasse ist von beiden Seiten an jeweils einer Balken-Feder aufgehängt. Diese wird je nach Anwendung und gewünschter Empfindlichkeit als „U-Feder“ (wie in Abbildung 2.5), oder als „S-Feder“ implementiert. Aufgrund der geringen seismischen Massen moderner MEMS-Elemente, werden im einstelligen g-Bereich vor allem S-Federn verwendet (siehe Abbildung 2.6 (1)), da deren

Federhärte deutlich unter der von U-Federn liegt.

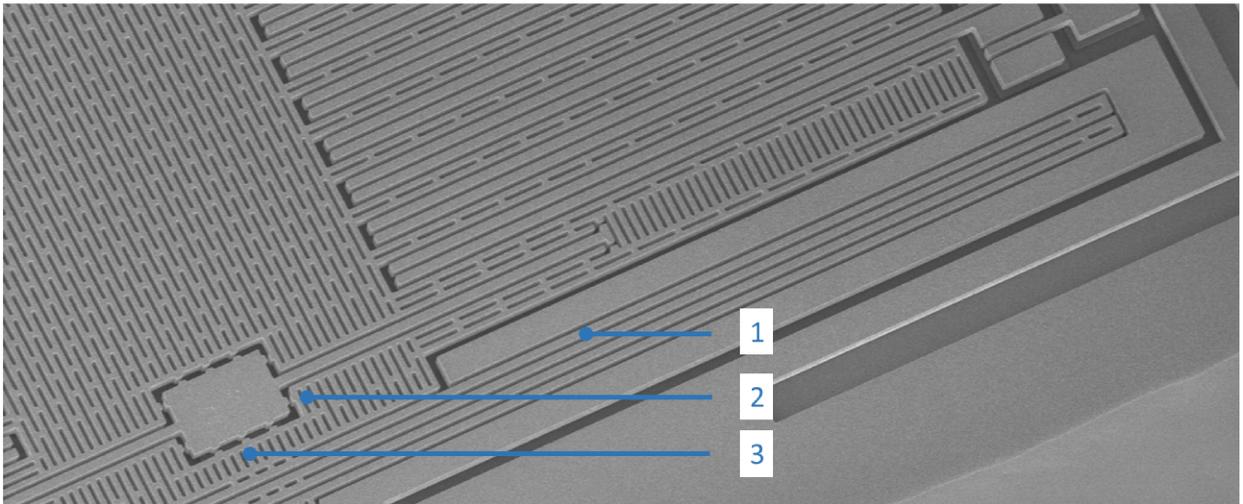


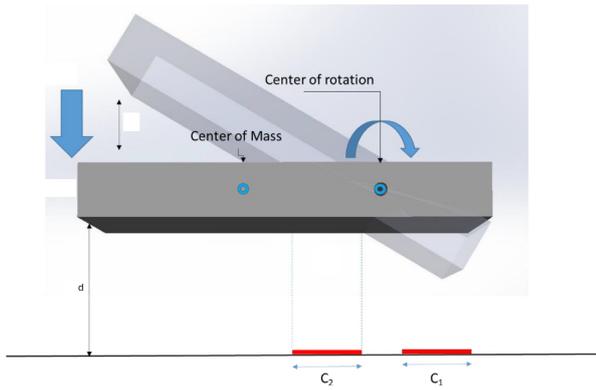
Abbildung 2.6: Abbildung eines Lateralkerns mit S-Feder. (1) S-Feder, (2) Stopper in Querrichtung, (3) Stopper in Detektionsrichtung

Kleine Stopper (siehe Abbildung 2.6 (3)) verhindern eine Berührung der Elektroden bei hohen Beschleunigungen, da dies zu einem Kurzschluss mit der Masse führen kann, wenn eine Auswertespannung anliegt. Weitere Stopper sollen bei Schockevents die Bewegung in Querrichtung zur Detektion einschränken (siehe Abbildung 2.6 (2)).

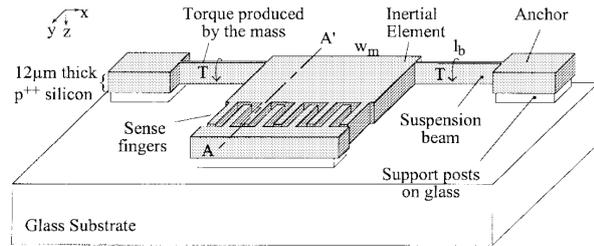
2.1.2 Z-Kern

Der Aufbau eines Lateralkerns lässt sich nicht in die Z-Richtung übertragen, da sowohl der Dicke als auch der Anzahl an Funktionsschichten durch die Prozessierung Grenzen gesetzt sind. Weder kann eine Feder analog zu Lateralkernen in Z-Richtung strukturiert werden, noch lassen sich vergleichbare Kammstrukturen vertikal in ähnlicher Größe herstellen. Das gängigste Design basiert daher auf dem Funktionsprinzip einer Wippe, die an einer Torsionsfeder aufgehängt ist. Dies ist in Abbildung 2.7a schematisch dargestellt.

Die Masse der Wippe ist asymmetrisch an der Torsionsfeder angebracht und die Massendifferenz entspricht der seismischen Masse. Für die Anordnung der Elektroden gibt es zwei unterschiedliche Ansätze. Entweder sind diese flach jeweils unterhalb der seismischen Masse angebracht (vergl. Abb. 2.7a), oder die Elektroden sind analog zu den Lateralkernen angeordnet und die Kapazitätsänderung erfolgt über die Änderung der überlappenden Fläche (vergl. Abb. 2.7b). In modernen Z-Kern-Designs wird die Anordnung ohne Kammstrukturen bevorzugt und meist zusätzlich noch zwei Elektroden über der Wippe implementiert, um die Linearität des Signals zu verbessern und höhere Stabilität gegenüber mechanischer Belastung zu erreichen. Dieses voll differenzielle Design kann als Stand der Technik angesehen werden [12] und alle Experimente an Z-Kernen in dieser Arbeit wurden mit darauf basierenden Sensoren durchgeführt.



a) Schematische Darstellung eines Z-Kerns mit Elektroden unter der Wippenstruktur [21].



b) Schematische Darstellung einer der ersten Z-Kerne mit kapazitiver Auswertung [22]. Die Elektroden sind hier analog zu Lateralkernen in Kammstrukturen angeordnet, jedoch ändert sich mit der Beschleunigung die überlappende Fläche und nicht der Abstand.

2.2 Charakterisierungsgrößen

2.2.1 Modulebene

Ein MEMS-Beschleunigungssensor wird üblicherweise durch

- die Empfindlichkeit und die Querachsenempfindlichkeit,
- den Messbereich und die Linearität,
- die Bandbreite,
- das Signal-Rausch-Verhältnis und
- die Schockrobustheit

charakterisiert [13]. Aus ihnen leiten sich Spezifikationen und Designparameter für die jeweilige Applikation ab. In diesem Kapitel soll darüber ein kurzer Überblick gegeben werden.

Empfindlichkeit und Querachsenempfindlichkeit

Die Empfindlichkeit beschreibt im Allgemeinen das Verhältnis zwischen Eingangsgröße und Ausgangsgröße und wird auch als Skalenfaktor S bezeichnet. Für Beschleunigungssensoren wird sie durch

$$S = \frac{\text{Ausgangsspannung (mV)}}{\text{Eingangsbeschleunigung (g)}}, \quad (2.9)$$

oder

$$S = \frac{\text{digitales Ausgangssignal (LSB)}}{\text{Eingangsbeschleunigung (g)}} \quad (2.10)$$

angegeben. In Gleichung (2.5) wurden die Einflussgrößen bereits hergeleitet. Bei der Auslegung des mechanischen Elements lassen sich daher hohe Empfindlichkeiten durch große seismische

Massen und weiche Federn und einen geringen Elektrodenabstand erreichen.

Die Querachsenempfindlichkeit beschreibt ebenfalls das Verhältnis von Ausgangsspannung zur Eingangsbeschleunigung, welche jedoch orthogonal zur Detektionsrichtung wirken. Zum Beispiel ist die Querachsenempfindlichkeit in X- und Y-Richtung für einen Z-Kern durch

$$(Z_S)_{AX} = \frac{\text{Ausgangsspannung (mV)}}{\text{Eingangsbeschleunigung in X - Richtung (g)}} \quad (2.11)$$

$$(Z_S)_{AY} = \frac{\text{Ausgangsspannung (mV)}}{\text{Eingangsbeschleunigung in Y - Richtung (g)}} \quad (2.12)$$

definiert. Einflussfaktoren sind die Steifigkeit der Feder in Richtung Querachse und prozessbedingte Asymmetrien, die zu einer leichten Verkippung der seismischen Masse führen. Die Federsteifigkeit für Lateralkerne in Richtung Querachse ist im Vergleich zu der einer Torsionsfeder des Z-Kerns sehr hoch, weshalb dieser im Allgemeinen die größte Querachsenempfindlichkeit aufweist.

Messbereich und Linearität

Der Messbereich gibt die maximal messbare dynamische Beschleunigung an und wird folglich in $\pm g$ angegeben. Sie hängt vor allem von dem Verhältnis von seismischer Masse zur Federsteifigkeit ab. Bei einem idealen Beschleunigungssensor ist das Ausgangssignal über den gesamten Messbereich linear zur Beschleunigung. Die prozentuale Nichtlinearität des Ausgangssignals zum Eingangssignal eines realen Sensors ist gegeben durch

$$\text{Nichtlinearität (\%)} = \frac{\text{Maximale Abweichung (g)}}{\text{Messbereich (g)}} \times 100 \quad (2.13)$$

und hat großen Einfluss auf die Messgenauigkeit. Neben parasitären Kapazitäten im Sensor-kern, den Bondverbindungen und dem ASIC, hat vor allem mechanischer Stress negative Auswirkung auf die Linearität. Parasitäre Kapazitäten treten bei jeder signalführenden Leitung auf und lassen sich zumindest teilweise im ASIC kompensieren. Die Signalwandlung innerhalb des ASICs stellt ebenfalls eine weitere Quelle für Nichtlinearitäten dar [15].

Die Klebe- und Moldprozesse bei der Herstellung des „first“ und „second level packages“ können zu thermomechanischen Verspannungen insbesondere in Z-Richtung führen. Zudem sind die Federkonstanten von Biegebalkenstrukturen nur bei geringen Auslenkungen tatsächlich konstant, was bei größeren Auslenkungen zu einer zusätzlichen Nichtlinearität führt. Auch äußere Einflüsse, wie ein Temperaturgradient zwischen Ober- und Unterseite des Sensors können erheblichen Einfluss auf die Linearität haben [16].

Bandbreite

Die Bandbreite beschreibt die Abhängigkeit der Empfindlichkeit von der Frequenz des Eingangssignals. Sie wird durch die Resonanzfrequenz der seismischen Masse begrenzt und wird

typischerweise für ein Toleranzband von ± 3 dB der Empfindlichkeit angegeben [13]. Für kapazitive MEMS-Beschleunigungssensoren liegt dieser Wert üblicherweise im niedrigen Kilohertz Bereich (< 10 kHz).

Signal-Rausch-Verhältnis

Das Signal-Rausch-Verhältnis oder „signal-to-noise-ratio“ (SNR) ist eine der entscheidenden Größen bei der Auslegung von MEMS-Beschleunigungssensoren und durch das Verhältnis des Nutzsignalpegels zu dem Rauschpegel definiert. Den größten Einfluss hat das mechanische oder „Brownsche“ Rauschen, da es die maximal mögliche Auflösung des Sensors limitiert [14]. Es beschreibt den Einfluss der Gasatome, die auf Grund der Brownschen Molekularbewegung Impulse auf die MEMS-Struktur übertragen. Das Brownsche Rauschen ist durch

$$\sqrt{\frac{a_n^2}{\Delta f}} = \frac{\sqrt{4K_b T b}}{m} = \sqrt{\frac{4K_b T \omega}{mQ}} \quad (2.14)$$

definiert, wobei a_n das Brownsche Beschleunigungsrauschen, Δf die Bandbreite, K_b die Boltzmannkonstante und T die Temperatur angibt. Je größer also die seismische Masse m und die Güte Q , desto geringer das Brownsche Rauschen. Das gesamte Rauschen über Frequenz wird typischerweise als spektrale Rauschdichte oder Spannungsrauschdichte in der Einheit

$$\frac{\mu g}{\sqrt{Hz}} \quad (2.15)$$

angegeben. Je höher also die Abtastrate beim Auslesen, desto höher der Rauschpegel und desto niedriger der SNR.

Schockrobustheit

Die Schockrobustheit gibt die maximale Beschleunigung an, der der Sensor ausgesetzt werden darf. Sie wird in der Einheit g angegeben. Sie wird vor allem durch die Härte der Feder und die Dimensionierung der Elektrodenkämme, sowie der Festigkeit der Bondverbindungen festgelegt [17]. Typische Werte für MEMS-Beschleunigungssensoren hängen stark von der Applikation ab und liegen im Bereich von 1000 – 20000 g .

Alle diese Parameter werden durch die Eigenschaften des mechanischen Elements entweder komplett bestimmt, oder zumindest stark beeinflusst.

2.2.2 MEMS-Element

Das mechanische Element selbst wird durch

- die Masse und Federsteifigkeit,
- die Dämpfung,

- die Ruhekapazität und Anschlagkapazität
- und den Rohoffset

charakterisiert. Die Bestimmung dieser Parameter auf Vormessebene erlaubt eine gute Approximation eines Großteils der Charakterisierungsgrößen des kompletten Moduls, weswegen diese ebenfalls genauer beschrieben werden.

Masse und Federsteifigkeit

Die Größe der seismischen Masse und der Federsteifigkeit haben großen Einfluss auf alle Charakterisierungsgrößen und sind deshalb die wichtigsten Parameter bei der Auslegung eines MEMS-Beschleunigungssensors. Ihr Verhältnis bestimmt die Resonanzfrequenz der seismischen Masse mit:

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{k}{m}} = \sqrt{\frac{a}{x}} \quad (2.16)$$

Gleichzeitig hat die seismische Masse großen Einfluss auf das brownische Rauschen, weshalb diese so groß wie möglich ausgelegt werden sollte (vergl. Gl. 2.14). Die Federsteifigkeit ergibt sich dann aus der designierten maximalen Auslenkung und dem angestrebten Messbereich. So gilt beispielsweise für eine seismische Masse von $m = 1 \text{ nkg}$ und einem Messbereich von 16 g bei einer Auslenkung von $x = 1 \text{ }\mu\text{m}$:

$$f_0 = \frac{1}{2\pi} \cdot \omega_0 = \frac{1}{2\pi} \cdot \sqrt{\frac{16 \cdot 9.81 \text{ m/s}^2}{1 \text{ }\mu\text{m}}} \approx 2.0 \text{ kHz} \quad (2.17)$$

und

$$k = m \cdot \omega_0^2 = m \cdot (2\pi f_0)^2 = 1 \text{ nkg} \cdot (2\pi \cdot 2.0 \text{ kHz})^2 = 0.16 \text{ N/m} \quad (2.18)$$

Beide Parameter werden durch Prozessvariationen in Kantenverlust und Epitaxiedicke beeinflusst und müssen daher präzise überwacht werden.

Dämpfung

Die Dämpfung wird wie in Gleichung (2.7) über das Lehrsche Dämpfungsmaß bestimmt. Sie beeinflusst SNR, Ansprechverhalten und die Vibrationsrobustheit des Sensors. Die Dämpfung kann über den Innendruck der Kaverne, das verwendete Gas und Implementierung zusätzlicher Kammstrukturen eingestellt werden. Sie setzt sich vor allem aus der viskosen Dämpfung und der „Squeeze-Film“ Dämpfung des verwendeten Gases zusammen, welche stark abhängig von der Architektur des mechanischen Elements ist [24]. Einen exakten Wert für die Dämpfung anhand des Designs zu errechnen ist daher hochkomplex und stark fehlerbehaftet [25] und macht eine Charakterisierung unverzichtbar.

Ruhe- und Anschlagkapazitäten

Die Ruhekapazitäten C_{10} und C_{20} ergeben sich aus den Einzelkapazitäten und der Anzahl der Elektrodenfingerpaare. Die Anschlagkapazitäten C_{11} und C_{21} lassen sich bei maximaler Auslenkung der seismischen Masse in die jeweilige Richtung bestimmen (siehe Abbildung 2.4).

Die Ruhekapazitäten haben großen Einfluss auf das SNR, da dieses neben dem mechanischen Rauschen vor allem von elektrischen Störeinflüssen wie Schrotrauschen, Johnson-Nyquist-Rauschen und Funkelrauschen abhängig ist [23]. Diese verändern Ladungsträgerzahl und -dichte, weshalb hohe Ruhekapazitäten zur Rauschunterdrückung beitragen. Zudem können aus den Ruhe- und Anschlagkapazitäten Prozessparameter wie Kantenverlust und Epitaxiedicke bewertet werden, sowie der Abstand der Elektroden in Ruhe und bei maximaler Auslenkung bestimmt werden.

Rohoffset

Der Rohoffset beschreibt die Vorauslenkung der seismischen Masse zwischen den beiden Festelektroden und lässt sich durch die Differenz der Ruhekapazitäten ermitteln. Grund hierfür sind Scherkräfte zwischen den Epitaxieschichten des polykristallinen Siliziums, sowie dessen Korngröße und Orientierung des Kristallgitters. Er hat Einfluss auf den minimal und maximal möglichen Messbereich, jedoch kann bei der Kalibrierung des kompletten Sensormoduls der Rohoffset weitgehend ausgeglichen werden.

2.3 Ausfallmechanismen

Die Ausfallmechanismen von MEMS-Beschleunigungssensoren lassen sich in drei Gruppen einteilen [26]:

- MEMS-Ausfallmechanismen,
- ASIC-Ausfallmechanismen
- Ausfallmechanismen in der Aufbau- und Verbindungstechnik.

MEMS-Ausfallmechanismen betreffen ausschließlich das mechanische Element und unterscheiden sich durch mechanische und elektrische Ursachen. Neben der Fraktur und Ermüdung einzelner Strukturelemente wie Federn oder Elektrodenkämme, zählen eingeschlossene Partikel und Undichtigkeit der Kaverne zu den mechanischen Ursachen. Elektrische Kurz- und Nebenschlüsse können ebenfalls, durch zum Beispiel Berühren der Elektrodenfinger, bereits innerhalb des MEMS-Elements auftreten. Oberflächenadhäsion kann mechanische, elektrische oder auch chemische Ursachen haben und ist in der Oberflächenmikromechanik der prominenteste Ausfallmechanismus.

Andere Ausfallmechanismen betreffen den ASIC oder das Package des kompletten Chips. Hierzu zählen unter anderem elektrostatische Entladungen (ESD), Delamination und Beschädigung

der Bondverbindungen. Im Vormessen können nur MEMS-Ausfallmechanismen bewertet werden, weshalb ausschließlich auf diese näher eingegangen wird.

2.3.1 Partikel und mechanisches Versagen

Partikel können entweder innerhalb des Produktionsprozesses in die Kaverne gelangen, oder durch Abrieb oder Bruch von Komponenten innerhalb der Kaverne entstehen (vergl. Abb 2.8). Je nach Größe können diese die Bewegung der seismischen Masse blockieren, Kurzschlüsse zwischen den Elektroden verursachen, oder durch Reibung Oberflächen degradieren. Unter me-

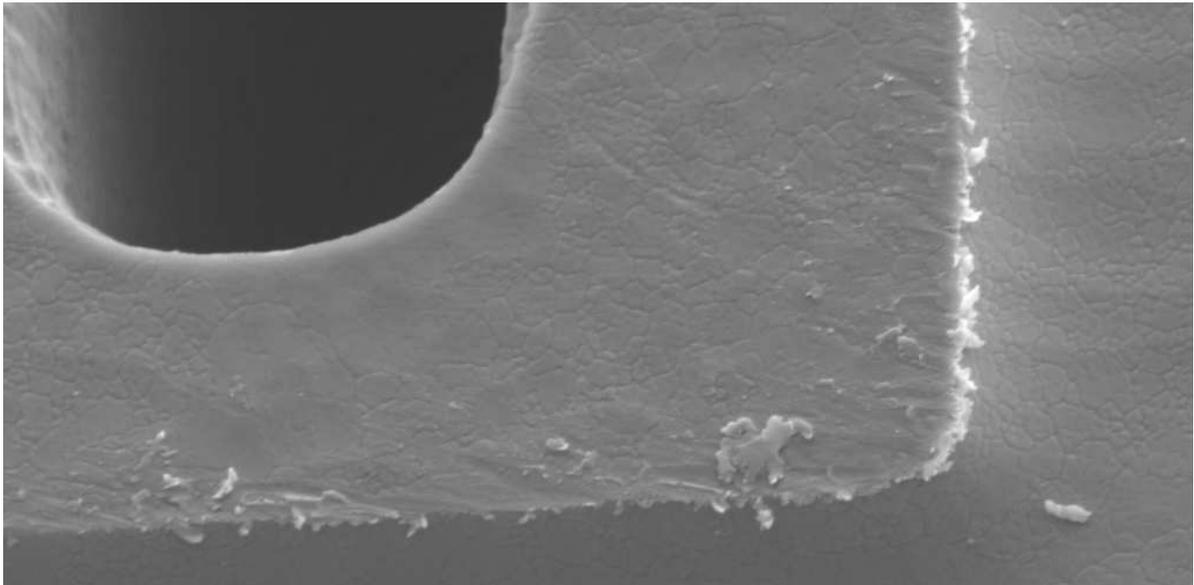


Abbildung 2.8: REM Bild eines Stoppers nach Lebensdauertests. Die fortgeschrittene Degradation der Kontaktfläche führt zur Bildung von Partikeln im sub μm Bereich.

chanisches Versagen fallen vor allem Brüche der Federn, Aufhängungen und Elektrodenkämme, aber auch Oberflächendegradation durch Abnutzung sowie Änderung des Elastizitätsmoduls. Während Brüche kritischer Strukturen in der Regel zum sofortigen Ausfall führen, begünstigt die Oberflächendegradation die Entstehung von Partikeln, sowie die Oberflächenadhäsion [27]. Die Änderung des Elastizitätsmoduls hat ihre Ursache in der Materialermüdung von Silizium und führt zu geringerer Sensitivität. Typischerweise tritt dieser Effekt aber erst nach Milliarden einzelner Auslenkbewegungen auf [28] und ist somit für die meisten Applikationen vernachlässigbar.

2.3.2 Dichttheit der Kaverne

Die Dichttheit der Kaverne gewährleistet, dass keinerlei Kontamination von außen in den Sensorkern eindringen kann. Neben den bereits besprochenen Partikeln, kann vor allem eindringende Feuchtigkeit durch Korrosion und erhöhte Oberflächenadhäsion zu einem Ausfall führen. Zudem definieren verwendetes Gas und eingestellter Innendruck die Dämpfung und das SNR des

Sensorkerns. Eine Veränderung des Innendrucks und der damit einhergehende Gasaustausch können bereits zu einer signifikanten Verschlechterung der Sensorperformance führen.

2.3.3 Nebenschlüsse

Nebenschlüsse beschreiben zu niedrige ohmsche Widerstände entweder zwischen den elektrischen Leitungen des MEMS-Elements und dem Substrat des Wafers, oder zwischen den Leitungen und Anschlusspads selbst. Die Auswirkungen reichen von einer leichten Verschlechterung der Performance bis zu komplettem Ausfall. Hauptgrund dafür ist eine fehlerhafte Prozessierung oder ein Fehler im MEMS-Layout. Das Auftreten von Nebenschlüssen während der Lebensdauer des Sensors kann durch leitende Partikel, die durch Oberflächendegradation an den Kontaktflächen entstanden sind, verursacht werden. Dieses Phänomen wurde jedoch sehr selten beobachtet.

2.3.4 Oberflächenadhäsion

Die permanente Adhäsion zwischen zwei Oberflächen innerhalb des Sensorkerns ist der prominenteste Ausfallmechanismus bei MEMS-Beschleunigungssensoren [29]. Dies geschieht wenn die Summe der Oberflächenkräfte größer ist als die Rückstellkraft der Feder. Das Phänomen wird allgemein als „Stiction“ (zusammengesetzt aus „static friction“, englisch für Haftreibung und „to stick“, englisch für fest klebend) bezeichnet und kann entweder innerhalb der Prozessierung (in-process Stiction), oder während des Einsatzes (in-use stiction) auftreten. Zudem unterscheidet man Adhäsion zwischen Seitenwänden (IP Stiction) bei Lateralkernen und Adhäsion zwischen unterschiedlichen Schichten (OP Stiction) bei Z-Kernen. Grund hierfür ist die stark abweichende Oberflächenbeschaffenheit und Potentialdifferenz von IP und OP Kontaktflächen, welche in Abbildung 2.9 dargestellt sind.

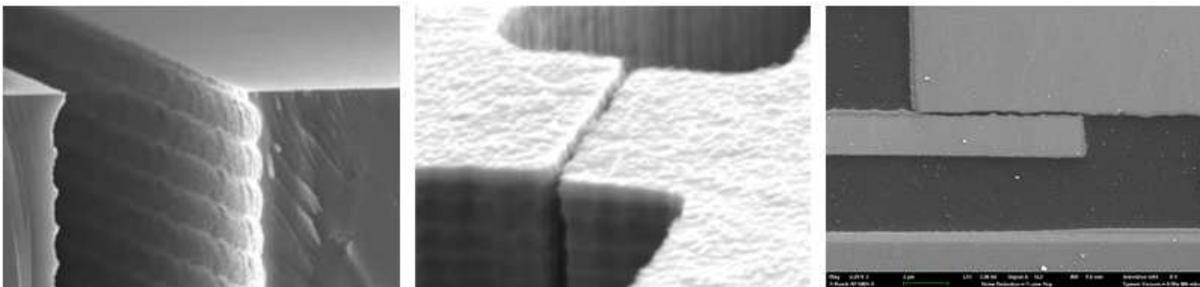


Abbildung 2.9: Links: Offene Seitenwandkontaktflächen mit gut erkennbaren Trench-Rillen, die durch den DRIE Prozess verursacht werden. Mitte: Permanente Adhäsion von zwei Seitenwänden (IP Stiction). Rechts: Permanente Adhäsion von zwei Schichten (OP Stiction). Die Oberflächen der Schichten unterscheiden sich auf Grund der Prozessierung maßgeblich von denen der Seitenwände.

Da die Adhäsionsbewertung auf Vormessebene den Schwerpunkt dieser Arbeit darstellt, werden

die verantwortlichen Oberflächenkräfte und Einflussfaktoren in diesem Kapitel ausführlicher diskutiert.

Oberflächenkräfte

Die für Stiction verantwortlichen Oberflächenkräfte sind alle von dem Abstand der betroffenen Kontaktflächen abhängig, unterscheiden sich jedoch im Maß dieser Abhängigkeit. Kapillar- und elektrostatische Kräfte gelten als vergleichsweise langreichweitig und sind daher oft dafür verantwortlich, Strukturen in Kontakt zu bringen, während kurzreichweitige Van-der-Waals- oder Casimir-Kräfte sowie Wasserstoffbrückenbindungen diese in Kontakt halten. Die Casimir-Kraft kann im Allgemeinen vernachlässigt werden, da diese selbst bei perfekt flachen Kontaktflächen um Größenordnungen kleiner als die anderen Oberflächenkräfte ist [30]. Kovalente, ionische und metallische Bindungen basieren auf einem Elektronenaustausch zwischen den in Kontakt gebrachten Atomschichten und werden mehrfach in der Literatur als mögliche Ursache aufgeführt [30][31][34]. Diese lassen sich aber vergleichsweise einfach durch die Bildung eines Oxids wie zum Beispiel H_2O_2 an den Kontaktoberflächen vermeiden und werden deshalb nicht näher besprochen.

Kapillarkräfte

Kapillarkräfte treten auf, wenn sich zwischen den Kontaktflächen ein Flüssigkeitsfilm befindet, wie in Abbildung 2.10 gezeigt.

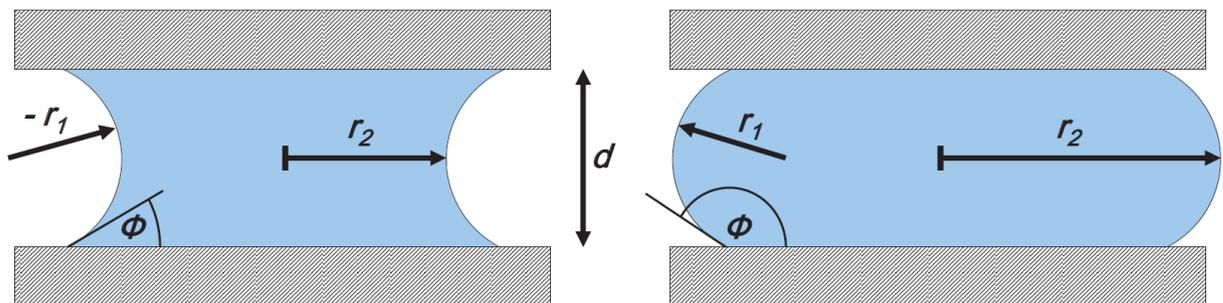


Abbildung 2.10: Darstellung einer Kapillarbrücke zwischen den Kontaktflächen mit Ausbildung eines konkaven Meniskus und Kontaktwinkel $\phi < 90^\circ$ links und eines konvexen Meniskus und Kontaktwinkel $\phi > 90^\circ$ rechts.

Der auftretende Flüssigkeitsmeniskus erzeugt den Laplace-Druck, der durch

$$P_l = \gamma_L \left(\frac{1}{r_1} + \frac{1}{r_2} \right) \quad (2.19)$$

mit der Oberflächenspannung γ_L und den Krümmungsradien r_1 und r_2 (vergleiche Abbildung 2.10) beschrieben wird [32]. Diese Gleichung lässt sich unter der Annahme, dass $r_1 \ll r_2$, was

bei Kontaktoberflächen von MEMS allgemein der Fall ist, zu

$$P_l = \frac{2 \cdot \gamma_L \cdot \cos\phi}{d} \quad (2.20)$$

vereinfachen, wobei θ den Kontaktwinkel bezeichnet [33]. Bei planen Kontaktoberflächen lässt sich die Kapillarkraft als Funktion des Laplace-Drucks und der Kontaktfläche A angeben:

$$F_{cap} = A \cdot \frac{2 \cdot \gamma_L \cdot \cos\phi}{d} \sim \frac{1}{d}. \quad (2.21)$$

Ist der Kontaktwinkel kleiner 90° , bildet sich ein konkaver Meniskus, die Kosinusfunktion in 2.21 ist positiv und die Kapillarkraft wirkt per Definition bei positivem Vorzeichen attraktiv. Oberflächen mit dieser Eigenschaft werden hydrophil genannt. Bei Kontaktwinkeln größer 90° ist die Kosinusfunktion und damit das Vorzeichen der Kapillarkraft negativ und wirkt somit repulsiv. Daher werden solche Oberflächen hydrophob genannt.

Kapillarkräfte können sowohl in der Herstellung als auch im Gebrauch zu Ausfällen führen. Bei nasschemischen Prozessschritten kann es zur Ausbildung eines Flüssigkeitsfilms zwischen zwei Kontaktflächen, auch Kapillarbrücke genannt, kommen und somit zu in-process Stiction führen. In-use Stiction kann auftreten, wenn aus der Atmosphäre der Kaverne Flüssigkeit in kleine Spalten und Unebenheiten der Kontaktflächen kondensiert und ebenfalls Kapillarbrücken ausbildet [34]. Diese kapillare Kondensation lässt sich im Gleichgewichtszustand über die Kelvin-Gleichung beschreiben:

$$\left(\frac{1}{r_1} + \frac{1}{r_2}\right)^{-1} = r_k = \frac{\gamma_L V}{RT \log(RH)}, \quad (2.22)$$

wobei r_k den Kelvinradius, V das molare Volumen, R die universelle Gaskonstante, T die absolute Temperatur und RH die relative Luftfeuchtigkeit bezeichnet [32][33]. Eine typische Kenngröße ist der Kelvinradius von Wasser bei einer relativen Feuchte von 50 % und 20°C mit $r_k = 1,6 \text{ nm}$. In Spalten und Unebenheiten, aber auch an Kontaktstellen der mechanischen Stopper, die kleiner als der Kelvinradius sind, tritt Kapillarkondensation auf. Die Oberflächenspannung γ_L ist linear temperaturabhängig, was dazu führt, dass die Kapillarkraft ebenfalls mit der Temperatur linear ansteigt. Dies wird jedoch durch das zur Temperatur indirekt proportionale Verhalten des Kelvinradius kompensiert.

Die Kapillarkraft ist in feuchten Umgebungen die dominierende Oberflächenkraft, weshalb Prozessschritte, bei denen es zur Bildung von Flüssigkeitsfilmen kommen kann, bestmöglich vermieden werden sollten. Zudem sollten die sich berührenden Oberflächen hydrophob, und die relative Feuchte in der Kaverne so niedrig wie möglich sein.

Elektrostatische Kräfte

Wenn eine Potentialdifferenz zwischen zwei Oberflächen besteht, so wirken elektrostatische Kräfte. Grund für die Potentialdifferenz können gebundene elektrostatische Ladungen in den

Kontaktflächen, deshalb oft als Oberflächenladung bezeichnet, oder eine extern angelegte Spannung sein. Für zwei parallele Oberflächen mit der idealen Kapazität

$$C = \epsilon \frac{A}{d} \quad (2.23)$$

ist die elektrostatische Energie gegeben durch:

$$W_{el} = \frac{1}{2}CU. \quad (2.24)$$

Die elektrostatische Kraft erhält man durch die Ableitung von W_{el} nach d :

$$F_{el} = \frac{dW_{el}}{dd} = \frac{1}{2} \frac{\partial C}{\partial d} U^2 = \frac{1}{2} \epsilon A \frac{U^2}{d^2} \sim \frac{1}{d^2}. \quad (2.25)$$

Die elektrostatische Kraft wirkt, unabhängig von der Polung der Potentialdifferenz, immer attraktiv. Hohe Potentialdifferenzen zwischen den Kontaktflächen können somit allein zu Adhäsionsausfällen führen.

Van-der-Waals Kräfte

Die Van-der-Waals Kräfte bezeichnen unterschiedliche Kräfte, die durch die Wechselwirkung von zwei Dipolmomenten auftreten. Zu ihnen zählt die Debye-Kraft (beide Dipole permanent), Keesom-Kraft (ein Dipol permanent, ein Dipol induziert) und die Londonsche Dispersionskraft (beide Dipole induziert). Für flache parallele Oberflächen aus dem gleichen Material und Abstände kleiner $d_0 = 20$ nm ist die anziehende Kraft gegeben durch:

$$F_{VdW} = \frac{HA}{6\pi d^3} \sim \frac{1}{d^3}, \quad (2.26)$$

wobei H für die Hamakerkonstante (1.6 eV für reines Silizium) steht. Für Abstände $d_0 > 20$ nm ist die Anziehung retardiert und lässt sich durch:

$$F_{VdW} = \frac{HA}{6\pi d^3} \frac{d_0}{d + d_0} \quad (2.27)$$

ausdrücken. Van-der-Waals Kräfte treten also unvermeidlich auf und sind sehr stark von dem mittleren Abstand der Kontaktflächen abhängig, so dass Kontaktflächen mit geringer Rauigkeit besonders betroffen sind und vermieden werden sollten. Die Gleichungen 2.26 und 2.27 sind jedoch für raue Oberflächen nicht allgemein gültig, da Van-der-Waals Kräfte nicht einfach aufaddiert werden können [34]. Die tatsächlich bei MEMS auftretenden Van-der-Waals Kräfte lassen sich deshalb nur sehr grob abschätzen.

Tabelle 2.1: Adhäsionskräfte in Abhängigkeit zum mittleren Abstand d

Kapillarkraft
elektrostatische Kraft
Van-der-Waals Kräfte

$$F_{cap} \sim \frac{1}{d}$$

$$F_{el} \sim \frac{1}{d^2}$$

$$F_{VDW} \sim \frac{1}{d^3}$$

Zusammenfassung

Die für Adhäsion verantwortlichen Oberflächenkräfte unterscheiden sich in ihrer Stärke, ihren materialbedingten Einflussgrößen und vor allem ihrer Abhängigkeit zum mittleren Abstand der Flächen. Dies ist in Tabelle 2.1 dargestellt.

Um eine Einschätzung zu ermöglichen, bei welchen Abständen welche Kraft dominant wirkt, wurden Gleichungen 2.21, 2.25 und 2.26 für zwei perfekt flache Siliziumoberflächen in Abbildung 2.11 aufgetragen.

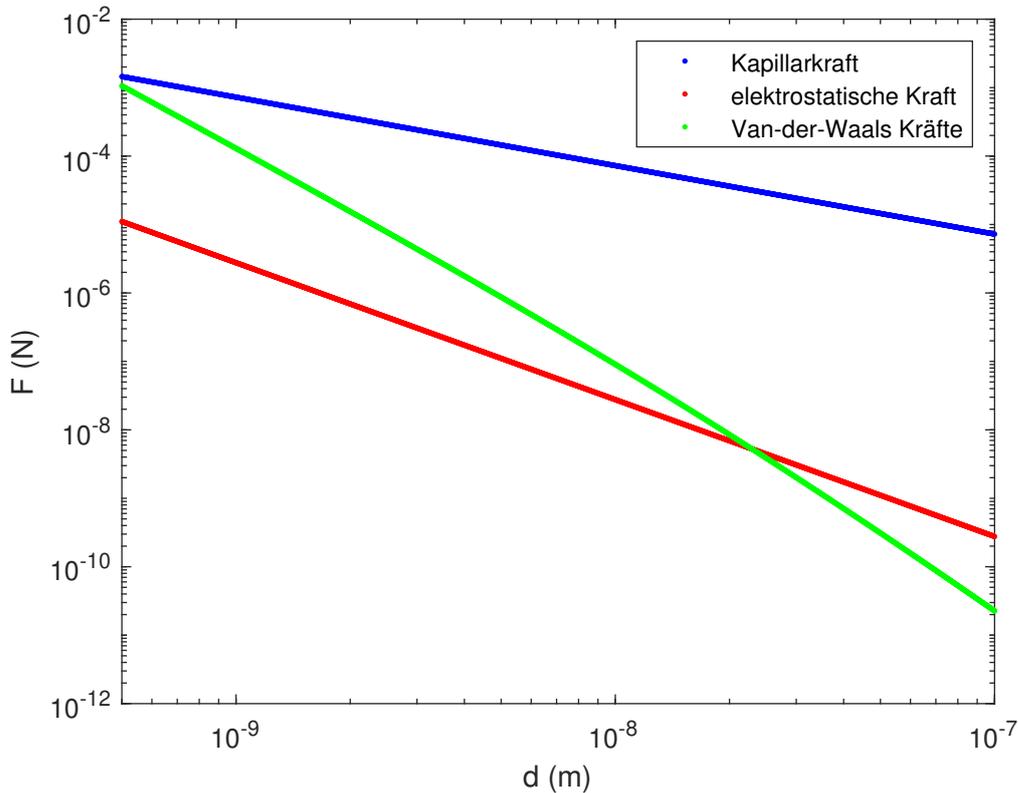


Abbildung 2.11: Vergleich der Oberflächenkräfte als Funktion von zwei perfekt flachen Siliziumoberflächen.

Dabei wurde eine Kontaktfläche von $A = 10 \mu\text{m}^2$ angenommen, welche sich an typischen Dimensionen von mechanischen Stopperrn orientiert [12]. Eine relative Feuchte von $RH = 50\%$, ein Kontaktwinkel von $\lambda_L = 60^\circ$ und ein Kontaktpotential von $U = 250 \text{ mV}$ als typische Werte

wurden ebenfalls angenommen. Die Kapillarkraft dominiert über alle Abstände des dargestellten Bereichs und hat deshalb den größten Anteil an den für Siliziumoberflächen auftretenden attraktiven Kräften. Die elektrostatische Kraft und Van-der-Waals Kraft erreichen bei Abständen kleiner $d = 10 \text{ nm}$ signifikante Werte und dürfen daher nicht vernachlässigt werden. Typische Rückstellkräfte bei MEMS-Beschleunigungssensoren liegen zwischen $10 \mu\text{N}$ und $10^{-2} \mu\text{N}$ und sind damit im Kontaktfall ($d < 10 \text{ nm}$) deutlich geringer als die attraktiven Kräfte. Dies zeigt warum Maßnahmen nötig sind, um die Oberflächenkräfte zu minimieren.

Allen Oberflächenkräften gemein ist die lineare Abhängigkeit zu der Kontaktfläche A . Aus diesem Grund ist es notwendig diese soweit zu minimieren, wie es ein robustes Design zulässt. Da polykristalline Siliziumoberflächen oft raue Oberflächen besitzen, ist die effektive Kontaktfläche zu bewerten, welche von der Rauigkeit abhängt. Es existieren mehrere Modelle zur Vorhersage von Adhäsionskräften zwischen zwei Oberflächen in Abhängigkeit von deren Rauigkeit, wobei plastische Effekte meist unberücksichtigt bleiben. Die Johnson-Kendal-Roberts-Theorie (JKR) und die Deryagin-Muller-Taporov-Theorie (DMT) beschreiben die Adhäsionskraft in Abhängigkeit der Oberflächenenergie, Rauigkeit und Elastizität der Kontaktflächen. Sie wurden von Maugis in einer Theorie vereint [35]. Bisher konnte jedoch noch keine exakte Voraussage der Adhäsionskraft für Polysiliziumoberflächen gemacht werden, aber alle Theorien zeigen einen Rückgang der Adhäsionskraft für höhere Rauigkeiten, was durch experimentelle Ergebnisse bestätigt wurde [36][37]. Es wurde aber auch beobachtet, dass extrem große Rauigkeiten zu sehr hohen Ausfallsraten führen [38]. Dies lässt sich jedoch eher auf den „Velcro Effekt“, welcher das mechanische Verhaken zweier Oberflächen wie bei einem Klettverschluss beschreibt, zurückführen als auf den Einfluss verschiedener Adhäsionskräfte. Ein Optimum der Rauigkeit zur Unterdrückung von Kontaktausfällen kann daher nur durch einen experimentellen Ansatz bestimmt werden.

3 Stand der Vormesstechnik

Das Wafer-Level-Testing oder deutsch Vormessen wurde analog zu den Fertigungsprozessen für MEMS-Sensoren aus der Halbleiterindustrie adaptiert. Bei der IC Herstellung ist das Vormessen integraler Bestandteil des Testkonzepts und dient als erster Qualitätscheck der prozessierten Wafer. Das unmittelbare Testen nach der Waferprozessierung und noch vor der Vereinzelnung verhindert, dass defekte Bauteile in den weiteren Fertigungsprozess kommen und unnötige Kosten produzieren [40]. Zugleich dient der Test als Monitor für Prozessparameter und wird als Feedback zur Prozessoptimierung genutzt, um die Ausbeute pro Wafer zu erhöhen. Hierzu wird jeder Chip elektrisch kontaktiert und ein oder mehrere Testpattern werden durchlaufen. Ein typisches Testsystem besteht aus der nötigen Messhardware und dem für das Handling der Wafer und das automatische Kontaktieren der Chips verantwortlichen Prober [41].

Das Vormessen für MEMS-Sensoren unterscheidet sich vor allem darin, dass keine Schaltung, sondern ein mechanisches Element getestet werden muss. Dies geschieht durch elektrische Stimulation und Bewertung des elektrischen Ansprechverhaltens, welches Rückschlüsse auf mechanische Parameter zulässt. Diese Besonderheit macht das Vormessen von MEMS-Sensoren hochkomplex und individuell für jedes Produkt. Dies führte dazu, dass die führenden MEMS-Hersteller jeweils eigene Testmethoden und Hardware für ihre Produkte entwickelt haben. Da die Testmethoden nur sehr schwer am fertigen Produkt nachgewiesen werden können, sind nur wenige Testverfahren aus der Industrie patentiert, und noch weniger veröffentlicht worden [42]. Ein allgemeiner Stand der Technik ist daher schwer zu definieren und lässt sich nur aus dem Vergleich des in dieser Arbeit verwendeten Testsystems mit den wenigen relevanten Veröffentlichungen von Universitäten und Instituten ableiten.

Da es zunächst nicht möglich war Testsysteme für komplette MEMS-Wafermessungen bereitzustellen, die Messdaten schnell genug erfassen konnten, wurden speziell für das elektrische Vormessen entworfene Testmuster implementiert, um Prozessparameter wie Kantenverlust und Epitaxiedicke zu messen [43][44][45]. Testmuster lassen sich relativ einfach auf Wafern integrieren und testen. Sie ermöglichen einen Vergleich der Prozessparameter für verschiedene Wafer und Produkte [46]. Die Qualität der Nutzchips lässt sich allein anhand von Testmuster-messungen nicht bewerten. Zudem reduziert sich die Anzahl der Nutzchips per Wafer.

Die ersten elektrischen Testsysteme für MEMS-Beschleunigungssensoren wurden 2008 von V. Natarajan et al. [47] und N. Dumas et al. vorgestellt [48]. Beide Arbeiten stützen sich aber ausschließlich auf simulierte Datensätze und zeigen keinerlei Messdaten von echten Sensoren. Im gleichen Jahr stellten L.A. Rocha et al. eine elektrische Testmethode vor, die anhand der „pull-in“-Spannung V_{pullin} eine Diagnose des Chips und eine Prozesscharakterisierung ermöglicht [49], was anhand der Messdaten von 16 Sensoren verifiziert wurde. Ob diese wirklich auf Wa-

ferenebene oder als einzelne Chips gemessen wurden, ist nicht näher spezifiziert. Eine Gruppe der Universität von Pisa bestehend aus A. Sisto, O. Schwarzelbach und L. Fanucci, stellten 2013 ein digitales Testsystem vor, mit dem erstmals die Sensoren eines kompletten MEMS-Wafers gemessen werden konnten [50]. Der Fokus lag vor allem auf Funktionstests von Beschleunigungs- und Drehratensensoren mit relativ kurzen Testzeiten von 4 – 10 s pro Chip. Eine Gruppe der portugiesischen Universität Minho (N. Brito et al.) veröffentlichte 2016 in Zusammenarbeit mit dem International Iberian Nanotechnology Laboratory (INL) ein Wafer-Level Testsystem, mit dem Fokus auf MEMS-Charakterisierung und konnte Prozessparameter der Chips in Abhängigkeit der Waferposition darstellen [51]. Der Aufbau ist in Abbildung 3.1 dargestellt.

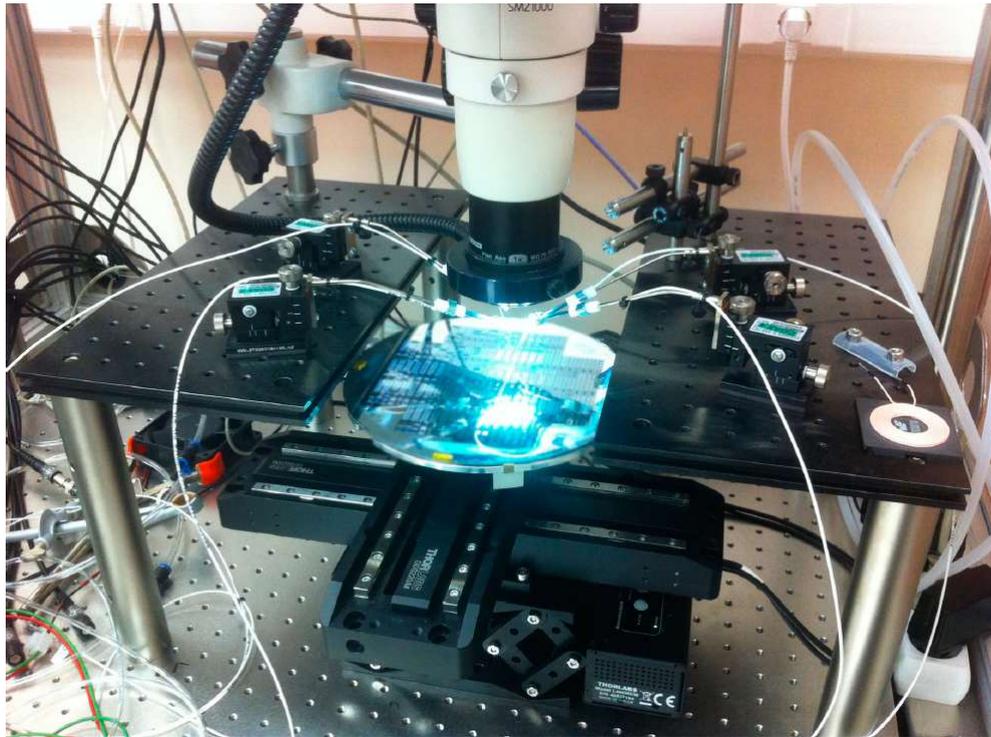


Abbildung 3.1: Der halbautomatische Prober des Testsystems von N. Brito et al. [51]. Zentral ist der zu testende Wafer mit den einzelnen Nadeln zur Kontaktierung zu erkennen.

Die Veröffentlichungen von A. Sisto und N. Brito beschreiben die einzigen in der Literatur bekannten elektrischen Vormesssysteme für MEMS-Beschleunigungssensoren und sind daher als Stand der Technik anzusehen. Das Testsystem auf dem diese Arbeit aufsetzt, wird in folgendem Kapitel vorgestellt und wo möglich mit dem Stand der Technik verglichen.

3.1 Aufbau und Messprinzip

Ein komplettes Vormesssystem besteht im Wesentlichen aus folgenden Komponenten:

- dem Prober, verantwortlich für das Waferhandling, das automatische Alignment (Ausrichten des Wafers) und das Kontaktieren der Chips,

- der Testhardware, welches die elektrischen Stimuli erzeugt und das Ausgangssignal misst,
- und der Testsoftware, die die einzelnen Testschritte sowie den gesamten Testablauf steuert.

Das komplette System im Produktionseinsatz ist in Abbildung 3.2 zu sehen.



Abbildung 3.2: Ein vollautomatisches Vormesssystem aus der Produktion. Die Testhardware ist in dem Schaltschrank (links) integriert und dem Prober (mitte) verbunden. Der Prüfablauf wird über die Workstation (rechts) gesteuert und überwacht.

3.1.1 Prober

Im Unterschied zu den semiautomatischen Systemen von A. Sisto und N. Brito, werden in der Industrie vollautomatische Prober eingesetzt, die nicht nur das Stepping über den Wafer, sondern auch das Alignment des Wafers, sowie das automatische Be- und Entladen neuer Wafer übernehmen. Dies ermöglicht das vollautomatische Messen einer kompletten Wafercharge. Die Wafer werden aus der eingesetzten Kassette auf den „Chuck“ geladen und nach dem Prüfablauf wieder entladen. Unter Chuck wird die Vorrichtung bezeichnet, die den Wafer während des Prüfablaufs fixiert (siehe Abb. 3.3). Dies geschieht meist durch den Einsatz von Vakuurrillen, während Lift-pins das manuelle Laden und Entladen ermöglichen. Zudem sind Chucks für Hoch- und Tieftemperaturmessungen oft beheizbar, beziehungsweise kühlbar und können als niederohmige Erdung des Wafersubstrats dienen. Sobald der Wafer auf dem Chuck fixiert ist, kann der Prober ein Alignment des Wafers durchführen. Dazu wird der Chuck unter eine Messbrücke bewegt, die üblicherweise über eine Kamera und einen optischen- und zusätzlichen einen kapazitiven Hözensensor verfügt. Spezielle Alignment-Marken auf dem Wafer werden

von der Kamera erkannt und ermöglichen das automatische Ausrichten des Wafers. Kontakthöhe sowie die Schrittweite können ebenfalls durch die Erfassung der Messbrücke automatisch ermittelt werden. Die zur Kontaktierung verwendete Nadelspinne wird von einer weiteren Kamera vermessen. Die Kontaktierung der Chips erfolgt durch eine vertikale Bewegung des Chucks in Richtung der eingesetzten Mutterkarte, welche einen Teil der Testhardware darstellt. Bei erfolgreicher Kontaktierung bohren sich die Kontaktspitzen der Nadelspinne wenige Mikrometer in die Aluminiumpads des MEMS-Elements und stellen einen niederohmigen Kontakt her.

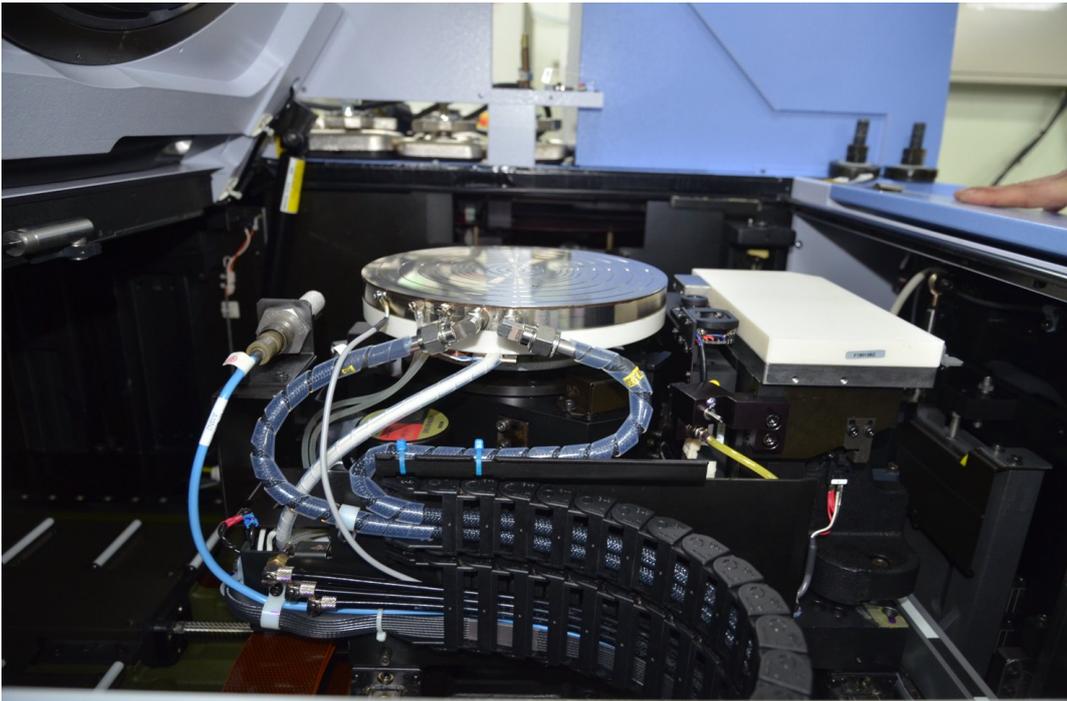


Abbildung 3.3: Automatischer Prober UF200 von Tokyo Seimutsu mit geöffneter zentraler Abdeckung. Auf dem Chuck (Mitte) sind die Vakuurrillen zur Fixierung des Wafers gut erkennbar. Rechts daneben ist die Kamera zur Vermessung der Nadelspinne angebracht. Der helle Keramikblock rechts daneben kann zum Reinigen der Nadeln verwendet werden, falls deren Abnutzung keine sichere Kontaktierung mehr zulässt. In die Abdeckung wird die Prüfkarte mit der aufgesteckten Nadelspinne eingesetzt. Die Messbrücke mit Alignmentkamera wird beim Öffnen des Probers zur Seite gefahren und ist daher nicht zu sehen.

Zusätzlich zu den Grundfunktionen wie Waferhandling, Stepping und Kontaktierung können moderne Prober zusätzlich mechanische oder thermische Stimuli zur Verfügung stellen. Neben der bereits beschriebenen Temperatursteuerung des Chucks, ist es möglich per Heizröhre Temperaturgradienten zu erzeugen [52], oder über eine mechanische Glocke mit Luftdruckanbindung einen Differenzdruck zu erzeugen. Einige der neueren Konzepte erlauben die komplette Steuerung des Umgebungsdrucks und der relativen Feuchte [53], oder das komplette Kippen beziehungsweise Verdrehen in alle Raumrichtungen des kontaktierten Wafers während des Tests [54].

3.1.2 Mutterkarte und Nadelspinne

Die Mutterkarte und die Nadelspinne stellen den elektrischen Kontakt zwischen MEMS-Element und Testsystem her. Für das Vormessen in der klassischen Halbleiterproduktion ist die Nadelspinne fest auf der Mutterkarte integriert (siehe Abb. 3.4 links). Diese Kombination nennt man Prüfkarte, oder Probecard. Nachteil ist, dass für jedes Produkt eine eigene Prüfkarte gefertigt werden muss, da Padanzahl- und Größe, sowie Padabstand vom Produkt abhängen. Vorteil ist die geringere Fehleranfälligkeit durch die feste Verbindung zwischen Nadeln und Elektronik. Da Prüfkarten für MEMS im Vergleich zu ICs deutlich komplexer sind, wurde die Prüfkarte in Mutterkarte und Nadelspinne aufgeteilt. Die Mutterkarte wird zur Messung im Prober befestigt und behält ihren Formfaktor, während eine produktspezifische Nadelspinne (siehe Abb. 3.4 rechts) auf diese gesteckt wird. Dies ermöglicht einen deutlich flexibleren Einsatz der Hardware und erleichtert Austausch und Reparatur von verbogenen oder verschlissenen Nadelspinnen, die relativ wartungsintensiv sind. Zudem können zu Testzwecken und für die Messtechnikentwicklung sogenannte „Golden Devices“ anstatt der Nadelspinne aufgesteckt werden, was den Einsatz des Testsystems ohne Prober ermöglicht.

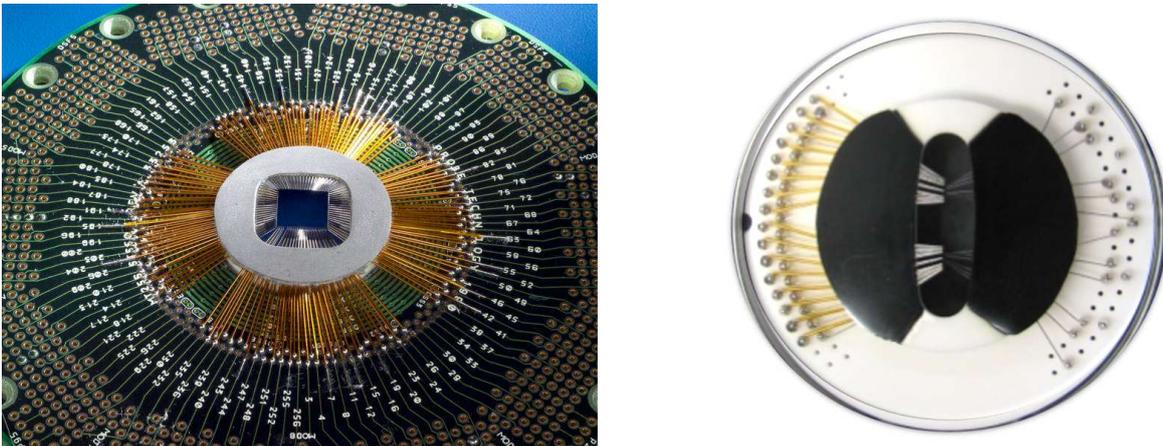


Abbildung 3.4: Links: Prüfkarte der Firma Feinmetall zur Kontaktierung von IC Wafern [55]. Rechts: Nadelspinne zur Kontaktierung von MEMS-Wafern. Bei beiden Beispielen sind die Kontaktnadeln in Biegebalkenanordnung mit vertikaler Spitze realisiert. Diese Architektur ermöglicht die zuverlässige Kontaktierung von Wafern mit Kappe.

In der Arbeit von A. Sisto wird in einem Blockdiagramm der Einsatz einer Probecard angedeutet, jedoch ohne genauere Beschreibung [50]. In dem Aufbau von N. Brito erfolgt die Kontaktierung durch manuell ausgerichtete einzelne Nadeln, die an einem halbautomatischen Prober angebracht sind [51].

3.1.3 Testhardware und Messprinzip

Die Testhardware besteht im Wesentlichen aus einem analogen- und einem digitalen Subsystem und dem Analog-Digital-Interface. Das Blockschaltbild ist schematisch in Abbildung 3.5 dargestellt. Das analoge Subsystem (a) beinhaltet die Mutterkarte und die Nadelspinne, welche das

Kontaktierinterface darstellen, sowie einen Testereinschub, der für die Signalkonditionierung verantwortlich ist. Die Mutterkarte beinhaltet die Referenzkapazität C_{ref} und die analoge Verstärkung des Ausgangssignals. Das digitale Subsystem (c) besteht aus dem FPGA als zentrale Steuereinheit und einem Rechner zur Steuerung der Testschritte und des Probers. Die Verbindung beider Subsysteme (b) ist durch hochperformante Analog-Digital-Konverter (ADCs) und Digital-Analog-Konverter (DACs) realisiert.

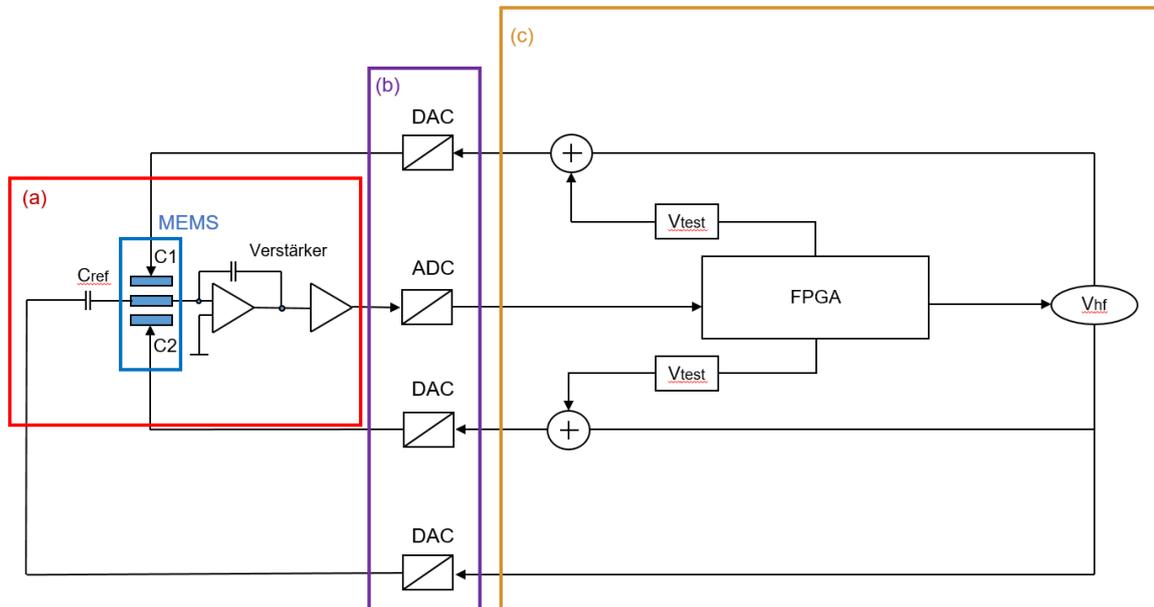


Abbildung 3.5: Blockschaltbild mit analogem Subsystem (a), Analog-Digital-Interface (b) und digitalem Subsystem (c)

Die Kapazitätsmessung erfolgt über ein Trägerfrequenzverfahren. Hierzu wird eine Sinusspannung V_{hf} im hohen Kilohertz Bereich an C1 und mit 90° Phasenverschiebung an C2 angelegt und die Ausgangsspannung V_{out} gemessen. Die Frequenz F_0 des Trägers sollte einen deutlich höheren Wert haben als die Resonanzfrequenz der seismischen Masse, so dass keinerlei Bewegung induziert wird. Die Auslenkung der seismischen Masse erfolgt über eine an C1 oder C2 angelegte Testspannung V_{test} . V_{test} ist durch die Kollapsspannung V_{coll} des „Device Under Test“ (DUT) nach oben hin begrenzt. V_{coll} bezeichnet die Spannung, bei der C1 oder C2 mit CM in Berührung kommen und dadurch ein Kurzschluss entsteht. Dies ist unbedingt zu vermeiden, da der Stromfluss während des Kurzschlusses das MEMS-Element zerstören kann.

Die effektive Eingangsspannung ist mit

$$V_{in} = \sqrt{V_{test}^2 + \frac{V_{hf}^2}{2}} \quad (3.1)$$

gegeben, da V_{hf} als peak-to-peak Spannung definiert ist. Die Kalibrierung der Ausgangsspannung auf einen korrekten Kapazitätswert mit

$$C = \frac{C_{ref} \cdot V_{out}}{V_{in}} = k \cdot V_{out} \quad (3.2)$$

erfolgt über eine anfängliche Kalibrationsmessung der Referenzkapazität C_{ref} und liefert den Kalibrationsfaktor k .

Dieses Verfahren hat den Vorteil einer sehr präzisen Kapazitätsbestimmung ohne zeitlichen Verzug, da keinerlei Lade- oder Entladekurven bestimmt werden müssen. Es führt aber selbst bei $V_{test} = 0\text{ V}$ zu einer geringen Vorauslenkung der seismischen Masse, da V_{hf} für eine stabile Messung nicht beliebig klein eingestellt werden kann.

Bei beiden Referenzsystemen wird ein ähnlicher Aufbau der Testhardware verwendet. Beide Systeme bestehen ebenfalls aus einem analogen Teil mit Ladungsverstärker und Referenzkapazität, einem Analog-Digital-Interface, sowie einem digitalen Subsystem mit einem FPGA als zentrale Steuereinheit. Auch wird bei beiden Referenzsystemen ebenfalls ein Trägerfrequenzverfahren eingesetzt. N. Brito gibt diese mit $F_{hf} = 1\text{ MHz}$ an, während bei A. Sisto bei $F_{hf} = 156\text{ kHz}$ liegt.

3.1.4 Testsoftware

In Abbildung 3.6 ist der Aufbau der allgemeinen Testsoftware schematisch dargestellt.

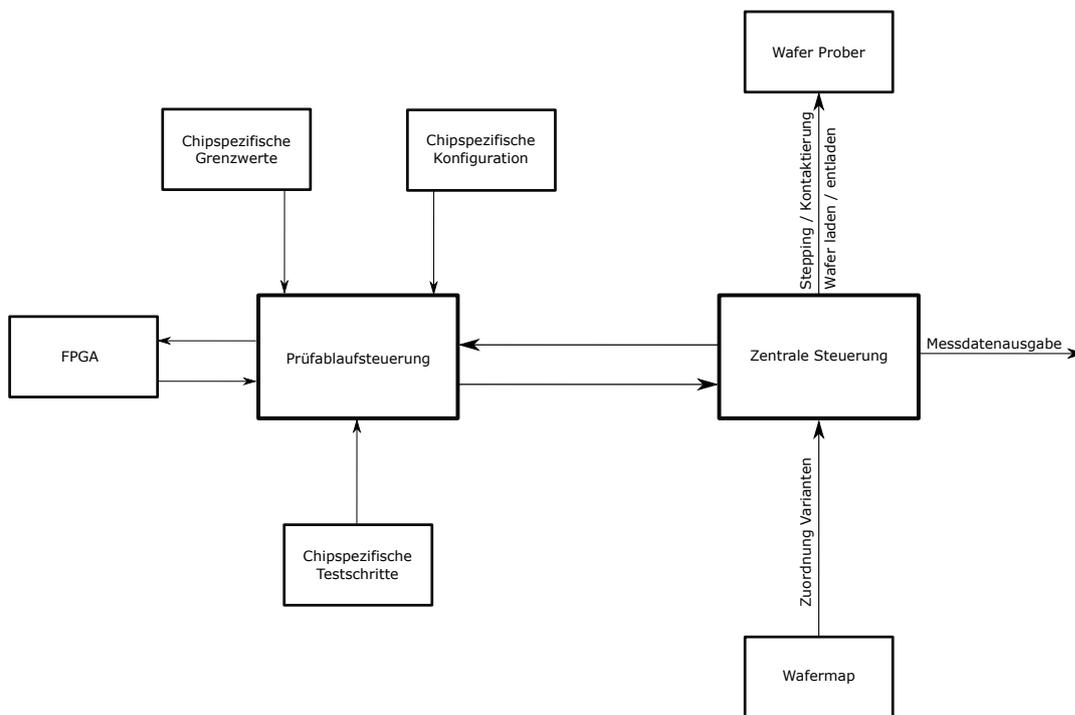


Abbildung 3.6: Schematische Darstellung der Testsoftware.

Die zentrale Steuerung übernimmt die Koordination des Prüfablaufs mit dem Prober. Zu Beginn einer Messung wird ein File eingelesen, das die Sequenzierung von unterschiedlichen Wafern und Varianten festlegt. Dies ermöglicht unterschiedliche Prüfabläufe für unterschiedliche Chipvarianten auf dem Wafer. Sobald der erste Chip in der Prüfliste angefahren und kontaktiert wurde, kann die Testschrittsteuerung übernehmen. Anhand der variantenspezifischen Testschritte,

Konfigurationsparameter und Grenzwerte wird nun der FPGA konfiguriert und die Testschritte durchgeführt. Sobald alle Testschritte durchgeführt- und alle Messwerte abgelegt wurden, kann die zentrale Steuerung den nächsten Chip der Prüfliste anfahren. Die Messwerte werden nach jedem Chip zwischengespeichert und bei Abschluss der Messung in einem Datenbankformat abgelegt. Die Aufteilung von zentraler Steuerung und Testschrittsteuerung ermöglicht die mehrfache parallele Durchführung von Testschritten und somit die Messung mehrerer Chips gleichzeitig.

3.2 Testschritte

Die einzelnen Testschritte haben die Aufgabe die volle Funktionalität des Sensors zu überprüfen und relevante Charakterisierungsparameter zu extrahieren. Eine Aufteilung in Funktionstests und Charakterisierungstests ist nur bedingt möglich, da oft der gleiche Testschritt mit unterschiedlichen Konfigurationen, und somit Prüftiefe, sowie Testzeit für beide Aufgaben genutzt wird.

Für Funktionstests sind Messwiederholbarkeit und Testzeit die wichtigsten Eigenschaften, da diese in möglichst kurzer Zeit sicherstellen müssen, dass ein Sensor funktional ist. Bei Charakterisierungstests spielt dagegen die Messgenauigkeit die größte Rolle, da von dieser die Charakterisierungstiefe des Sensors abhängt. Im Folgenden werden die einzelnen Testschritte vorgestellt und soweit möglich mit dem Stand der Technik verglichen.

3.2.1 Test der Hardware

Ein Selbsttest der Messhardware stellt sicher, dass diese einsatzbereit und richtig konfiguriert ist. Hierzu werden ADCs und DACs auf eine feste Amplitude kalibriert und die Kalibrierungsparameter mit den zulässigen Grenzen verglichen. Zudem wird $V_{h,f}$ generiert und über die Referenzkapazitäten der Mutterkarte zurückgemessen. Dies ermöglicht gleichzeitig einen Funktionstest der kompletten Hardware, sowie eine Kapazitätskalibrierung wie in Kapitel 3.1.3 beschrieben.

3.2.2 Kontakt- und Nebenschlusstest

Beide Testschritte zählen ausschließlich zu den Funktionstests. Eine Überprüfung ob die Nadelspinne die Pads des MEMS-Elements vollständig kontaktiert, ist nur möglich wenn die Nadelspinne jeweils zwei Nadeln pro Pad besitzt. Eine Widerstandsmessung zwischen diesen Nadeln gibt Auskunft wie gut der Kontakt ist. Bei geringen Padgrößen ist der Einsatz von Doppelnadeln nicht mehr möglich, weshalb die Bestimmung der Güte der Kontaktierung nur durch Plausibilisierung anderer Testparameter wie zum Beispiel Ruhekapazitäten oder Substratwiderstand möglich ist. In Abbildung 3.7 ist eine Doppelnadelkontaktierung, sowie eine gute und schlechte Kontaktierung dargestellt.

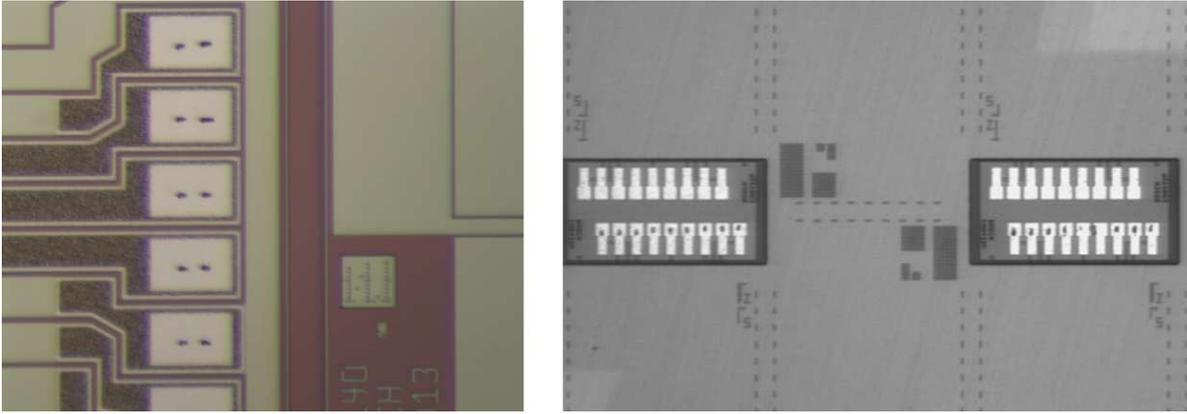


Abbildung 3.7: Links: Padreihe eines Chips nach Doppelnadelkontaktierung. Rechts: Padreihen mehrerer kontaktierter Chips. Der linke Chip wurde korrekt kontaktiert, während rechts eine der zentralen Nadeln zwei Pads (roter Pfeil) gleichzeitig kontaktiert hat. Dieses Fehlerbild konnte durch die Nebenschlussmessung detektiert werden.

Nebenschlüsse können durch die Messung von Leckströmen zwischen den Pads detektiert werden. Hierzu wird jeweils sequentiell ein Potential zwischen jeweils einem- und allen anderen Pads angelegt und der Strom zwischen diesen gemessen. Beide Testschritte sind in der Literatur als Standardverfahren für IC (Integrated Chip) Wafer-Level Testing beschrieben [56], jedoch nicht für MEMS-Wafer-Level Testing.

3.2.3 Ruhekapazitäten und Rohoffset

Die Ruhekapazitäten der beiden Elektroden C_{10} und C_{20} des MEMS-Elements geben Aufschluss über Funktionalität und korrekte Kontaktierung des Chips. Es lassen sich Prozessparameter wie Kantenverlust und Epitaxiedicke daraus ableiten und es kann der Rohoffset des MEMS-Elements daraus berechnet werden. Daher handelt es sich bei diesem Testschritt sowohl um einen Funktions- als auch einen Charakterisierungstest.

Die Ruhekapazitäten können durch die in Kapitel 3.1.3 beschriebene Kapazitätsmessung ermittelt werden. Dabei ist die Stimulusspannung $V_{test} = 0$, da die seismische Masse in Ruhe bleiben soll. Der Einfluss von V_{hf} kann dabei im Allgemeinen vernachlässigt werden, da die dadurch erzeugte Abweichung der Ruhekapazitäten mit weniger als $\pm 0.1\%$ des gemessenen Absolutwerts verschwindend gering ist.

Die Messgenauigkeit hängt von der Wahl und Güte der Referenzkapazität, der parasitären Kapazitäten der Nadelspinne und Mutterkarte, der Qualität der Kontaktierung und der Messhardware selbst ab. Die Messgenauigkeit eines Absolutwerts ist daher nur schwer anzugeben, da allein die Referenzkapazität fehlerbehaftet ist. Handelsübliche Kondensatoren mit der höchsten Güte im sub Picofarradbereich werden bereits mit einer Abweichung von $\pm 5\%$ des Nennwerts angegeben. Hinzu kommt, dass jede einzelne Nadelspinne leicht voneinander abweichende parasitäre Kapazitäten besitzt, die sich über ihre Lebenszeit und bei unterschiedlichen Kontakthöhen zusätzlich verändern. Um dem entgegenzuwirken, können Teststrukturen auf dem Wafer mit

festgelegten Kapazitäten zur Kalibrierung genutzt werden.

Die relative Messgenauigkeit ist die wesentlich wichtigere Größe, da die Darstellung von Prozessvariationen maßgeblich von ihr abhängt. Sie wird bestimmt durch das Gesamtrauschen des Messsystems, welches sich aus dem Rauschen der Mutterkarte und den ADCS, sowie dem Quantisierungsrauschen der digitalen Filter zusammensetzt. Sie wurde für das Messsystem mit Hilfe mehrerer Golden Devices bestimmt, um den Einfluss der Kontaktierung und der variierenden parasitären Kapazitäten der Nadelspinne zu eliminieren. Für die Lateralkerne liegt das Gesamtrauschen bei $< 0.4 \text{ aF}/\sqrt{\text{Hz}}$, für Z-Kanäle bei $< 0.2 \text{ aF}/\sqrt{\text{Hz}}$. Dies entspricht einer relativen Abweichung vom gemessenen Absolutwert von $< 0.5\%$ bei Lateralkernen und $< 0.18\%$ bei Z-Kernen. In N. Britos Arbeit wird ein Gesamtrauschen von $< 22.6 \text{ aF}/\sqrt{\text{Hz}}$ unabhängig vom Kern angegeben, während bei A. Sisto eine relative Abweichung von $< 7\%$ angegeben wird.

Der Rohoffset kann durch die Offsetspannung mit:

$$V_{offs} = \frac{C_{20} - C_{10}}{C_{20} + C_{10}} \cdot \frac{2}{k} \quad (3.3)$$

berechnet werden, wobei k der Faktor der Kapazitätskalibration ist. Die Umrechnung in eine Auslenkung ist nicht trivial und wurde bisher in der Literatur nicht beschrieben. Die Offsetspannung kann als die Spannung interpretiert werden, die nötig ist, um die Vorauslenkung zu korrigieren, so dass $d_{C1} = d_{C2}$ gilt und lässt sich somit für die Auslenkungsberechnung als $V_{offs} = V_{in}$ interpretieren. Aus der Kräftegleichung

$$F = F_{el} - F_{Feder} = \frac{1}{2} A \epsilon_0 \left(\frac{V_{in}}{d - x} \right)^2 - k * x = 0 \quad (3.4)$$

ergibt sich:

$$x \cdot (d - x)^2 = \frac{1}{2k} A \epsilon_0 V_{in}^2 \quad (3.5)$$

wobei x die Auslenkung bezeichnet. Die analytische Lösung für die Auslenkung ist durch:

$$x = \frac{1}{3} \frac{\sqrt[3]{3\sqrt{3}\sqrt{27a^2V_{in}^4 - 4ad^3V_{in}^2} + 27aV_{in}^2 - 2d^3}}{\sqrt[3]{2}} + \frac{1}{3} \frac{\sqrt[3]{2}d^2}{\sqrt[3]{3\sqrt{3}\sqrt{27a^2V_{in}^4 - 4ad^3V_{in}^2} + 27aV_{in}^2 - 2d^3}} + \frac{2d}{3} \quad (3.6)$$

gegeben, wobei mit $a = \frac{1}{2k} A \epsilon_0$ vereinfacht wurde. Deutlich einfacher ist die Bestimmung der Auslenkung x durch die gemessenen Ruhekapazitäten C_{10} und C_{20} und den Elektrodenabstand d mit:

$$x = d - \frac{\epsilon_0 A}{C_{10}/C_{20}} \quad (3.7)$$

Typische Vorauslenkungen liegen im Bereich von 0 – 50 nm. In keinem der beiden Referenzsysteme wird die Rohoffsetbestimmung erwähnt.

3.2.4 Testsignale und Oberflächenladungsdifferenz

Das Anlegen einer Testspannung zur Überprüfung der Mechanik des MEMS-Elements ist der wichtigste Funktionstest für MEMS-Beschleunigungssensoren. Es dient zunächst der Überprüfung, ob die seismische Masse in beide Richtungen beweglich ist. Hierzu wird an jeweils C1 und C2 eine Spannung V_{test} angelegt und die Ausgangsspannung V_{out} gemessen. Dieses Verfahren wird auch als Selbsttestfunktion im ASIC genutzt und wurde bereits 2002 von N. Deb et al. beschrieben [57]. Die gemessenen Werte von V_{out} ermöglichen eine Abschätzung der Federsteifigkeit und Sensitivität des MEMS-Element, wenn V_{offs} bereits bekannt ist.

Das Verfahren wurde um das jeweilige Anlegen von $-V_{test}$ an C1 und C2 erweitert, um die Oberflächenladungsdifferenz zwischen den Elektrodenfingern von C1/C2 und CM bestimmen zu können. Ein Unterschied in den Oberflächenladungen erzeugt eine Verstärkung, oder Dämpfung des elektrischen Feldes, das durch das Anlegen von V_{test} erzeugt wird. Diese Differenz lässt sich nicht direkt messen, aber in einer angefitteten „C-V-Kennlinie“ (engl. Charge-Voltage) abbilden.

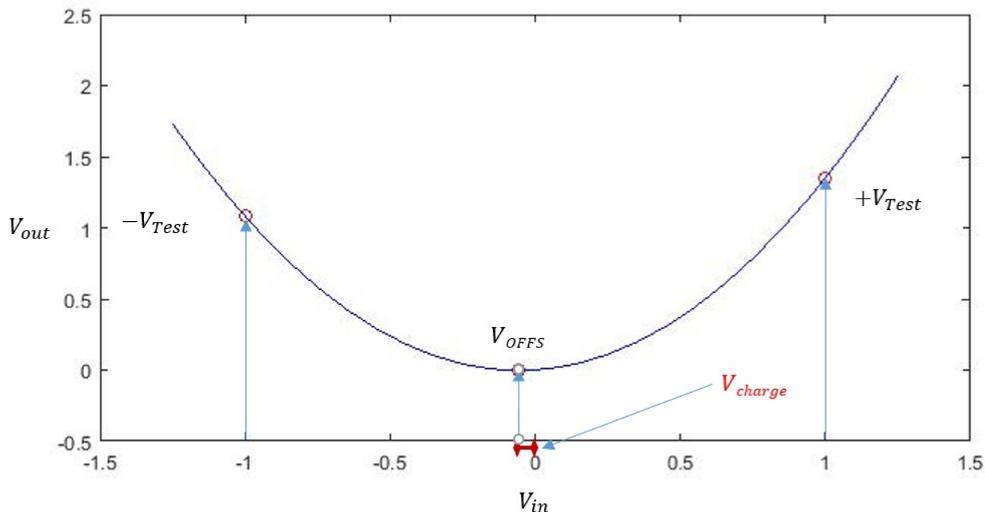


Abbildung 3.8: Schematische Darstellung einer C-V-Kennlinie. Die Offsetspannung V_{offs} kann als dritter Stützpunkt in den Fit miteinbezogen werden, hat aber keinerlei Einfluss auf V_{charge} .

Die einfachste Modellierung einer C-V-Kennlinie für MEMS-Beschleunigungssensoren ist eine quadratische Funktion mit:

$$V_{out} = a \cdot V_{in}^2 + b \cdot V_{in} + V_{offs} \quad (3.8)$$

. Wird diese auf die Messwerte von V_{out} gefittet, erhält man eine Verschiebungsspannung V_{charge} , mit der sich die Oberflächenladungsdifferenz durch

$$Q_{1/2} = C_{10/20} \cdot V_{charge} \quad (3.9)$$

berechnen lässt. In Abbildung 3.8 ist eine angefittete C-V-Kennlinie schematisch dargestellt. Die Verschiebung des Minimums auf der X-Achse ergibt V_{charge} und lässt sich über die Fitko-

effizienten mit

$$V_{charge} = \frac{b}{2a} \quad (3.10)$$

berechnen. Das durch Oberflächenladungsdifferenz erzeugte elektrische Feld wirkt immer attraktiv und kann bei hohen Werten zu Adhäsionsausfällen führen (vergleiche Kap. 2.3.4). Die Überwachung von V_{charge} ist daher von erheblicher Bedeutung, um Adhäsionsausfälle zu vermeiden.

3.2.5 Resonanzfrequenz- und Dämpfungsmessung

Die Bestimmung der Resonanzfrequenz und Dämpfung ist essentiell für die Auslegung des MEMS-Elements. Über die Resonanzfrequenz lassen sich die Sensorparameter Federsteifigkeit und Masse bestimmen. Die Dämpfung gibt Aufschluss über die Vibrationsrobustheit, sowie den Innendruck und wird daher zur Überprüfung der Dichtheit der Kaverne in der Produktion genutzt. Dieser Testschritt ist daher sowohl für die Charakterisierung als auch für die Funktionsprüfung von wesentlicher Bedeutung.

Die Resonanzfrequenz ω_0 der seismischen Masse lässt sich entweder durch die Amplitudenüberhöhung, oder einen Phasenwinkel von $\phi = 90^\circ$ bei Resonanz detektieren. Für Systeme mit einer Dämpfung $D \geq 1$ ist das System bei Resonanz überdämpft und es existiert keine Amplitudenüberhöhung bei Resonanz mehr. Daher ist die Messung des Phasenwinkels das universellere Verfahren und wird deshalb in diesem Testschritt eingesetzt.

An C1 und C2 wird jeweils eine Sinusspannung $V_{test} = U_0 \cdot \sin \omega t$ mit 180° Phasenverschiebung angelegt und eine Schwingung der seismischen Masse erzwungen. Die Amplitude A und der Phasenwinkel ϕ lassen sich aus dem Ansatz für die erzwungene Schwingung eines gedämpften harmonischen Oszillators herleiten. Für die Amplitude in Abhängigkeit der Erregerfrequenz $\omega = 2\pi F$ gilt

$$A(\omega) = \frac{1}{\sqrt{(1 - \eta^2)^2 + (2\eta D)^2}} \cdot A_{stat}, \quad (3.11)$$

wobei

$$A_{stat} = \frac{F_{el}}{k} \quad (3.12)$$

die statische Amplitude,

$$\eta = \frac{\omega}{\omega_0} \quad (3.13)$$

das Verhältnis von Erregerfrequenz zu Eigenfrequenz und

$$D = \frac{d}{\omega_0} \quad (3.14)$$

die Lehrsche Dämpfung angibt. Der Phasenwinkel ϕ ist durch

$$\phi(\omega) = -\arctan\left(\frac{2\eta D}{1 - \eta^2}\right) = -\arctan\left(\frac{d\omega}{\omega_0^2 - \omega^2}\right) \quad (3.15)$$

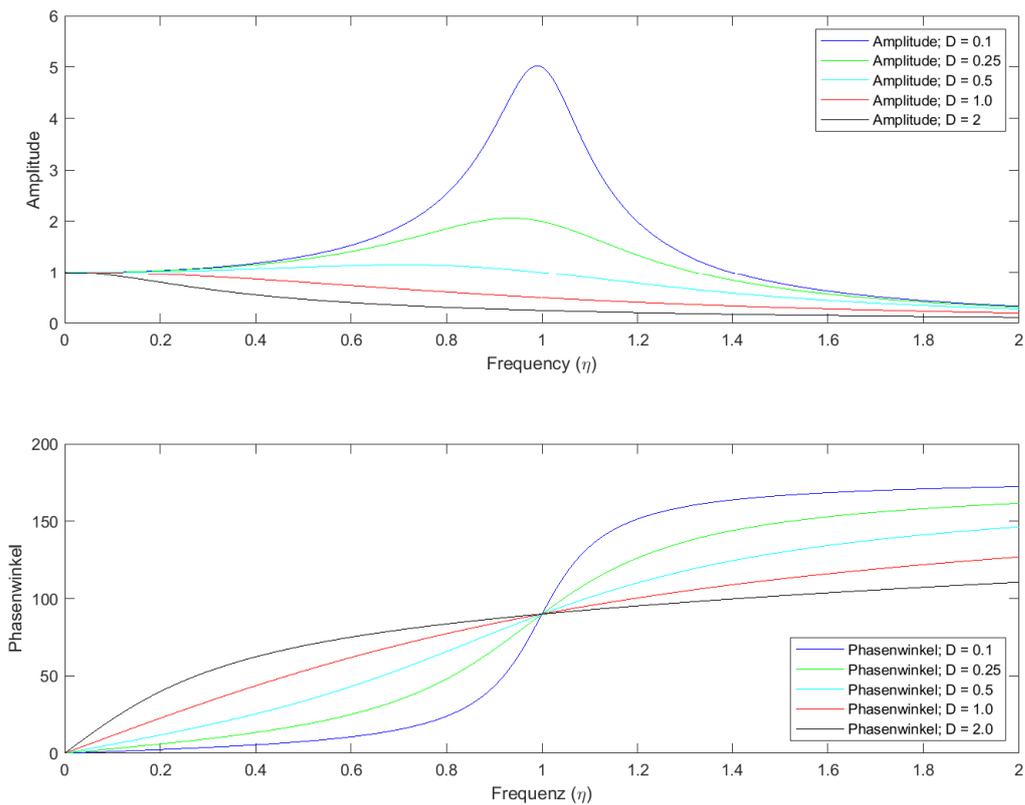


Abbildung 3.9: Plot der Amplituden und Phasenwinkel für unterschiedliche Dämpfungswerte.

gegeben. Amplitude und Phasenwinkel sind für verschiedene Lehrsche Dämpfungswerte in Abbildung 3.9 dargestellt.

Um Messzeit einzusparen, werden nur einige Messungen mit Frequenzen knapp unterhalb und oberhalb von $\phi = 90^\circ$ durchgeführt. Dabei werden Amplituden und Phasenwinkel gespeichert. Die Resonanzfrequenz f_0 kann abgeleitet werden, indem man die Messwerte der Phasenwinkel nach ω^2 mit

$$\omega^2 = \omega_0^2 - 2d \cdot \frac{\omega}{\tan(-\phi)} \quad (3.16)$$

linearisiert und anschließend mit einer Geraden fittet. Die Lehrsche Dämpfung lässt sich alternativ auch mit

$$D = \frac{d}{\omega_0} = \frac{1}{\omega} \cdot \frac{\partial \omega}{\partial \phi} \quad (3.17)$$

beschreiben, so dass aus der Steigung des Phasenwinkels bei ω_0 die Lehrsche Dämpfung bestimmt werden kann. Die unterschiedliche Steigung für verschiedene Dämpfungswerte bei $\phi = 90^\circ$ lässt sich in Abbildung 3.9 gut erkennen. Ein Diagramm der Messwerte und des linearen Fits ist in Abbildung 3.10 exemplarisch dargestellt.

In der Arbeit von A. Sisto werden als Stimulus nicht einzelne Frequenzen eingestellt, son-

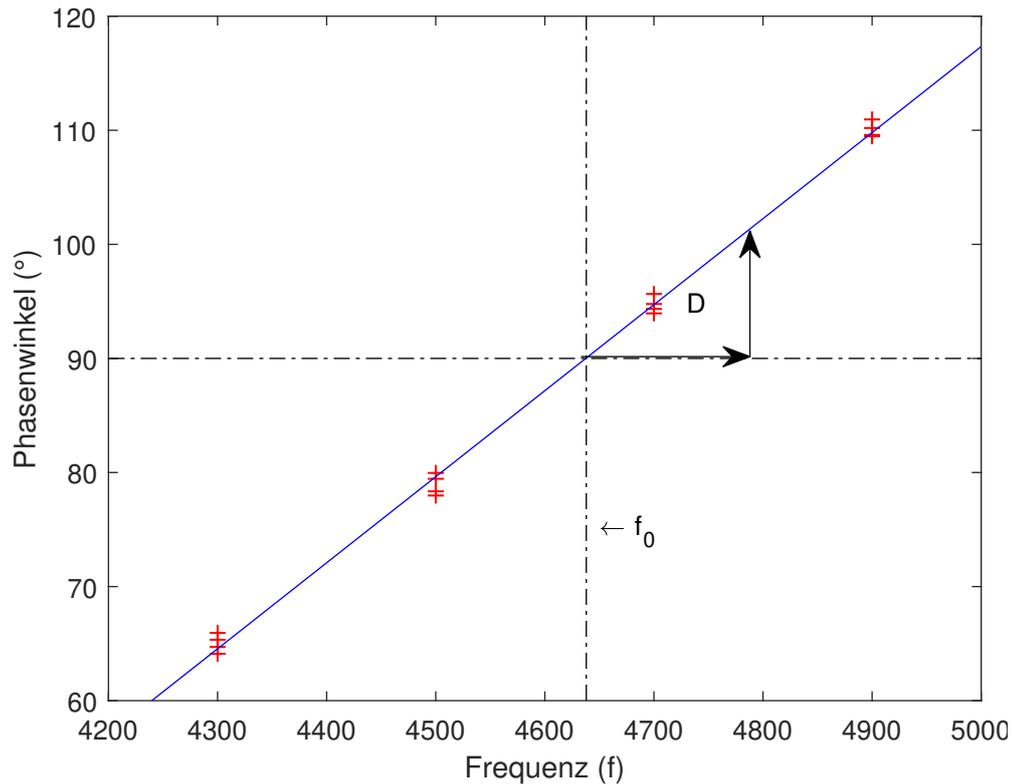


Abbildung 3.10: Plot von jeweils vier Phasenwinkelmessungen bei vier verschiedenen Frequenzen. Die Schnittstelle der linearen Fitfunktion bei $\phi = 90^\circ$ ergibt die Resonanzfrequenz f_0 .

dern ein Frequenzsweep durchgeführt. Die Resonanzfrequenz wird über die Amplitudenüberhöhung, und die Dämpfung über den Vergleich der Ein- und Ausgangsspannung bei Resonanz bestimmt. In der Arbeit von N. Brito wird die Resonanzfrequenz ebenfalls über den Phasenwinkel bestimmt. Im Gegensatz zum vorgestellten Ansatz aber wird mit einem „phase-locked-loop“ (PLL) der Phasenwinkel auf 90° geregelt und die entsprechende Frequenz gespeichert. Die Dämpfung wird über das Verhältnis von zwei Amplitudenmessungen bei Resonanz und einem Zehntel der Resonanzfrequenz bestimmt. Beide in der Literatur beschriebene Ansätze sind daher für MEMS-Elemente mit $D > 1$ nicht durchführbar.

3.2.6 Schnappspannung und Adhäsionsbewertung

Die Schnappspannung oder im englischen „pull-in voltage“ V_{pullin} bezeichnet die Spannung, die an den Festelektroden des MEMS-Elements angelegt werden muss, damit die seismische Masse unkontrolliert bis in den Anschlag ausgelenkt wird. Dies geschieht, da bei Lateralkernen ab einer festen Auslenkung von $x_{snap} = 1/3d$, dem Schnappunkt, die elektrische Kraft die Federkraft dominiert und ein Kräftegleichgewicht nicht mehr gegeben ist. Diese bekannte Auslenkung x_{snap} macht die Schnappspannung zu einem vor allem für die Designverifikation extrem nützlichen Charakterisierungsparameter. Allerdings bedeutet die Messung der Schnappspannung auch immer ein Anschlagen der seismischen Masse auf die Stopperstrukturen, wes-

halb der Testschritt der Schnappspannungsmessung mit der Adhäsionsbewertung kombiniert ist.

Eine grundlegende Analyse zur Schnappspannung bei Lateralkernen wurde in der Arbeit von L. Rocha et al. vorgenommen [58]. In dieser wird zwischen einer asymmetrischen Stimulation (V_{test} wird entweder an C1 oder C2 angelegt) und symmetrischen Stimulation (V_{test} wird an C1 und C2 angelegt) unterschieden. Bei symmetrischer Stimulation wird die seismische Masse zu der festen Elektrode hin ausgelenkt, dessen Abstand zu der beweglichen Elektrode CM durch den Rohoffset geringer ist. Bei Schnappspannungsmessungen wird eine asymmetrische Stimulation vorgezogen, da so kontrolliert werden kann, zu welcher Festelektrode die Auslenkung erfolgt. Die Schnappspannung wird für den asymmetrischen Fall mit

$$V_{pullin(C1/C2)} = \sqrt{\frac{8}{27}} d \sqrt{\frac{k}{C_{10/20}}} = \sqrt{\frac{8}{27}} \frac{k d^3}{\epsilon_0 A} \quad (3.18)$$

und für den symmetrischen Fall mit

$$V_{pullin(C1/C2)} = \sqrt{\frac{1}{2}} d \sqrt{\frac{k}{C_{10/20}}} = \sqrt{\frac{1}{2}} \frac{k d^3}{\epsilon_0 A} \quad (3.19)$$

beschrieben. Die intuitive Erwartung, dass bei symmetrischer Stimulation ein höherer Spannungswert für V_{test} erreicht werden muss, wird hiermit bestätigt. Sind durch vorhergegangene Messungen die Ruhekapazitäten C_{10} und C_{20} bekannt, kann durch Gleichung 3.18 die Federsteifigkeit k mit hoher Präzision bestimmt werden. Das klassische Verfahren zur Schnappspannungsmessung und Adhäsionsbewertung ist in Abbildung 3.11 als C-V-Kennlinie dargestellt. Es basiert auf einer Rampenfunktion für V_{test} , bis die Schnappspannung erreicht ist und die seismische Masse in den mechanischen Stopper beschleunigt wurde. Anschließend wird eine statische Überlastspannung $V_{test,od}$ angelegt, um die Kontaktflächen mit einer definierten Kraft zu belasten. V_{test} wird nun von der Schnappspannung ausgehend wieder zurückgefahren, bis die Federkraft größer ist als die Kombination von elektrischer- und Adhäsionskraft und sich die seismische Masse in die Ruhelage zurück bewegt. Die Spannung an diesem Punkt nennt sich Ablösespannung oder englisch „pull-out voltage“ $V_{pullout}$. Falls keinerlei Adhäsionskräfte wirken, entspricht diese Spannung der Haltespannung V_{hold} , die nötig ist, um den Sensor im Anschlag zu halten und wird mit

$$V_{hold(C1/C2)} = \sqrt{2 \frac{k \cdot b(d-b)^2}{\epsilon_0 A}} \quad (3.20)$$

angegeben, wobei b für die Höhe des mechanischen Stopper steht. Die „Flugkurve“ der seismischen Masse während des Testverlaufs lässt sich aus Gleichung 3.6 ableiten. Mit $d = 1$ und $V = V_{in}/V_{pullin}$ kann diese zu

$$V_{in} = \sqrt{\frac{27}{4}} x(1-x)^2 \quad (3.21)$$

normiert werden und ist in Abbildung 3.12 dargestellt.

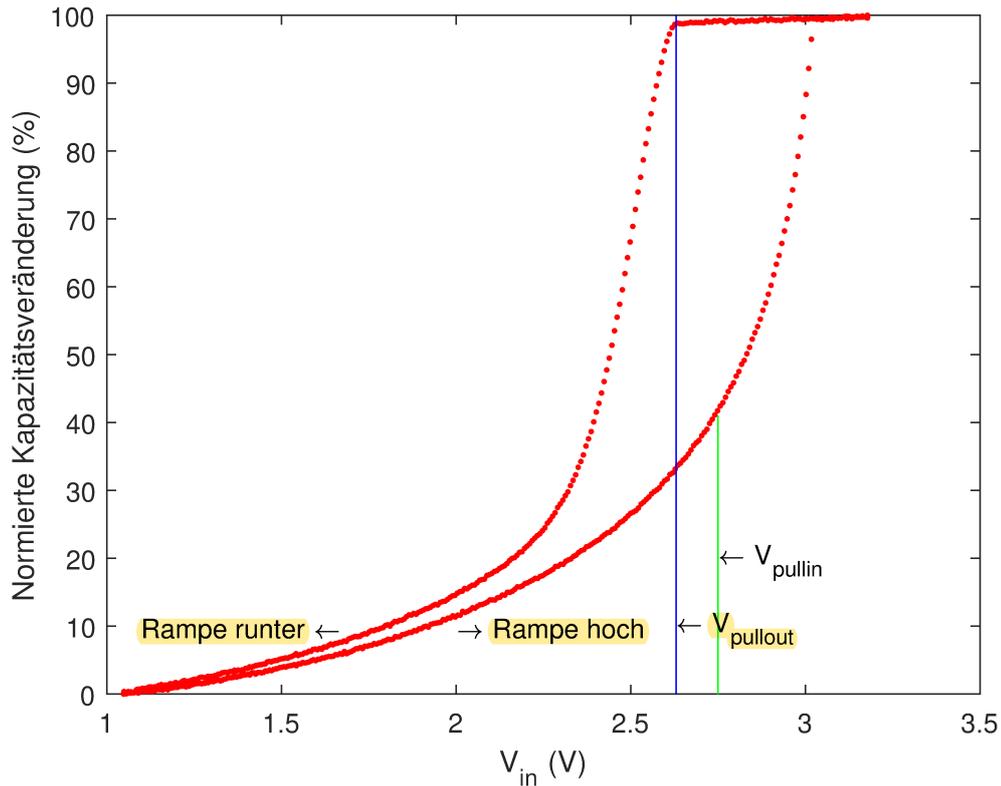


Abbildung 3.11: Plot der C-V-Kennlinie der Schnappspannungsmessung und Adhäsionsbewertung. Die Schnappspannung wurde durch eine vorherige Einzelmessung bestimmt.

Die Adhäsionskraft F_{adh} kann mit

$$F_{adh} = k \cdot (d - b) - \frac{1}{2} \epsilon_0 A \frac{V_{pullout}^2}{b^2} \quad (3.22)$$

aus der gemessenen Ablösespannung $V_{pullout}$ berechnet werden, solange diese größer als 0 V ist. Dies ist bei dieser Methode immer der Fall, da zwar am Ende der Rampe $V_{test} = 0$ V erreicht hat, V_{hf} jedoch weiter eine Amplitude größer 0 V besitzen muss, um die Kapazitätsänderung beim Ablösen der seismischen Masse detektieren zu können. So wäre die maximal bestimmbare Adhäsionskraft $F_{adh_{max}}$ zum Beispiel bei einem DUT mit einer Fläche $A = 0.5 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2$, mit der Federkonstante $k = 1.5 \text{ Nm}^{-1}$ und den Abständen $d = 1.5 \mu\text{m}$ und $b = 0.5 \mu\text{m}$ bei einer Konfiguration von $V_{hf} = 1.0$ V:

$$F_{adh_{max}} = 1.5 \text{ Nm}^{-1} \cdot 10^{-6} \text{ m} - \frac{1}{4} \epsilon_0 10^{-7} \text{ m}^2 \left(\frac{(1.0 \text{ V})^2}{2(0.5 \mu\text{m})^2} \right) = 10.58 \cdot 10^{-7} \text{ N} \approx 1 \mu\text{N} \quad (3.23)$$

Der Einsatz des FPGAs für die direkte Steuerung der Messung erlaubt nicht nur die Messwertaufnahme im μs -Bereich, sondern ermöglicht auch die präzise Bestimmung von V_{hold} , welche oberhalb des Schnapppunkts liegt. Hierdurch kann aus der Differenz von Haltespannung V_{hold} und Ablösespannung $V_{pullout}$ ein sogenannter normierter Adhäsionsindex μ_{stick} mit

$$\mu_{stick} = \frac{V_{hold} - V_{pullout}}{V_{hold}} \quad (3.24)$$

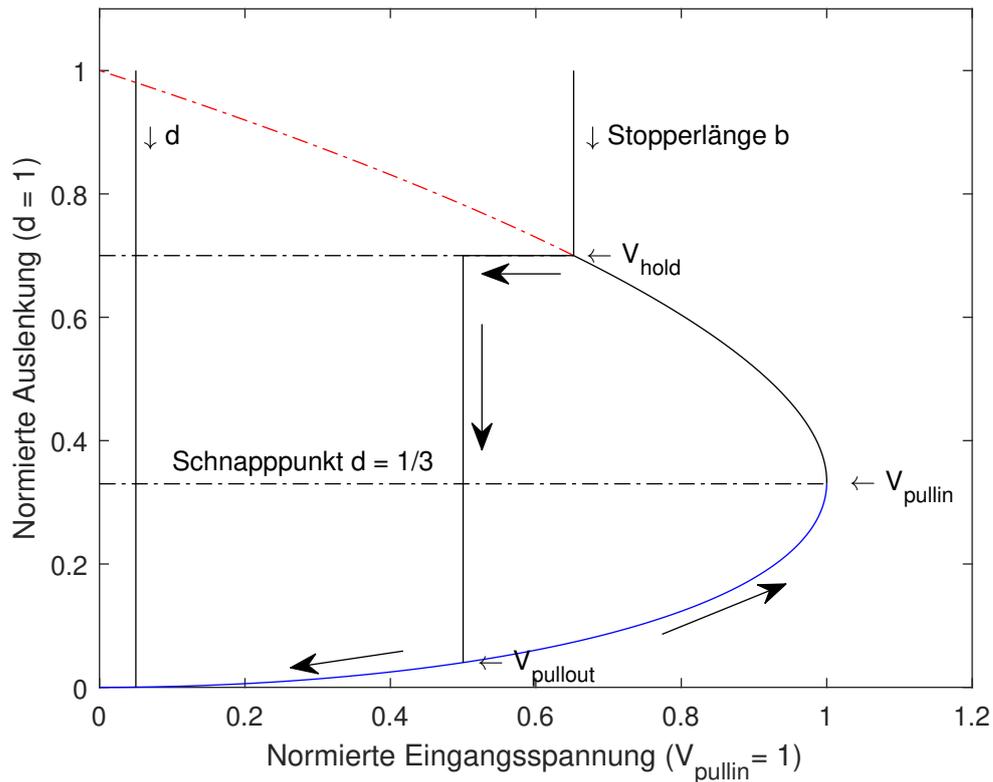


Abbildung 3.12: Normierte Darstellung der Auslenkung in Abhängigkeit der Eingangsspannung. Die Pfeile zeigen die Flugkurve der seismischen Masse während des Tests.

berechnet werden. Bei Abwesenheit von Adhäsionskräften würde $V_{hold} = V_{pullout}$ und folglich $\mu_{stick} = 0$ gelten. Klebt die seismische Masse auch bei $V_{in} = 0$ V noch auf dem Anschlag ist $\mu_{stick} = 1$ und das MEMS-Element wird als voll klebend bezeichnet. Für Chips mit μ_{stick} zwischen der Hauptverteilung und 1 spricht man von „Spätloslassern“. Diese Charakterisierung über μ_{stick} erlaubt eine einfache und zuverlässige Adhäsionsbewertung aus den Messwerten ohne Kenntnis jeglicher anderer Sensorparameter.

Dieses Messverfahren wurde mehrfach in der Literatur beschrieben und ist als Standard zu bewerten [49] [51] [59] [60] [67]. Ausnahme ist die Bestimmung des Parameters V_{hold} , welcher in keiner bisherigen Veröffentlichung erfolgreich bestimmt werden konnte.

In der Arbeit von A. Sisto wird keinerlei Schnappspannungs- und Adhäsionsmessung vorgestellt. Bei N. Brito wird das gleiche Rampenverfahren mit einem Algorithmus, der iterativ den Messbereich um den Schnappbereich eingrenzt, beschrieben. Eine Adhäsionsbewertung ist nicht erwähnt.

In der Arbeit von S. Dellea wird ein Testverfahren vorgestellt, bei dem der Gradient der Rampenfunktion für V_{test} für jedes DUT anhand der davor bestimmten Güte individuell berechnet, anschließend jedoch keine Überlastspannung angelegt wird [39]. Die Referenzbelastung des DUTs ist somit nicht wie bei dem in dieser Arbeit verwendeten Verfahren, von der statischen Kraft durch $V_{test_{od}}$, sondern von der Aufprallenergie der seismischen Masse auf den Anschlag

abhängig. Als Grund hierfür wird die bessere Abbildung realer Adhäsionsausfälle durch Schocks im Feld angegeben. Der von S. Dellea präsentierte Messaufbau besteht aus einer Waferhalterung unter einem Mikroskop mit Einzelnadelkontaktierung und einem LCR-Meter zur Bestimmung der Kapazitäten und ist daher ausschließlich für die Charakterisierung weniger DUTs geeignet. Eine Funktionsprüfung in der Produktion ist mit diesem System nicht durchführbar und es erübrigt sich daher ein direkter Vergleich der Messsysteme.

Die Frage ob eine statische Kraft oder ein dynamischer Anschlag als Stimulus eine bessere Adhäsionsbewertung für MEMS-Beschleunigungssensoren darstellt, wird in dieser Arbeit im Zuge der Vorstellung eines neuen Messverfahrens zur Adhäsionsbewertung in Kapitel 5.3.3 diskutiert.

4 Charakterisierung der Adhäsionsbewertung

Die Vielzahl der Einflussgrößen auf die elektrische Adhäsionsbewertung bei MEMS-Beschleunigungssensoren machen es kompliziert die Ursachen von Oberflächenadhäsion bei auffälligen DUTs zu ermitteln. Eine umfassende Kenntnis der Wirkzusammenhänge auf das Adhäsionsverhalten selbst, sowie auf die gemessene Größe μ_{stick} , ist daher die Basis eines besseren Verständnisses des Phänomens Stiction. Während in Kapitel 2.3.4 bereits einige Einflussfaktoren auf die verantwortlichen Oberflächenkräfte anhand ihres theoretischen Zusammenhangs dargestellt wurden, werden in diesem Kapitel alle bekannten Einflussgrößen anhand ihrer empirischer Korrelation beschrieben. Diese sind entweder direkte Eigenschaften des MEMS-Kerns und werden als Sensorparameter bezeichnet, oder Konfigurationsparameter des Messverfahrens. Für beide Kategorien ist eine kurze Zusammenfassung der bisher veröffentlichten Ergebnisse zu jeder Einflussgröße angegeben, so dass die in dieser Arbeit erzielten Ergebnisse in Kontext gesetzt werden können.

4.1 Design der DUTs

In diesem Kapitel wird kurz die Struktur der MEMS-Kerne der DUTs vorgestellt, um das Verständnis der Charakterisierungsergebnisse zu erleichtern. Sowohl die Untersuchungen zur Adhäsionsbewertung, als auch die Testmessungen zur Bewertung der Verbesserungen von Funktions- und Charakterisierungstestschritten wurden mit DUTs durchgeführt, die alle unter Einsatz des „advanced micromachining process“ (AMP), entwickelt von der Robert Bosch GmbH [12], gefertigt wurden.

Die jeweiligen DUT-Typen unterscheiden sich in Anzahl der Kerne, Größe, Federsteifigkeit, Anzahl und Länge der Elektrodenfinger und Dimensionierung des Elektrodenabstands. Der Aufbau der Kerne selbst ist dagegen bis auf wenige Ausnahmen, auf welche in den jeweiligen Kapiteln hingewiesen wird, gleich und wird deshalb jeweils für einen Lateralkern und Z-Kern genauer beschrieben. Zudem wurde ein Teil der Messungen mit einem speziellen Stictiontest-design durchgeführt, das ebenfalls kurz vorgestellt wird.

4.1.1 Lateralkern

Die Basisstruktur des Lateralkerns ist in Abbildung 4.1 dargestellt.

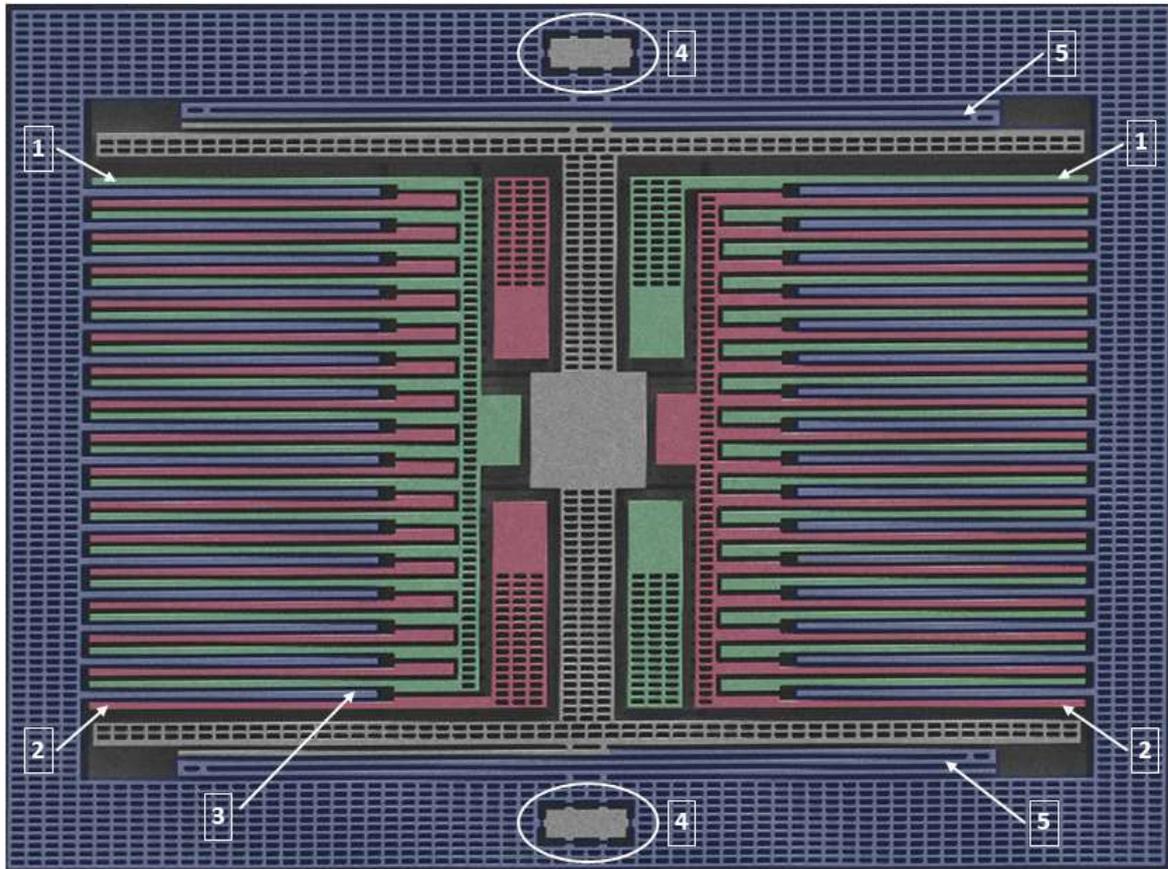


Abbildung 4.1: Layout des Lateralkerns mit voll differentiellem Aufbau [12]. Die Farben bezeichnen die Festelektrode C1 (grün), die Festelektrode C2 (rot) und die seismische Masse zusammen mit der beweglichen Elektrode CM (blau). Die Zahlen bezeichnen folgende Strukturen: (1) die langen Finger der Festelektrode C1 (linke Seite) und C2 (rechte Seite), (2) die kurzen Finger der Festelektrode C1 (rechte Seite) und C2 (linke Seite), (3) die Finger der beweglichen Elektrode CM, (4) die Kontaktflächen (Bumper), (5) die S-Feder.

Die Anordnung der langen- (1) und kurzen (2) Finger für C1 und C2 sind punktwise gespiegelt, um Prozessasymmetrien zu kompensieren. Um die Ruhekapazitäten C_{10} und C_{20} gleich zu halten, besitzen C1 und C2 die gleiche Anzahl an langen und kurzen Fingern. Während die langen Finger zentral an einem Balken aufgehängt sind, besitzen die kurzen Finger jeweils eine eigene Aufhängung. Der Bereich unter den Fingern ist komplett freigestellt, um den Offset durch mechanischen Stress zwischen C_{10} und C_{20} zu minimieren. Die Kontaktflächen (4) sind zentral über und unter der Aufhängung der seismischen Masse angebracht und beinhalten kleine Bumper in beide laterale Richtungen, so dass ein „Verklemmen“ der seismischen Masse im Anschlag vermieden werden kann. Die beiden S-Federn (5) sind im Gegensatz zu den Elektrodenfingern achsensymmetrisch angeordnet, um eine Rotationsbewegung der seismischen Masse zu verhindern.

4.1.2 Z-Kern

Die Basisstruktur des Z-Kerns ist in Abbildung 4.2 dargestellt.

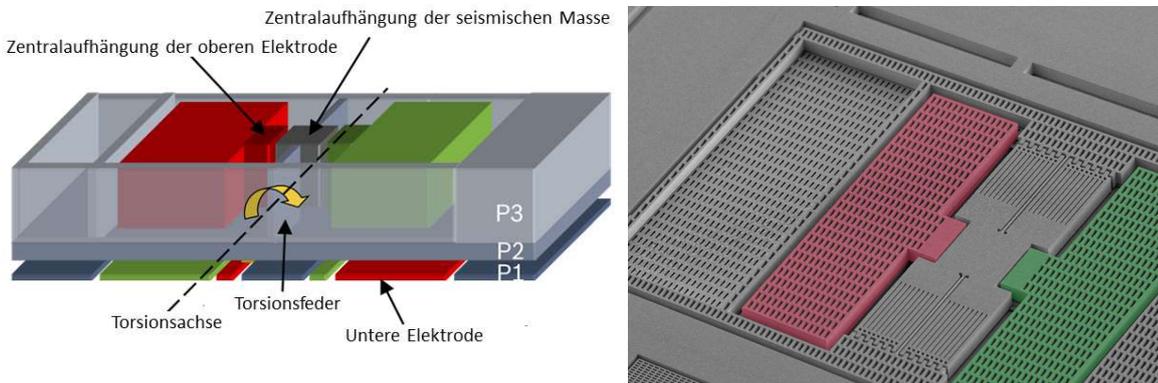


Abbildung 4.2: Links: 3D Darstellung der Designtopologie für den Z-Kern [12]. P1, P2 und P3 bezeichnen die drei Funktionsschichten des AMP. Die Festelektroden C1 (rot) und C2 (grün) sind diagonal oberhalb und unterhalb der seismischen Masse angeordnet. Rechts: Darstellung des Layouts mit den oberen Festelektroden C1 (rot) und C2 (grün).

Der Aufbau besteht aus drei Funktionsschichten, die den unteren, festen Elektroden (P1), der Stützfläche der seismischen Masse (P2) und den oberen, festen Elektroden (P3) zugeordnet werden können. Die seismische Masse ist zentral über eine symmetrische Torsionsfeder aufgehängt. Die Kontaktflächen sind unterhalb der seismischen Masse auf P1 angebracht. Das differentielle Design der Festelektroden dient hier ebenfalls der Kompensation von mechanischem Stress und zusätzlich dem Ausgleich des Einflusses von Oberflächenladungen. Zudem wird so die Fläche der Kapazitäten erheblich erhöht, was bei gleicher Sensitivität kleinere Designs ermöglicht.

4.1.3 Stictiontestdesign

Das Stictiontestdesign wurde als Werkzeug in der Prozessentwicklung implementiert, um Prozessvariationen und Designänderungen hochpräzise auf ihr Adhäsionsverhalten bewerten zu können. Jedes DUT des Designs besitzt zwei Lateralkerne (X- und Y-Richtung), sowie einen Z-Kern. Die Lateralkerne unterscheiden sich vor allem in der Länge der Elektrodenfinger, was dazu führt dass an den Kern in X-Richtung nominelle statische Überlasten von bis zu 800 g angelegt werden können, bevor sich die Finger berühren, während der Kern in Y-Richtung statisch mit bis zu 1600 g belastet werden kann. Die maximal mögliche statische Überlast für den Z-Kern beträgt nominell 650 g.

Das Testdesign besteht pro Wafer aus drei Varianten von jeweils ca. 1500 DUTs mit unterschiedlichen Federhärten und somit unterschiedlichen Rückstellkräften. Die Varianten 1 und 2 besitzen nominell für die Lateralkerne 36 %, beziehungsweise 64 % der Federhärte von Referenzvariante 3 und weisen deshalb deutlich höhere Werte für μ_{stick} auf, da sich $V_{pullout}$ entsprechend verringert. Zudem wurde bei Variante 3 auf der C1 Seite eine Feder, die eine zusätzliche

Rückstellkraft aufbringt, implementiert, so dass auf dieser Seite niedrigere Ergebnisse für μ_{stick} zu erwarten sind. Alle relevanten Parameter sind in Tabelle 4.1 nochmals zur besseren Übersicht zusammengestellt.

Tabelle 4.1: Übersicht Stictiontestdesign.

	Federhärte			max. Überlast	zusätzliche Rückstellfeder
	V1	V2	V3		
X-Richtung	36 %	64 %	100%	800 g	bei Variante 3, C1 Seite
Y-Richtung	36 %	64 %	100%	1600 g	bei Variante 3, C1 Seite
Z-Kern	33 %	67 %	100%	650 g	nein

Selbst sehr kleine Änderungen im Adhäsionsverhalten können durch diese Anpassungen gut sichtbar gemacht werden. Deshalb eignet sich das Stictiontestdesign ebenfalls exzellent zur Charakterisierung der Messtechnik selbst.

Für einen Großteil der Charakterisierungsmessungen wurde eine spezielle Testcharge (Testcharge 1) des Stictiontestdesigns verwendet. Gruppe 1 (Wafer 1-3) der Testcharge 1 wurden ohne spezielle Beschichtung prozessiert, was zu stark erhöhten Werten von μ_{stick} führt. DUTs diesen Typs sollten bei einem Funktionstest auf Grund der Adhäsionsbewertung als fehlerhaft (größtenteils $\mu_{stick} > 0.25$) erkannt werden. Gruppe 2 (Wafer 4-6) wurden beschichtet und sollten daher deutlich niedrigere Werte für μ_{stick} aufweisen. Gruppe 3 (Wafer 7-9) wurden ebenfalls beschichtet, jedoch mit einem Material, welches erhöhten Werten von μ_{stick} im Vergleich zu Gruppe 2, aber zu niedrigeren Werten von μ_{stick} im Vergleich zu Gruppe 1 führt.

4.2 Einfluss Sensorparameter

Zu den Sensorparametern zählen:

- Kontaktfläche
- Rauigkeit
- relative Feuchtigkeit der Kontaktumgebung
- Oberflächenbeschichtung
- Federsteifigkeit
- Dämpfung des MEMS-Kerns

- Oberflächenladungsdifferenz zwischen den Kontaktflächen
- Kollapsspannung

Die Kontaktfläche gehört zu den am besten untersuchten Einflussgrößen auf das Adhäsionsverhalten, da sie einfach und gut kontrolliert für Testmuster angepasst werden kann. Wie in Kapitel 2.3.4 beschrieben, wird eine lineare Zunahme der Adhäsionskraft für größere Kontaktflächen erwartet, da alle relevanten Kontaktkräfte ebenfalls linear mit der Fläche anwachsen. Experimentell sind die Ergebnisse jedoch deutlich unklarer. In den Arbeiten von S. Timpe [62] und G. Li [63] steigt die Adhäsionskraft für größere Flächen linear an, wobei die Variation der Kontaktflächen von $10 \mu\text{m}^2$ bis $160 \mu\text{m}^2$ beziehungsweise von $16 \mu\text{m}^2$ bis $144 \mu\text{m}^2$ sehr groß ist und daher nur bedingt mit anderen Arbeiten verglichen werden kann. In den Arbeiten von T. Friedrich [38], M. Shavezipur [66] [67], D. Heinz [51] und S. Della [65] konnte keine Abhängigkeit von der Kontaktfläche nachgewiesen werden, während in einer weiteren Arbeit von D. Heinz [60] sogar eine Abnahme der Adhäsionskraft bei größeren Kontaktflächen vorgestellt wurde. Dieses Ergebnis kann jedoch in Frage gestellt werden, da die effektive Oberfläche über eine Kontaktwiderstandsmessung bestimmt wurde und es unklar bleibt, ob sich diese Messgröße tatsächlich indirekt proportional zu der realen Kontaktfläche verhält. Eine valide Erklärung dieses Verhaltens liefert T. Friedrich in seiner Dissertation [38]. Dort wird für Polysiliziumoberflächen gezeigt, dass auf Grund der Rauigkeit nur wenige tatsächliche Kontaktpunkte existieren, was die beobachtete Unabhängigkeit zwischen Kontaktfläche und Adhäsionskraft für kleinere Kontaktflächen erklären kann. Da die Rauigkeit der Kontaktflächen in den meisten Arbeiten nicht näher beschrieben ist, bleibt unklar ob diese für die unterschiedlichen Ergebnisse verantwortlich gemacht werden kann. In den Arbeiten von F. Rusu [36] und B. Bhusan [37] wurde die Oberflächenrauigkeit gezielt verändert und eine sehr starke Abhängigkeit des Adhäsionsverhaltens festgestellt. Bei sehr niedrigen Rauigkeiten steigt die Adhäsionskraft durch die Erhöhung der effektiven Kontaktfläche stark an, bei sehr hohen Rauigkeiten dagegen steigt die Adhäsionskraft ebenfalls, da eine Art „Klettverschluss effekt“ auftritt und sich so die effektive Kontaktoberfläche ebenfalls erhöht. Im Gegensatz zu der Kontaktfläche sind die experimentellen Ergebnisse zu der relativen Feuchtigkeit der Kontaktumgebung eindeutig [37] [62] [63] [64]. Bei erhöhter relativer Feuchtigkeit steigt die Adhäsionskraft sehr stark, was zu der theoretischen Erwartung auf Grund der Kapillarkraft passt. Der Effekt von verschiedenen hydrophoben Oberflächenbeschichtungen wurde ebenfalls in den Arbeiten von T. Friedrich [38], C. Mastrangelo [64], C. Douglas [68] und W. Ashurst [65] untersucht. Der Einsatz von „self assembled monolayers“ zur Senkung der Oberflächenenergie zeigte in allen Arbeiten eine deutliche Reduktion der Adhäsionskraft und kann daher als eine der effektivsten Maßnahmen zur Adhäsionsvermeidung angesehen werden. Zu den Sensorparametern Federsteifigkeit, Dämpfung, Oberflächenladungsdifferenz und Kollapsspannung als Einflussgrößen auf das Adhäsionsverhalten bei MEMS-Beschleunigungssensoren wurden bisher keine Arbeiten veröffentlicht. Dies hat unterschiedliche Ursachen. Der Einfluss von Dämpfung, Oberflächenladungsdifferenz und Kollapsspannung kann nur dann präzise ermittelt werden, wenn auch diese Größen zuverlässig gemessen werden können. Zudem müssen vergleichsweise große Stückzahlen an DUTs gemes-

sen werden, um schwächere Korrelationen sichtbar zu machen. Der Einfluss der Federsteifigkeit auf die Adhäsionsbewertung dagegen kann relativ eindeutig aus der Theorie hergeleitet werden, wurde jedoch bisher nur in der Arbeit von D. Heinz [60] nachgewiesen, aber nicht genauer bestimmt. Deshalb wird in den folgenden Kapiteln der Einfluss dieser Sensorparameter auf die Adhäsionskraft systematisch charakterisiert.

4.2.1 Federsteifigkeit

Die Federsteifigkeit hat zunächst keinen direkten Einfluss auf die Adhäsionskraft, sondern nur auf die Rückstellkraft und somit auf μ_{stick} . Dies hat zur Konsequenz, dass Messdaten durch den Einfluss der Federkraft verfälscht werden können und die eigentlichen Einflussgrößen auf das Adhäsionsverhalten überdeckt werden. Zunächst soll daher der generelle Zusammenhang zwischen k und μ_{stick} bewertet werden und anschließend überprüft werden, ob bei Veränderung der Federsteifigkeit durch Prozessvariation μ_{stick} signifikant beeinflusst wird. Sie ist stark abhängig von der Breite der Stege (vergl. Abb. 2.5 und 2.6) und somit vom Kantenverlust. Sie kann durch die Resonanzfrequenz mit

$$k = (2\pi f_0)^2 \cdot m \quad (4.1)$$

relativ genau bestimmt werden. Dies ist jedoch nur mit einem Kerndesign möglich, bei dem sich das Verhältnis k/m mit dem Kantenverlust signifikant ändert. Für die Versuchsmessung wurde die gleiche Testcharge des Stictiontestdesigns, wie in Kapitel 4.1.3 beschrieben, genutzt. In Abbildung 4.3 sind die Mittelwerte von μ_{stick} für C1 und C2 und aller Wafergruppen von Testcharge 1, über die Mittelwerte der normierten Federsteifigkeit dargestellt. Für jede Federhärte wurden ca. 25000 DUTs gemessen.

Zunächst ist gut erkennbar, dass durch Prozesseinflüsse die tatsächlichen Federhärten für die beiden weicheren Varianten von ihrem Nominalwert um bis zu 10% abweichen, wobei der Z-Kern deutlich stärker betroffen ist, als die Lateralkerne (vergl. Tab 4.1).

Aus Gleichung 3.4 kann geschlossen werden, dass μ_{stick} sich quadratisch zu $1/k$ verhalten sollte, da $\mu_{stick} \sim V_{pullout}$. Die Ergebnisse weichen jedoch erheblich davon ab. Während μ_{stick} für den Z-Kern der theoretischen Voraussage entspricht, zeigen die Ergebnisse der beiden Lateralkerne kein quadratisches Verhalten. Für Lateralkern 2 sinkt μ_{stick} sogar für die niedrigste Federhärte. Der Unterschied der beiden Lateralkerne kann durch die unterschiedliche maximal mögliche Anpresskraft erklärt werden (vergl. Tab 4.1). Der Unterschied in μ_{stick} ist für die Referenzvariante mit der normierten Federhärte $k = 1$ gut sichtbar. Dieser Unterschied führt zu konstanten Werten von μ_{stick} bei geringeren Rückstellkräften. Das Ergebnis legt den Schluss nahe, dass ein Teil der DUTs auch bei sehr hohen Anpresskräften kein erhöhtes Adhäsionsverhalten für μ_{stick} zeigt. Die Folge ist, dass selbst bei sehr niedrigen Rückstellkräften diese DUTs kein verändertes Verhalten zeigen und es somit zu einer Sättigung kommt.

Ausgehend von diesem Ergebnis soll untersucht werden, ob eine Abhängigkeit von μ_{stick} innerhalb einer Variante feststellbar ist. Hierzu wurden die Einzelwerte der Variante 2 für alle Wafergruppen korreliert, da bei der noch weicheren Variante die oben beschriebenen Sättigungseffekte die Resultate überlagern könnten. In Abbildung 4.4 ist diese Korrelation exemplarisch für

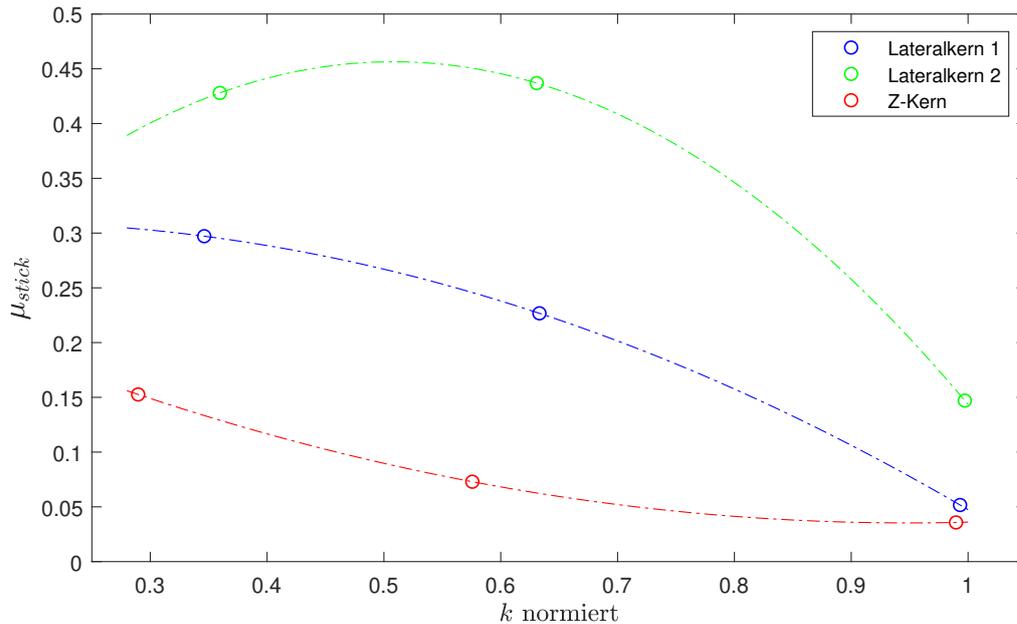


Abbildung 4.3: Korrelation der Mittelwerte von μ_{stick} über der normierten Federhärte k mit quadratischem Fit für jede Variante.

Lateralkern 1 dargestellt.

Die Ergebnisse zeigen die große Streuung der Einzelwerte von μ_{stick} . Die Steigung des Linearfits ist mit -0.132 leicht negativ und sehr klein. Für Lateralkern 2 beträgt er -0.125 und für den Z-Kern -0.130 . Der Einfluss der Federsteifigkeit durch Prozessvariationen auf die Adhäsionsbewertung ist daher sehr begrenzt und kann bei DUTs mit Prozessvariationen für k mit weniger als 50 % des Nominalwerts vernachlässigt werden.

4.2.2 Dämpfung

Zwischen der Dämpfung und dem Adhäsionsverhalten besteht kein bekannter physikalischer Zusammenhang. Falls sich jedoch ein Einfluss auf die Adhäsionsbewertung zeigen sollte, wäre dies ein unerwünschter Nebeneffekt. Für die Untersuchung wurden die gleichen Messdaten aus der vorangegangenen Untersuchung der Federsteifigkeit genutzt. Es können nur Wafer mit gleicher Prozessierung verglichen werden, da sich die Oberflächenbeschichtung auf die Dämpfung des Wafers auswirkt. Deshalb wurde Wafergruppe 1 (ohne Oberflächenbeschichtung) der Testcharge 1 für die Untersuchung ausgewählt, um den Einfluss für eine möglichst große Varianz für μ_{stick} bewerten zu können. In Abbildung 4.5 ist diese Korrelation exemplarisch für Lateralkern 2 mit 5000 gemessenen DUTs dargestellt.

Die Steigung des Linearfits ist mit -1.65 überraschend hoch. Für Lateralkern 1 beträgt er -0.639 und für den Z-Kern -0.266 . Der große Unterschied zwischen den Kernen deutet auf eine weitere Einflussgröße hin, die in Zusammenhang mit der Dämpfung wirkt. Zur Überprüfung des Ergebnisses wurden die Steigungen der Linearfits ebenfalls für Wafergruppe 2 bestimmt. In Ab-

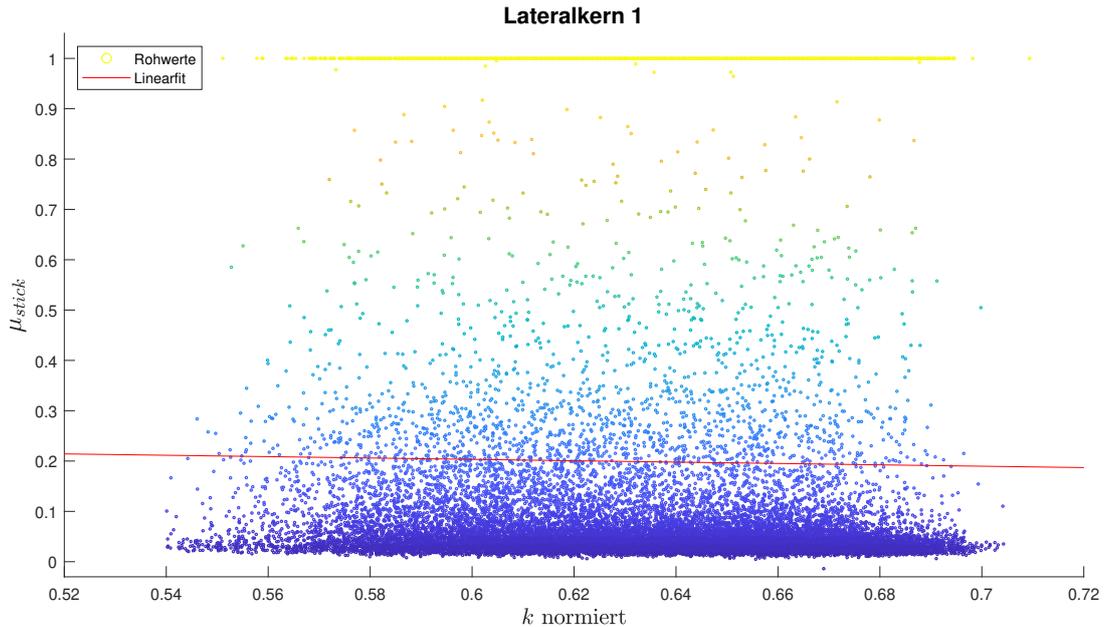


Abbildung 4.4: Korrelation der Einzelwerte von μ_{stick} über der normierten Federhärte k für Lateralkern 1.

Abbildung 4.6 ist diese Korrelation exemplarisch für Lateralkern 2 mit 15000 gemessenen DUTs dargestellt.

Die Steigungen für Lateralkern 1 und 2, sowie des Z-Kerns sind mit -0.044 , -0.314 und -0.007 signifikant geringer, was durch das generell deutlich niedrigere Niveau von μ_{stick} für diese Gruppe bedingt ist. Trotzdem bleibt der Einfluss bei Lateralkern 2 signifikant und der Zusammenhang zwischen niedrigerer Dämpfung und höheren Werten von μ_{stick} kann durch die Messung bestätigt werden. Dieser Einfluss erscheint stark abhängig von der Höhe des Mittelwerts von μ_{stick} für die jeweilige Messung. Auffällig ist auch, dass der Einfluss für den Z-Kern erheblich geringer ausfällt. Eine Theorie, die die Ursache dieser ungewöhnlichen Korrelation erklärt, wird in Kapitel 4.3.3 vorgestellt, da dort Ergebnisse des Einflusses der Trägerfrequenz präsentiert werden, die in direktem Zusammenhang mit dem Einfluss der Dämpfung stehen.

4.2.3 Oberflächenladungsdifferenz

Die Oberflächenladungsdifferenz hat in der Theorie direkten Einfluss auf das Adhäsionsverhalten. Sie erzeugt ein elektrisches Feld, dessen elektrostatische Kraft einen direkten Beitrag zur Adhäsionskraft liefert (vergl. Kap. 2.3.4). Der tatsächliche Einfluss auf die Adhäsion bei MEMS-Beschleunigungssensoren, die nicht speziell mit hohen Oberflächenladungsdifferenzen prozessiert wurden, wurde jedoch bisher nicht bestimmt. In der Arbeit von R. Ardito wurde zwar das Oberflächenpotential anhand der Verschiebung der C-V-Kurve gemessen [69], aber der Einfluss dieser Größe nicht weiter untersucht. Neben der in Kapitel 3.2.4 vorgestellten

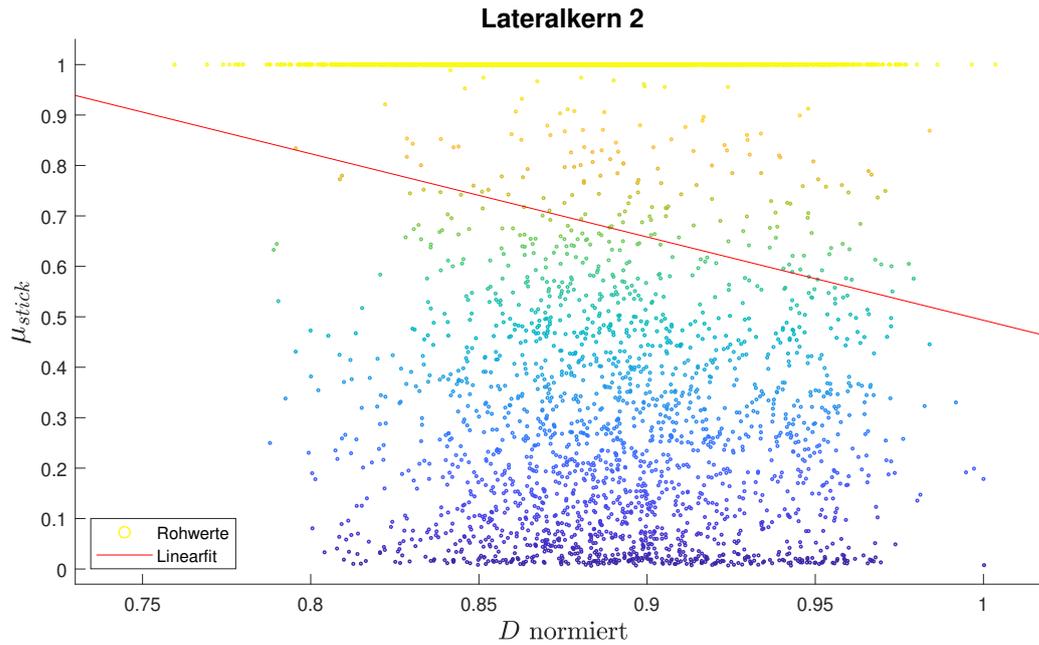


Abbildung 4.5: Korrelation der Einzelwerte von μ_{stick} über der normierten Dämpfung D für Lateralkern 2 für Wafergruppe 1.

Bestimmungsmethode der Oberflächenladungsdifferenz, ist es ebenfalls möglich, diese durch V_{pullin} nachzuweisen, da das elektrische Feld als zusätzlich elektrische Kraft zu kleineren Werten von V_{pullin} führen sollte. Das Ausbleiben dieser Abweichung von V_{pullin} wurde in mehreren Arbeiten als Argument für die Abwesenheit einer signifikanten elektrostatischen Kraft angeführt [38][70]. Dieser Effekt ist jedoch bei Oberflächenpotentialen bis 250 mV so gering, dass keine Korrelation zwischen V_{pullin} und V_{charge} für unterschiedliche Testchargen nachgewiesen werden konnte. Deshalb erscheint eine Untersuchung anhand der in dieser Arbeit vorgestellten verbesserten Messmethode für die Oberflächenladungsdifferenz sinnvoll. Für die Untersuchung wurden die gleichen Messdaten von Testcharge 1 genutzt. Zudem sind nur die Messdaten des Z-Kerns von Aussagekraft, da hier auf Grund der aus unterschiedlichen Prozessierungsschichten bestehenden Kontaktflächen erheblich größere Oberflächenpotentiale gemessen werden als bei den Lateralkernen. In Abbildung 4.7 sind die Ergebnisse für Wafergruppe 1 und 2 des Z-Kerns dargestellt.

Die Steigung des Linearfits beträgt für Wafergruppe 1 -0.255 und für Wafergruppe 2 -0.080. Für DUTs ohne Oberflächenbeschichtung existiert daher ein geringer, aber nachweisbarer Einfluss der Oberflächenladungsdifferenz. Unerwartet ist die negative Korrelation der Parameter, da ein theoretisch höherer Wert von V_{charge} zu höheren Werten von μ_{stick} führen sollte und nicht zu niedrigeren. Es ist daher nicht auszuschließen, dass eine unbekannte Größe sowohl Einfluss auf V_{charge} als auch μ_{stick} hat und somit die Korrelation überlagert. Für beschichtete DUTs kann der Einfluss auf Grund der sehr niedrigen Steigung jedoch weitgehend vernachlässigt werden. Ein Grund hierfür ist neben der geringeren Klebeigung bei beschichteten DUTs auch die bessere

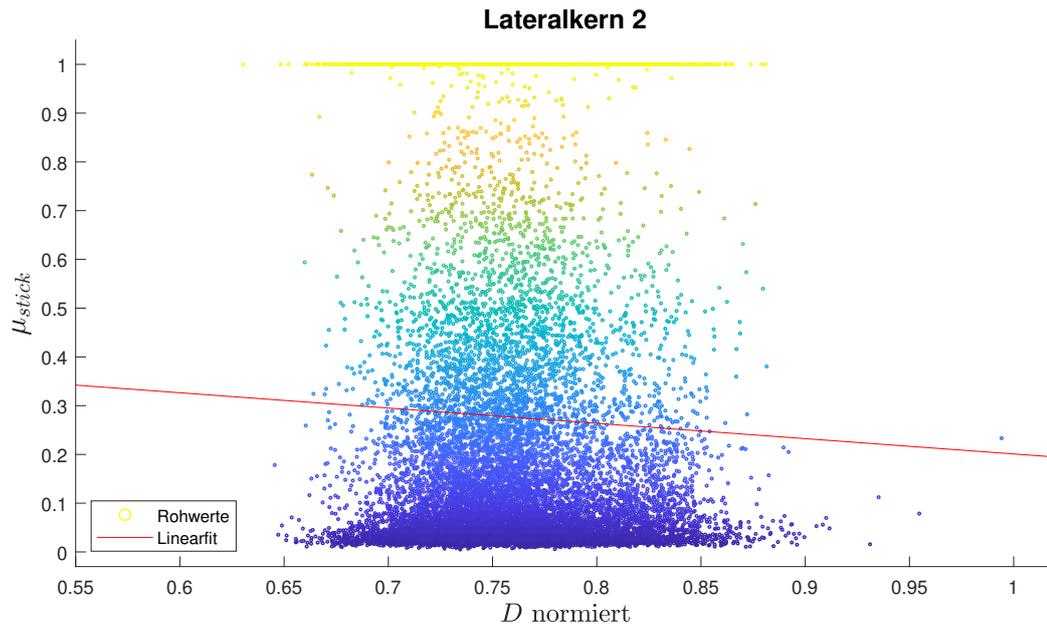


Abbildung 4.6: Korrelation der Einzelwerte von μ_{stick} über der normierten Dämpfung D für Lateralkern 2 für Wafergruppe 2.

elektrostatische Abschirmung durch die unpolaren Moleküle des Beschichtungsmaterials.

4.2.4 Kollapsspannung

Das Berühren der fixen und beweglichen Elektrode innerhalb des Sensorkerns wird Kollaps genannt. Eine solche Berührung schließt die Elektroden kurz und kann deshalb signifikanten Schaden verursachen. Im Normalbetrieb wird dies durch die Stopperstrukturen verhindert (siehe Abb. 4.1). Eine hohe angelegte Spannung kann jedoch dazu führen, dass sich die Elektrodenfinger bis zum Kontakt zu verbiegen. Die dafür benötigte Spannung wird Kollapsspannung genannt.

Anders als bei den Untersuchungen des Einflusses von Federsteifigkeit, Dämpfung und Oberflächenladungsdifferenz wurde die Untersuchung der Kollapsspannung durch eine spezielle Auffälligkeit in den Messungen für μ_{stick} motiviert. Bei DUTs mit S-Feder Aufhängungen in den Lateralkernen wurde durchgehend ein signifikanter Unterschied für den Mittelwert von μ_{stick} zwischen C1 und C2 Elektrode festgestellt. Da das Design für die C1 und C2 Elektrode exakt identisch ist und daher kein Unterschied in Kontaktfläche und Rauigkeit vorliegt und kein Unterschied der Oberflächenladungsdifferenz gemessen wurde, ist ein Unterschied in der Anpresskraft die plausibelste Erklärung. Jedoch zeigen sowohl die Ruhekapazitäten $C_{10/20}$, als auch die Überlastkapazitäten $C_{od1/2}$ dieser DUTs keine Abweichung. Die einzige Größe, bei der eine systematische Abweichung zwischen C1 und C2 gefunden wurde, ist die Kollapsspannung V_{coll} .

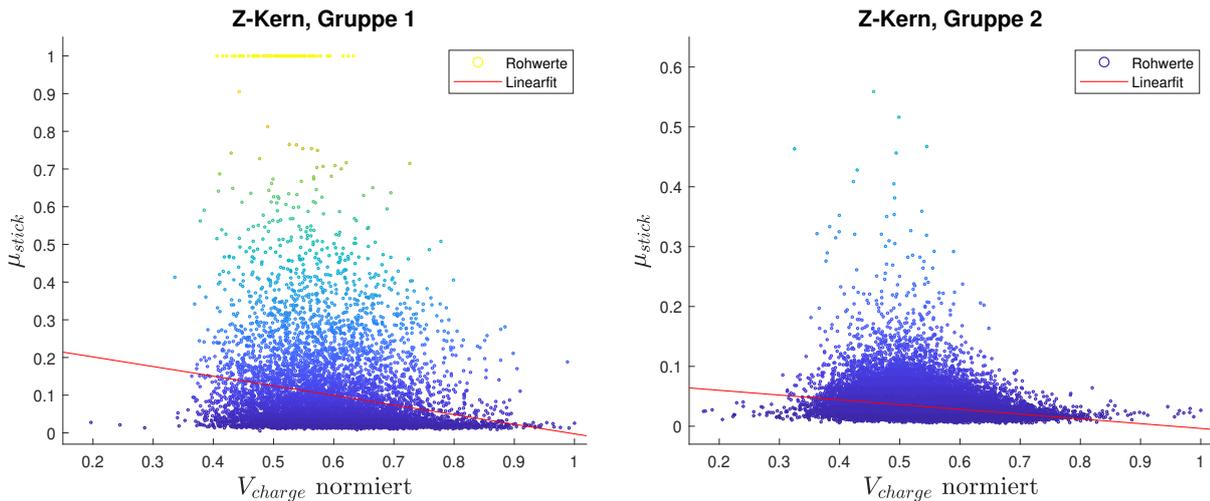


Abbildung 4.7: Korrelationsplot der Einzelwerte von μ_{stick} über die normierte Oberflächenladungsdifferenz V_{charge} für den Z-Kern für Wafergruppe 1 (links) und Wafergruppe 2 (rechts).

V_{coll} hängt direkt von der Länge und Steifigkeit der internen Strukturen des MEMS-Kerns ab. Eine Korrelation mit μ_{stick} ist zu erwarten, da die tatsächliche Anpresskraft nicht nur von $V_{test,od}$, sondern auch von dem mittleren Abstand d_{od} zwischen der betroffenen festen und beweglichen Elektrode im Moment der angelegten Überlast abhängt. Dieser Abstand kann theoretisch auch durch die Überlastkapazität C_{od} bestimmt werden, jedoch ist diese stark von der Phasenverschiebung des HF-Trägers abhängig und ist daher für eine präzise Bestimmung des Abstands unbrauchbar. Die Messung von V_{coll} ermöglicht keine direkte Bestimmung von d_{od} , kann jedoch als zuverlässiger Indikator dienen wie stark sich d_{od} für C1 und C2 unterscheidet. Problematisch ist jedoch, dass jede Messung von V_{coll} das Risiko birgt das MEMS-Element durch den Kurzschluss der Elektroden zu zerstören, weshalb die gemessenen DUTs nach der Messung nicht mehr verwendbar sind.

Für die Untersuchung wurden im Gegensatz zu den anderen Charakterisierungsmessungen eine Testcharge des gleichen DUT-Typs genutzt, bei der ausschließlich die Prozessierung zwischen den Wafern variiert wurde und nur eine Variante existiert. Grund hierfür ist der Einfluss der Federsteifigkeit auf V_{coll} , welcher für die Untersuchung unerwünscht ist. Zur Bestimmung von μ_{stick} wurden sechs Wafer mit insgesamt ca. 38000 DUTs gemessen. Zur Bestimmung von V_{coll} wurden nur zwei Wafer mit insgesamt ca. 12650 DUTs gemessen, da diese anschließend unbrauchbar für weitere Versuche sind. Dabei wurde kein signifikanter Unterschied für V_{coll} zwischen den beiden Wafern festgestellt. Die Mittelwerte von μ_{stick} und von V_{coll} sind in Tabelle 4.2 für beide Lateralkerne dargestellt.

Der erhebliche Unterschied für den Mittelwert von μ_{stick} zwischen Lateralkern X- und Y-Richtung lässt sich durch die um einen Faktor 1.95 größere Anpresskraft für den Lateralkern in Y-Richtung erklären. Zudem ist die prozentuale Differenz von μ_{stick} für Lateralkern Y-Richtung um fast ein vierfaches größer als bei Lateralkern X-Richtung. Die Ursache für die Differenz zwischen C1 und C2 scheint sich also bei höherer Klebeneigung stärker auszuwirken. Der relative Unterschied in der Kollapsspannung ist für beide Kerne ähnlich und unterscheidet sich um einen

Tabelle 4.2: Mittelwerte von μ_{stick} und V_{coll} für einen MEMS-Typ mit S-Feder Aufhängung.

X-Richtung	C1	C2	Unterschied in %
μ_{stick}	0.039	0.044	11.3 %
V_{coll}	8.66 V	7.40 V	14.5 %
Y-Richtung	C1	C2	Unterschied in %
μ_{stick}	0.078	0.13	40.0 %
V_{coll}	13.63 V	12.14 V	10.9 %

Faktor von 1.42. Die Erwartung, dass eine niedrigere Kollapsspannung zu höheren Werten von μ_{stick} führt, kann durch die Messung bestätigt werden. Eine Korrelation der Einzelwerte von μ_{stick} und V_{coll} für DUTs, bei denen beide Größen bestimmt wurden, zeigt dagegen keinerlei Abhängigkeit, was aufgrund der statistischen Verteilung von μ_{stick} nicht überrascht.

Die beobachtete Auffälligkeit von μ_{stick} kann also durch das Kollapsverhalten der DUTs erklärt werden. Unklar ist jedoch die Ursache des Unterschieds in der Kollapsspannung. Eine Möglichkeit ist die Asymmetrie des MEMS-Kerns durch die S-Feder Aufhängung, weshalb eine Vergleichsmessung eines MEMS-Typs mit U-Feder durchgeführt wurde. Für μ_{stick} wurden sechs Wafer mit insgesamt ca. 144000 DUTs gemessen. Für V_{coll} wurde ein Wafer mit ca. 12000 DUTs gemessen. Die Ergebnisse sind in Tabelle 4.3 für beide Lateralkerne dargestellt.

Tabelle 4.3: Mittelwerte von μ_{stick} und V_{coll} für einen MEMS-Typ mit U-Feder Aufhängung.

X-Richtung	C1	C2	Unterschied in %
μ_{stick}	0.0086	0.0082	4.7 %
V_{coll}	18.10 V	17.86 V	1.3 %
Y-Richtung	C1	C2	Unterschied in %
μ_{stick}	0.0081	0.0086	5.8 %
V_{coll}	18.24 V	18.17 V	0.4 %

Der Unterschied für V_{coll} zwischen C1 und C2 ist vernachlässigbar klein. Die These, dass die S-Feder Aufhängung verantwortlich für den Unterschied ist, kann durch die Messung bestätigt werden. Trotzdem wurde ein Unterschied für μ_{stick} zwischen C1 und C2 von durchschnittlich 5.25 % gemessen, wobei hier im Gegensatz zu den DUTs mit S-Feder Aufhängung bei Lateralkernen in X-Richtung der höhere Mittelwert bestimmt wurde. Die extrem niedrigen absoluten Mittelwerte von μ_{stick} von durchgehend unter 0.01 relativieren dieses Ergebnis jedoch.

Es konnte durch die Untersuchung die Ursache der Unterschiede von μ_{stick} und V_{coll} zwischen C1 und C2 bestimmt werden. Ein Korrelationsfaktor zwischen μ_{stick} und V_{coll} konnte jedoch nicht ermittelt werden, da keinerlei Korrelation der Einzelwerte gefunden wurde. Die Korrelation zwischen μ_{stick} und der Anpresskraft, die V_{coll} beeinflusst, wird in Kapitel 4.3.1 untersucht.

4.3 Einfluss Konfigurationsparameter

Der Einfluss der Konfigurationsparameter auf μ_{stick} spielt eine ebenso große Rolle, wie der Einfluss der Sensorparameter und sollte so detailliert wie möglich untersucht und dokumentiert werden, da ansonsten eine erfolgreiche Ursachenanalyse für auffällige DUTs unmöglich wird. In der Literatur wurden einige Parameter bereits mehrfach untersucht und teilweise widersprüchliche Ergebnisse erzielt. Zu den bereits untersuchten Konfigurationsparametern zählen:

- Anpresskraft, bzw. Überlastspannung
- Konditionierung, bzw. Anzahl der Messwiederholungen
- Dauer der Überlast
- Lateralkräfte während der Überlast
- Temperatur während der Messung

Zu der Anpresskraft und Konditionierung wurden in dieser Arbeit neue Ergebnisse erzielt, weshalb die bisherigen Arbeiten in den entsprechenden Abschnitten dieses Kapitels vorgestellt und in Kontext gesetzt werden.

Der Einfluss der Überlastdauer wurde in den Arbeiten von B. Bhusan, T. Friedrich und S. Dellea untersucht. Die Ergebnisse sind auffallend widersprüchlich. Während für Überlastzeiten zwischen 1 – 300 s bei T. Friedrich kein Einfluss festgestellt wurde [38], nimmt bei B. Bhusan die Adhäsionskraft bei einer Überlastzeit bis zu 1000 s logarithmisch zu [71]. Dagegen zeigte die Untersuchung von U. Zaghoul eine deutliche Abnahme der Adhäsionskraft innerhalb von 1000 s. Eine Langzeitmessung von S. Dellea mit zehn DUTs für einen Zeitraum von einem Tag bis zu 39 Tagen zeigte ebenfalls eine deutliche Reduktion der Adhäsionskraft [39]. Grund hierfür können sowohl die unterschiedlichen Sensorparameter, als auch die Messverfahren sein. Da diese nur teilweise dokumentiert sind, ist eine Bewertung sehr schwer und unterstreicht wie wichtig das Verständnis der Einflussgrößen der DUTs und der Messtechnik ist, um Ergebnisse korrekt interpretieren zu können.

Der Einfluss einer Lateralkraft während der Überlast wurde von M. Naumann et al. systematisch untersucht [72]. Die Ergebnisse werden in Abschnitt 4.3.3 vorgestellt, da sie möglicherweise ein neu entdecktes Phänomen, welches dort beschrieben ist, erklären können.

Der Einfluss der Temperatur auf das Adhäsionsverhalten während der Messung wurde in den Arbeiten von B. Bhusan, T. Friedrich, M. Shavezipur und F. Sammoura untersucht [37] [38] [67] [74]. In allen Arbeiten bis auf der von F. Sammoura verringert sich μ_{stick} für höhere Temperaturen. Als Grund wird mehrfach die Absenkung der relativen Feuchte in der Kaverne des MEMS-Elements durch die erhöhte Temperatur angeführt. In der Untersuchung von F. Sammoura dagegen steigt μ_{stick} deutlich für Temperaturen von 25 – 150 °C, wobei als Grund eine sehr niedrige relative Feuchte angegeben wird, was in direktem Gegensatz zu den Ergebnissen der anderen Arbeiten steht. Alle in dieser Arbeit vorgestellten Messungen wurden

daher bei 25 °C Chucktemperatur und 50 % relativer Feuchte durchgeführt. Zusätzlich wurden in dieser Arbeit der Einfluss der Trägeramplitude und Trägerfrequenz systematisch untersucht.

4.3.1 Anpresskraft

Einen offensichtlichen Einfluss auf das Adhäsionsverhalten hat die Anpresskraft, da sie die effektive Kontaktfläche bei rauen Oberflächen bestimmt. Sie kann durch die Überlastspannung $V_{test,od}$ eingestellt werden. In der Arbeit von S. Timpe wurde das erste Mal der Zusammenhang systematisch untersucht und eine lineare, aber relativ schwache Korrelation nachgewiesen [62]. M. Spengen dagegen konnte keinen Zusammenhang zwischen Anpresskraft und Adhäsionskraft nachweisen [75]. Dies erscheint einleuchtend, da angeführt wird, dass vor allem die Kapillarkraft auf Grund der hohen relativen Feuchte in der Kaverne für die Ergebnisse verantwortlich ist. Dies würde bedeuten, dass die Erhöhung der effektiven Kontaktfläche nur eine untergeordnete Bedeutung hat, da der Kelvinradius r_k bereits größer sein könnte als die durchschnittliche Rauigkeit der Kontaktflächen.

Die Ergebnisse der Arbeit von T. Friedrich bestätigen die Ergebnisse von S. Timpe weitgehend, wobei eine deutlich stärkere Korrelation nachgewiesen wurde [70]. Zudem zeigt sich ein klarer Unterschied des Korrelationsfaktors für IP- und OP-Adhäsionskräfte. Für Lateralkerne ist der Einfluss etwa doppelt so stark. In den Untersuchungen von U. Zaghoul wurde die Adhäsionskraft mittels eines „Atomic Force Mikroskops“ (AFM) bestimmt und daher die Anpresskraft direkt für den Abtastkopf des Geräts eingestellt [73]. Die Ergebnisse zeigen eine nahezu perfekte lineare Korrelation für jeweils sechs verschiedene Feuchtigkeitsregime.

Zusammenfassend wurde also ein linearer Zusammenhang zwischen Anpresskraft und Adhäsionskraft beobachtet, dessen Korrelationsfaktor sich je nach Methode und Teststruktur stark unterscheiden. Gemeinsam haben alle Untersuchungen die geringe Stückzahl an untersuchten DUTs. Die Ergebnisse beziehen sich oft auf Messreihen eines einzigen DUTs, was allein auf Grund des Konditionierungseffekts (vergl. Kap. 4.3.2) als kritisch zu bewerten ist. Daher werden hier Messungen mit erheblich höherer Anzahl von DUTs mit Oberflächenbeschichtung vorgestellt und ausgewertet. Grundlage hierfür sind Messungen des Stictiontestdesigns ohne Prozessvariation aus einer weiteren Testcharge mit insgesamt ca. 5000 DUTs pro Variante. Jede Variante wurde nochmals in acht Subvarianten für unterschiedliche Anpresskräfte, beziehungsweise Überlastspannungen, mit jeweils ca. 625 DUTs unterteilt. Die Ergebnisse für die beiden Lateralkerne sind in Abbildung 4.8 dargestellt.

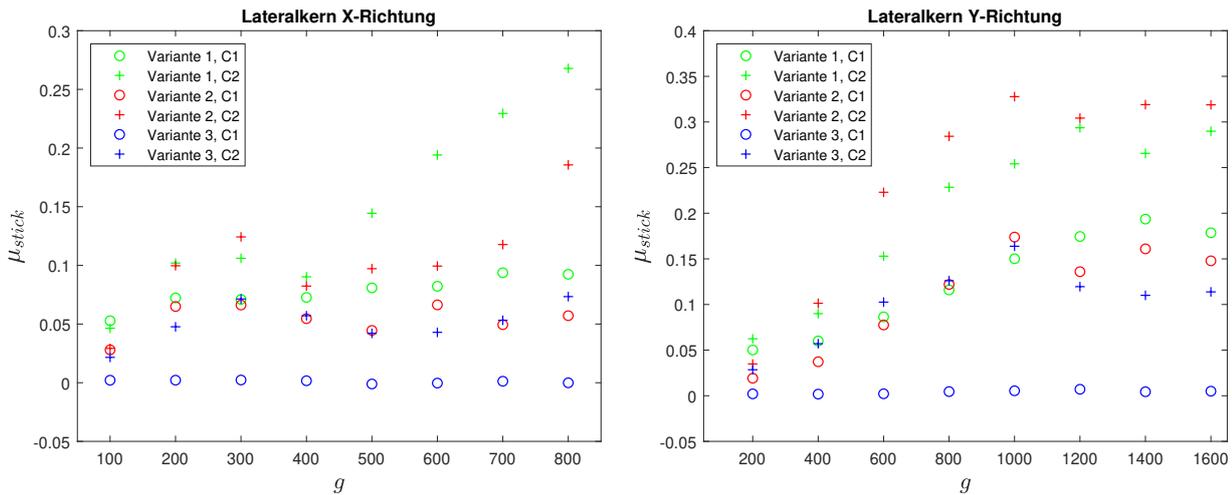


Abbildung 4.8: Plot der Mittelwerte μ_{stick} über die angelegte Anpresskraft in g für alle Varianten der beiden Lateralkerne (X-Richtung links, Y-Richtung rechts).

Zunächst zeigt sich für alle Varianten und beide Kerne, dass für C2 μ_{stick} durchgehend größer ist als für C1. Für Variante 3 ist der Unterschied am deutlichsten, was auf das Design der Bumper zurückzuführen ist (vergl. Kap. 4.1.3). Für C1 zeigt sich hier keinerlei Einfluss der Anpresskraft auf μ_{stick} . Für Variante 1 und 2 kann die Differenz durch die Unterschiede in der Kollapsspannung erklärt werden (vergl. Kap. 4.2.4). Auch zeigen die beiden Lateralkerne ein unterschiedliches Verhalten. Der Lateralkern in X-Richtung zeigt für Variante 1 und 2 einen linearen Zusammenhang zwischen der Anpresskraft und μ_{stick} auf der C2 Seite. Für die C1 Seite bleibt μ_{stick} dagegen praktisch konstant. Zudem zeigt sich ein „Knick“ in der Steigung bei der Messung für 400 g. Der Grund hierfür ist unklar, wobei eine Fehlmessung, beziehungsweise ein Ausreißer auf Grund der hohen Stückzahl der gemessenen DUTs ausgeschlossen werden kann. Auffällig ist auch, dass für Variante 1 μ_{stick} ab 500 g linear ansteigt, während bei Variante 2 μ_{stick} erst ab 700 g deutlich wächst. Für Variante 3 dagegen sinkt μ_{stick} sogar kontinuierlich zwischen 300 g und 600 g.

Der Lateralkern in Y-Richtung zeigt im Gegensatz dazu auch für C1 von Variante 1 und 2 einen klaren Anstieg für μ_{stick} . Für Anpresskräfte ab 1200 g steigt μ_{stick} nicht mehr, sondern sinkt dagegen wieder leicht. Dieses Verhalten kann als Sättigung gewertet werden, bei der die zusätzliche Anpresskraft keine signifikante Vergrößerung der effektiven Kontaktfläche mehr verursacht. Ungewöhnlich sind zudem die fast durchgehend höheren Werte für μ_{stick} für Variante 2 im Vergleich zu Variante 1. Eine mögliche Ursache hierfür wird in Kapitel 4.3.3 vorgestellt. Auffallend ist auch der Einfluss der zusätzlichen Feder bei C1 von Variante 3. Unabhängig von der Anpresskraft ist $\mu_{stick} < 0,01$, was die Ergebnisse zu zusätzlichen Rückstellkräften in der Arbeit von D. Heinz [60] bestätigt.

In Abbildung 4.9 sind die Ergebnisse für den Z-Kern dargestellt.

Eine Abhängigkeit von der Anpresskraft ist nur für Variante 1 deutlich erkennbar, für die anderen Varianten zeigt sich bis auf die Messung von 600 g keinerlei Abhängigkeit. Messungen mit höheren statischen Anpresskräften wären hilfreich, da die Ergebnisse andeuten, dass erst dann

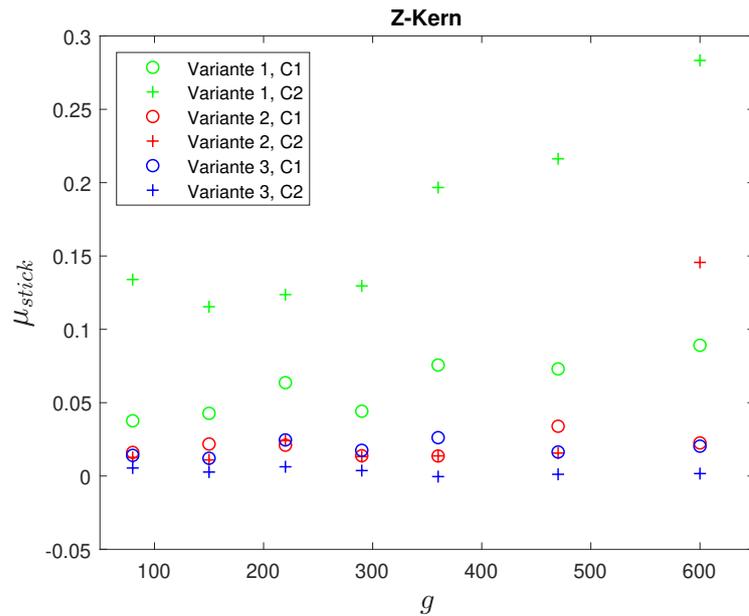


Abbildung 4.9: Plot der Mittelwerte μ_{stick} über die angelegte Anpresskraft in g für alle Varianten des Z-Kerns.

eine deutliche Erhöhung von μ_{stick} erreichbar ist. Leider ist dies auf Grund der Kollapsspannung jedoch nicht möglich. Zudem ist für Variante 1 eine klare Differenz zwischen C1 und C2 erkennbar, dessen Ursprung nicht durch das Design oder die Kollapsspannung erklärt werden kann. Eine Erklärung hierfür wird ebenfalls in Kapitel 4.3.3 angeboten.

Im Vergleich zu den in der Literatur vorgestellten Ergebnissen lässt sich festhalten, dass eine lineare Zunahme von μ_{stick} zumindest teilweise nachgewiesen werden konnte. Der Verlauf von μ_{stick} in den Lateralkernen weist jedoch stark auf einen noch nicht bekannten Einfluss hin. Zudem sind die Unterschiede von μ_{stick} für C1 und C2 für alle Kerne auffällig und können nur zum Teil durch die unterschiedliche Kollapsspannung der festen Elektroden erklärt werden. Der starke Unterschied im Anstieg von μ_{stick} zwischen den Lateralkernen und dem Z-Kern passt dagegen gut zu den Ergebnissen der Arbeit von T. Friedrich [70].

Die Einstellung der Überlastspannung hat also einen klaren Einfluss auf μ_{stick} , der jedoch stark von dem MEMS-Kern und der Elektrodenseite des DUTs abhängt.

4.3.2 Konditionierung

Die Oberflächenkonditionierung durch mehrfache Wiederholung der Messung wurde ebenfalls mehrfach in der Literatur beschrieben. Die Ergebnisse bisheriger Arbeiten zeigten hierzu ein sehr unterschiedliches Bild. Während in der Arbeit von J. Coster und D. Heinz keinerlei Abhängigkeit für bis zu $n = 10^9$ und $n = 4 \cdot 10^4$ Messzyklen festgestellt werden konnte [76] [60], zeigen die Arbeiten von S. Dellea und C. Douglas einen klaren Anstieg der Adhäsionskraft für $n = 5 \cdot 10^5$ und $n = 10^7$ Messzyklen [39] [68]. Für nur wenige Messzyklen ($n < 50$) dagegen konnte T. Friedrich zeigen, dass die Adhäsionskraft stark absinkt. Diese widersprüchlichen

Aussagen können durch einige Annahmen plausibilisiert werden. Zunächst ist es sehr gut möglich, dass die Ergebnisse von T. Friedrich in den anderen Arbeiten reproduziert, aber nicht gemessen wurden. Denn bei Messzyklen von $n > 10^4$ ist es üblich die Prüfmasse zwar für jeden Zyklus anschlagen zu lassen, aber nur zum Beispiel alle 100 Anschläge zu messen, um Messzeit einzusparen. Eine Konditionierung innerhalb der ersten 50 Zyklen wäre dann nicht nachweisbar. Hinzu kommt, dass bei den Arbeiten von J. Coster, D. Heinz und S. Dellea keinerlei Oberflächenbeschichtung erwähnt ist. In der Arbeit von C. Douglas dagegen wird die Oberflächenbeschichtung nicht nur erwähnt, sondern eine Theorie vorgestellt wird, wie diese für den Anstieg der Adhäsionskraft verantwortlich ist. Offensichtlich hat die Oberflächenbeschichtung also einen klaren Einfluss auf das Adhäsionsverhalten bei Konditionierungs- und Langzeitversuchen. In diesem Kapitel soll nun erstens untersucht werden, ob sich die Ergebnisse von T. Friedrich reproduzieren lassen und zweitens die Stärke der Konditionierung durch Variation der Anpresskraft bestimmt werden.

Zur Überprüfung des Konditionierungseffekts wurden 200 DUTs von Variante 1 eines beschichteten Wafers des Stictiontestdesigns gemessen, um möglichst große initiale Werte für μ_{stick} zu erhalten. Die Messung wurde mit einer Anpresskraft von 800 g für den Lateralkern X-Richtung und 600 g für den Z-Kern auf der C2 Seite jedes DUTs 50 Mal durchgeführt und die Ergebnisse für jeweils $n = 1, 5, 10, 25, 50$ Messzyklen gespeichert. Die Ergebnisse für den Lateralkern X-Richtung und den Z-Kern sind in Abbildung 4.10 dargestellt.

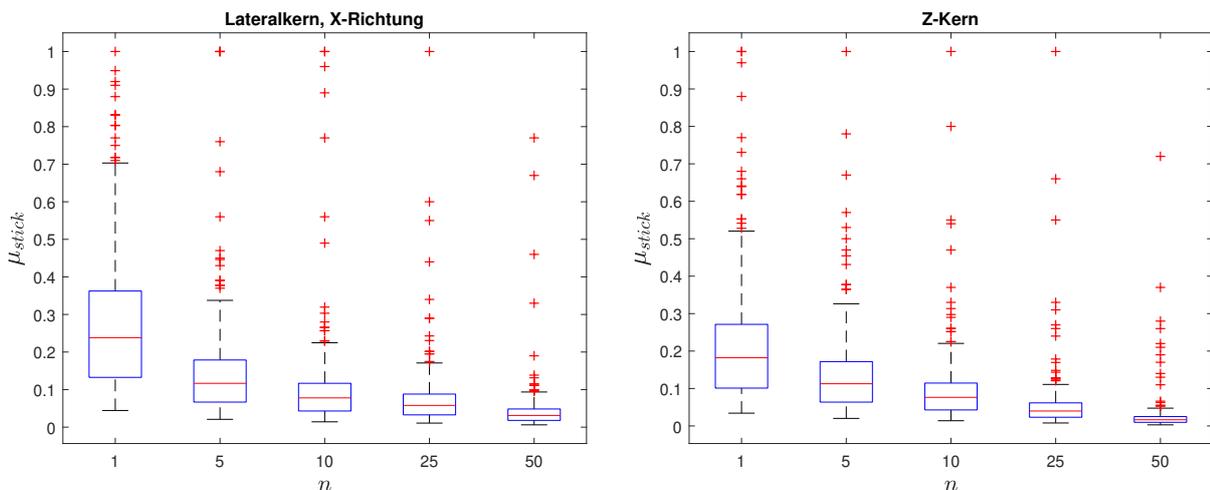


Abbildung 4.10: Boxplot von μ_{stick} über der Anzahl n an Messzyklen.

Das Absinken der Adhäsionskraft durch die Wiederholung der Messung ist für beide Kerne sehr gut zu erkennen. Der Median von μ_{stick} sinkt nach 50 Messzyklen von 0.238 auf 0.031 für den Lateralkern X-Richtung und von 0.182 auf 0.016 für den Z-Kern. Zusätzlich wurde nach 50 Messzyklen kein einziges DUT mehr mit $\mu_{stick} = 1$ gemessen. Die Messung bestätigt also die Ergebnisse von T. Friedrich und zeigt eine asymptotische Abnahme von μ_{stick} für wiederholte Messungen, unabhängig von der Struktur des MEMS-Kerns.

T. Friedrich erklärt dieses Verhalten mit einer plastischen Deformation der sich berührenden

Spitzen, dessen Stärke von der Anpresskraft abhängt. Nach einigen Kontakten ist die plastische Deformation der sich berührenden Spitzen abgeschlossen und diese reagieren nun weitgehend elastisch auf die Belastung. Zusätzlich erhöht die plastische Deformation die Härte des Materials um einen maximalen Faktor von 3. Erst eine Erhöhung der Anpresskraft führt nun wieder zu plastischen Deformation und somit nach einigen weiteren Messzyklen zu einer weiteren Absenkung der Adhäsionskraft. Dies würde bedeuten, dass die Adhäsionskraft beim Einsatz von hohen Anpresskräften stärker sinken müsste, als bei dem Einsatz von niedrigeren Anpresskräften.

Diese These zum Einfluss der Anpresskraft auf die Konditionierung wurde durch eine weitere Messung untersucht. Hierzu wurden jeweils 1300 DUTs aller Varianten einer eigenen Testcharge des Stictiontestdesigns mit unterschiedlichen Anpresskräften gemessen. Um bewerten zu können, ob hohe oder niedrigere Anpresskräfte zu einem erhöhten Konditionierungseffekt führen, wurden die DUTs pro Variante in zwei Gruppen eingeteilt. Die Gruppe mit niedrigen Anpresskräften als Stimulus, gekennzeichnet mit $< g$, wurde dreimal mit 25 % der maximal möglichen Anpresskraft vorkonditioniert. Die Gruppe mit hohen Anpresskräften als Stimulus, gekennzeichnet mit $> g$, wurde ebenfalls dreimal mit 100 % der maximal möglichen Anpresskraft vorkonditioniert. Anschließend wurden beide Gruppen mit 50 % der maximal möglichen Anpresskraft gemessen. Die Ergebnisse der C2 Seite für den Lateralkern in X-Richtung und den Z-Kern sind in Abbildung 4.11 dargestellt.

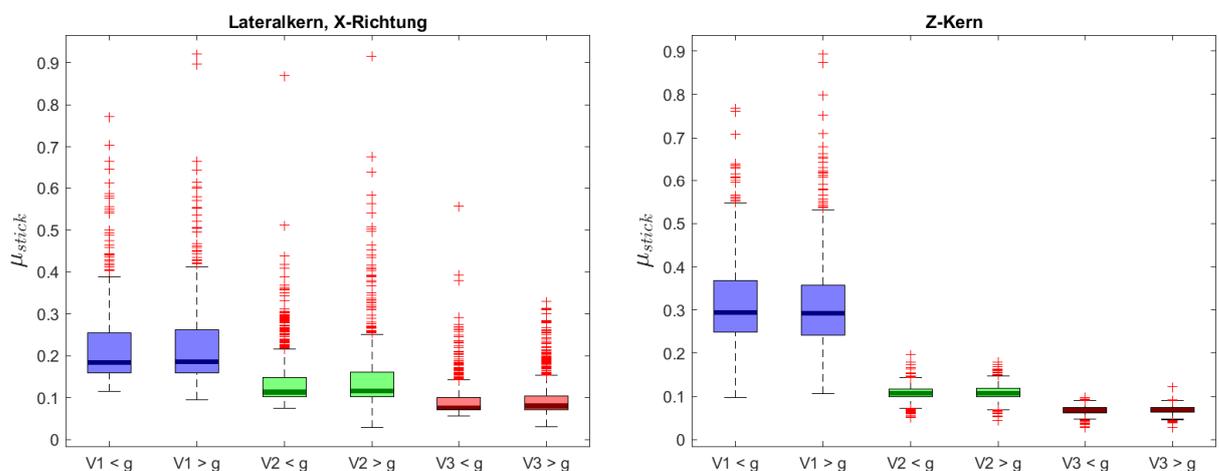


Abbildung 4.11: Boxplot von μ_{stick} für alle drei Varianten nach unterschiedlicher Vorkonditionierung.

DUTs mit $\mu_{stick} = 1$ wurden aus der Darstellung ausgeschlossen, da diese alle bereits durch die Vorkonditionierung in den voll klebenden Zustand gebracht wurden und sich nicht mehr lösen ließen. Eine Miteinbeziehung dieser DUTs würde folglich den Vergleich der beiden Gruppen massiv verzerren. Für den Z-Kern lassen sich kaum Unterschiede zwischen den

beiden Gruppen feststellen. Der Median beider Gruppen weicht für alle Varianten weniger als 1 % voneinander ab. Im Vergleich dazu zeigt sich im Lateralkern eine stärkere Konditionierung für die Gruppe $< g$. Der Median ist mit 0.9 % bei Variante 1, 2.3 % bei Variante 2 und 5.0 % bei Variante 3 konsistent niedriger für Gruppe $< g$. Das gleiche gilt für die Obergrenze des größten Quantils und die DUTs außerhalb der Quantile. Die Grenze des kleinsten Quantils ist dagegen für Gruppe $> g$ deutlich geringer. Dieses Ergebnis legt nahe, dass IP-Kontakte der DUTs mit generell niedrigerer Klebeneigung stärker durch hohe Anpresskräfte konditioniert werden, während es sich für DUTs mit höherer Klebeneigung umgekehrt verhält.

Der Unterschied der Ergebnisse für Lateralkern und Z-Kern kann mit der unterschiedlichen Rauigkeit von IP- und OP-Kontakten erklärt werden. IP-Kontaktflächen sind geprägt von den „Rillen“, die der DRIE-Prozess verursacht. Folge ist eine erhöhte Rauigkeit im Vergleich zu den OP-Kontaktflächen des Z-Kerns. Zudem ist der Unterschied in der Konditionierung für den Lateralkern zwar messbar, aber gering. Auch die unterschiedliche Reaktion von schwach und stark klebenden DUTs auf unterschiedliche Anpresskräfte kann nur durch die unterschiedliche Rauigkeit der einzelnen DUTs erklärt werden. Bei sehr hoher Rauigkeit und somit Klebeneigung führen hohe Anpresskräfte möglicherweise eher dazu, dass sich zusätzliche Berührungspunkte ausbilden und somit die Adhäsionskraft größer ist, als bei DUTs die mit niedrigeren Anpresskräften vorkonditioniert wurden. Bei DUTs mit niedrigerer Rauigkeit tritt dieser Effekt nicht auf, so dass für diese der Konditionierungseffekt stärker für höhere Anpresskräfte ausfällt.

Die These von T. Friedrich kann durch die Messung also weder voll bestätigt, noch widerlegt werden. Es zeigt sich dagegen, dass die individuelle Rauigkeit der DUTs nicht nur großen Einfluss auf das Adhäsionsverhalten, sondern auch auf den Konditionierungseffekt hat und somit Aussagen über den Einfluss der Anpresskraft nicht pauschal getroffen werden können.

4.3.3 Trägeramplitude & Trägerfrequenz

Im Gegensatz zu den anderen Konfigurationsparametern wie Temperatur, Anpresskraft, oder Anzahl der Messungen, wurde bislang kein Zusammenhang zwischen μ_{stick} und der Konfiguration des Trägers erwartet. Der Grund für die Untersuchung waren erhöhte Werte von μ_{stick} für die Lateralkerne verschiedener MEMS-Typen, welche durch andere Messmethoden nicht reproduziert werden konnten. Die überraschenden Ergebnisse der Untersuchung motivierten eine umfassende Ursachenanalyse, die in diesem Kapitel vorgestellt wird.

Die Einstellung der Trägeramplitude V_{hf} richtet sich üblicherweise nach dem Rauschen des Messsystems und des DUTs. Bei stark rauschenden DUTs ermöglicht ein erhöhter Wert für V_{hf} eine niedrigere Standardabweichung der Kapazitätsbestimmung. Nachteil von hohen Werten für V_{hf} ist jedoch der in Gleichung 3.1 beschriebene Einfluss auf die Eingangsspannung V_{in} und somit auf die minimale Auslenkung für $V_{test} = 0$ V. Zudem wird die elektrische Mitkopplung bei der Resonanzfrequenzermittlung verstärkt und somit das Ergebnis verfälscht. V_{hf} sollte daher so hoch wie nötig und so niedrig wie möglich gewählt werden.

Die Einstellung der Trägerfrequenz F_0 sollte, wie in Kapitel 3.1.3 beschrieben, Größenordnungen höher als die Resonanzfrequenz der seismischen Masse gewählt werden, um einen Einfluss auf die Auslenkung dieser zu vermeiden. Gleichzeitig muss sie um ein Vielfaches kleiner als der Systemtakt f_0 des FPGA sein, da der Träger digital im FPGA generiert wird. Ein Verhältnis von 1:8 sollte hier nicht unterschritten werden, da sonst die Standardabweichung der Kapazitätsbestimmung überproportional ansteigt. Zudem muss sie aus dem selben Grund immer als ganzzahliger Teiler des Systemtakts gewählt werden, da sonst weder die Generierung, noch die Demodulation von V_{hf} korrekt funktionieren kann.

Variationen der Trägerfrequenz

Für die Untersuchungen wurden zwei verschiedene DUT-Typen verwendet, die als Typ 1 und Typ 2 gekennzeichnet sind. Sie unterscheiden sich vor allem in der Größe der einzelnen Kerne, der Längen der Elektrodenfinger und bezüglich unterschiedlichem Restabstand bei Überlast. Zunächst wurde die Trägerfrequenz F_0 für beide DUT-Typen variiert, wobei V_{hf} und $V_{test_{od}}$ konstant gehalten wurden. Die Trägerfrequenz F_0 wird für alle Ergebnisse als prozentualer Anteil des Systemtakts f_0 angegeben. Die Ergebnisse für den Lateralkern in X-Richtung von Typ 2 für 7000 DUTs sind exemplarisch in Abbildung 4.12 dargestellt. Der drastische Anstieg

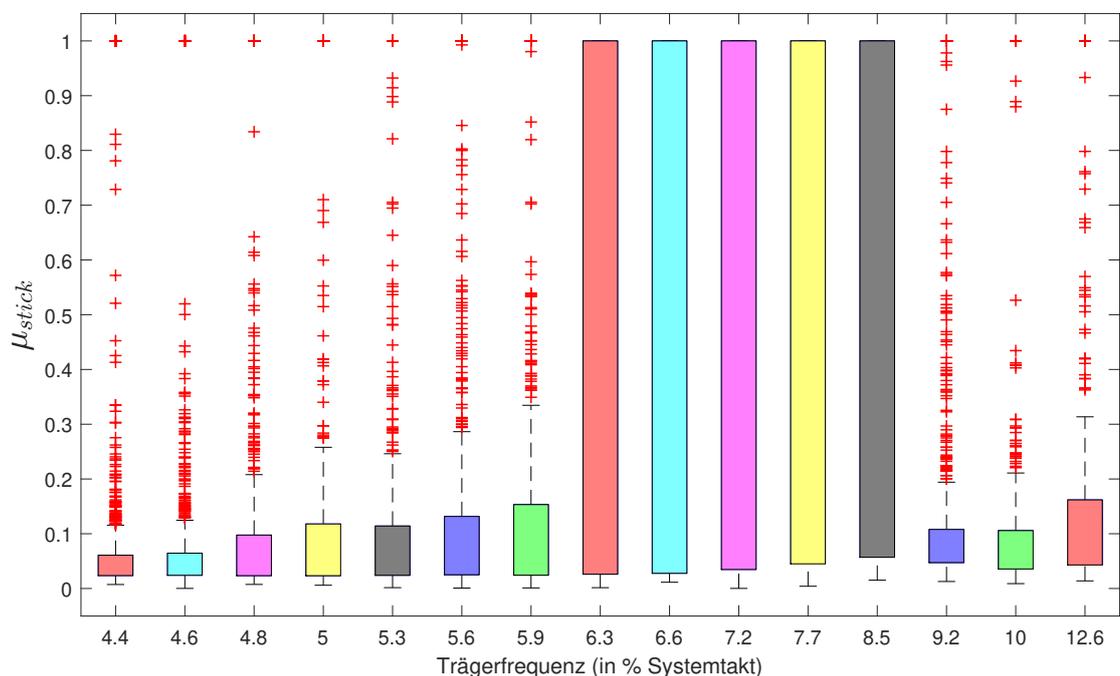


Abbildung 4.12: Boxplot von μ_{stick} über die eingestellte Trägerfrequenz V_{hf} .

von μ_{stick} für Frequenzen zwischen 6% und 8.5% von f_0 deutet auf einen klaren Einfluss der Trägerfrequenz auf das Adhäsionsverhalten hin. Für die eingestellte Frequenz von 7.7%

von f_0 erreicht der Median von μ_{stick} den Wert 1. Folglich wurden für diese Konfiguration über 50 % der DUTs als voll klebend bewertet. Zudem fällt auf, dass die Streuung für Frequenzen mit erhöhten Werten für μ_{stick} sehr groß ist. Eine detaillierte Untersuchung dieses Einflussverhaltens ist daher nur durch die Messung sehr großer Stückzahlen möglich. Um Schlussfolgerungen aus den Messdaten zu erleichtern, werden deshalb DUTs mit $\mu_{stick} > 0.5$ in diesem Kapitel als prozentualer Wert der insgesamt gemessenen DUTs für jede Frequenz angegeben. Die Ergebnisse für beide DUT-Typen sind auf diese Weise in Abbildung 4.13 dargestellt. Für Typ 1 und Typ 2 wurden insgesamt ca. 250.000, beziehungsweise ca. 15.000 DUTs gemessen. Für beide Typen kann aus den Ergebnissen eine klare Abhängigkeit im

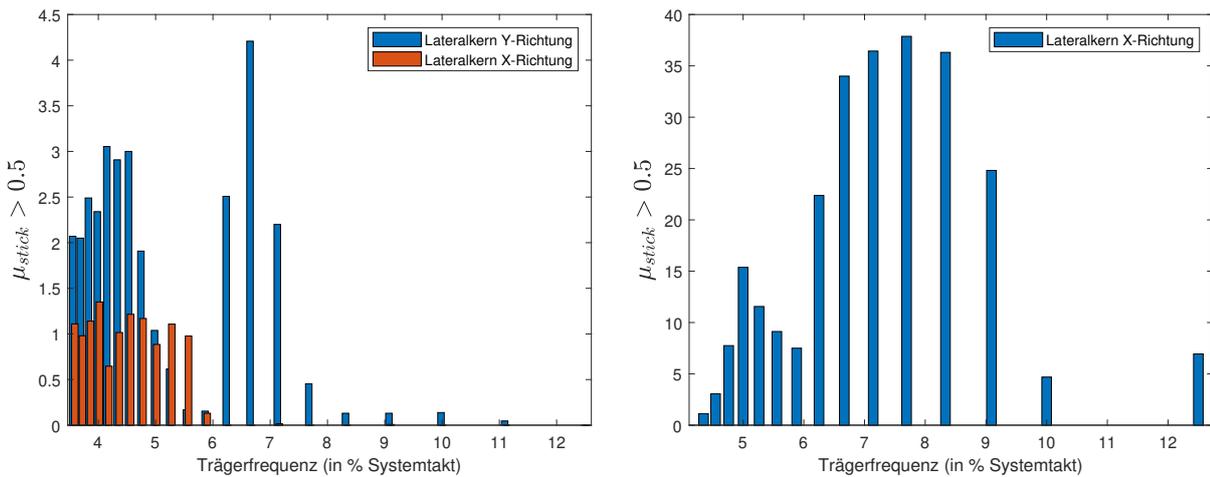


Abbildung 4.13: Prozentuale Darstellung der DUTs mit $\mu_{stick} < 0.5$ für beide DUT-Typen. Links: Lateralkern X- und Y-Richtung des Typs 1. Rechts: Lateralkern X-Richtung des Typs 2. Der Lateralkern Y-Richtung zeigt keinerlei Abhängigkeit von der Trägerfrequenz und ist deshalb nicht dargestellt.

Klebeverhalten von der Trägerfrequenz abgeleitet werden. Der Grund hierfür ist völlig unklar, da die Trägerfrequenz weder die Anpresskraft, noch andere bekannte Einflussgrößen direkt beeinflusst. Eine naheliegende These ist, dass der Träger Strukturen im MEMS-Kern resonant anregt und sich dadurch der Stimulus während der Überlastphase des Adhäsionstests verändert. Hinweise darauf liefert die Analyse der Messdaten aus Abbildung 4.13.

Zunächst fällt auf, dass sich das Niveau von μ_{stick} für die beiden Typen stark unterscheidet. Der Anteil der stark klebenden ($\mu_{stick} > 0.5$) DUTs ist für Typ 2 mit bis zu 38 % fast zehnmal so hoch, wie mit maximal 4.3 % für Typ 1. Es müssen also Sensorparameter existieren, die diese Abhängigkeit dämpfen oder verstärken. Zudem fällt auf, dass immer Frequenzbereiche betroffen sind. So zeigt zum Beispiel der Lateralkern X-Richtung für Typ 1 ähnlich hohe Anteile für $\mu_{stick} > 0.5$ bis zu einer Trägerfrequenz von 6 % von f_0 . Für höhere Trägerfrequenzen wurde kein einziges stark klebendes DUT detektiert. Auch für die anderen Kerne von beiden Typen ist die Verteilung eher kontinuierlich. Daraus kann gefolgert werden, dass die verantwortlichen Sensorparameter von Prozessstreuungen betroffen sind. Beide Schlussfolgerungen passen zu der formulierten These. Deshalb wurde im Anschluss der Einfluss eine Variation der

Trägeramplitude V_{hf} durchgeführt. Sollte sich μ_{stick} für höhere Werte von V_{hf} ebenfalls stark erhöhen, wäre das ein weiterer Hinweis auf ein Resonanzphänomen.

Variationen der Trägeramplitude

Für die Untersuchung des Einflusses der Trägeramplitude V_{hf} wurde eine Trägerfrequenz von 6.3% von f_0 ausgewählt, da bei dieser relativ viele stark klebende DUTs für den Lateralkern Y-Richtung des Typs 1 und den Lateralkern X-Richtung des Typs 2 detektiert wurden. Die Überlastspannung $V_{test_{od}}$ wurde für jede Messung so angepasst, dass die resultierende Anpresskraft sich für die Messungen nicht unterscheidet und somit vergleichbare Ergebnisse produziert werden können. In Abbildung 4.14 und Tabelle 4.4 sind die Ergebnisse für den Lateralkern in Y-Richtung des Typs 1 und Lateralkern in X-Richtung des Typs 2 (nur in Tabelle) dargestellt.

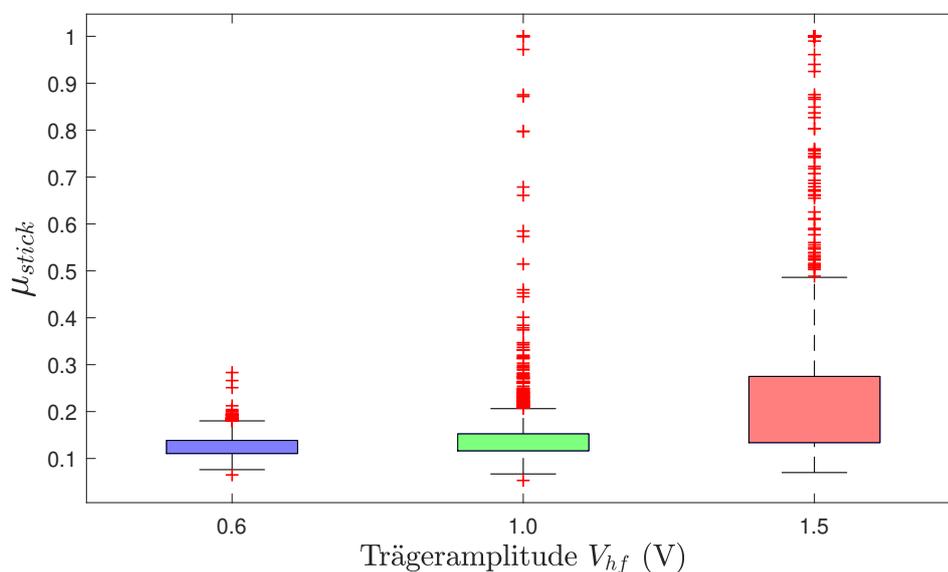


Abbildung 4.14: Boxplot von μ_{stick} für drei verschiedene Trägeramplituden V_{hf} .

Die Abhängigkeit von V_{hf} ist deutlich erkennbar. Für Typ 1 wurde für $V_{hf} = 0.6$ V kein einziges DUT mit $\mu_{stick} > 0.5$ gemessen, während für $V_{hf} = 1.5$ V 17.6% der DUTs mit $\mu_{stick} > 0.5$ gemessen wurden. Dieser massive Anstieg von μ_{stick} bei einer Erhöhung der Trägeramplitude spricht klar für ein Resonanzphänomen als Ursache.

Vergleich mit Simulationsergebnissen

Da die Abhängigkeit von der Trägerfrequenz nur bei Lateralkernen beobachtet wurde, erschien ein Abgleich der Resonanzfrequenzen aller Strukturen der Lateralkerne von beiden DUT-Typen sinnvoll. Hierzu wurde eine transiente Finite-Element-Methode (FEM) Simulation durchgeführt, um für jede Mode innerhalb des Kerns Modelle reduzierter Ordnung (ROM) zu erzeugen, welche die Auslenkung der betroffenen Strukturen beschreiben. Dieses zeiteffiziente Verfahren ist in [77] näher beschrieben. Hierbei zeigt sich, dass die Resonanzen der Elektrodenfinger im

Tabelle 4.4: μ_{stick} Mittelwerte für beide DUT-Typen.

Typ 1	$V_{hf} = 0.6 \text{ V}$	$V_{hf} = 1.0 \text{ V}$	$V_{hf} = 1.5 \text{ V}$
μ_{stick}	0.127	0.158	0.389
$\mu_{stick} > 0.5 \text{ in } \%$	0	0.29	17.6
Typ 2	$V_{hf} = 0.6 \text{ V}$	$V_{hf} = 1.0 \text{ V}$	$V_{hf} = 1.5 \text{ V}$
μ_{stick}	0.265	0.302	0.548
$\mu_{stick} > 0.5 \text{ in } \%$	0	2.3	31.6

Frequenzbereich der auffälligen Werte für F_0 liegen. Da die Lateralkerne beider DUT-Typen das in Kapitel 4.1 vorgestellte Design verwenden und sich nur in der Dimensionierung von der seismischen Masse, Länge und Anzahl der Elektrodenfinger und Elektrodenabstand unterscheiden, besitzen diese jeweils drei unterschiedlich lange Elektrodenfinger (vergl. Abb. 4.1). In Tabelle 4.5 sind die entsprechenden Resonanzfrequenzen prozentual zu f_0 dargestellt. Vor allem für

Tabelle 4.5: Resonanzfrequenzen der Elektrodenfinger

Typ 1	lange Finger C1/C2	kurze Finger C1/C2	Finger CM
X-Richtung	2.91 %	4.99 %	5.34 %
Y-Richtung	4.75 %	9.47 %	10.01 %
Typ 2			
X-Richtung	4.69 %	7.29 %	7.22 %
Y-Richtung	3.02 %	4.23 %	4.19 %

Typ 2 zeigt sich eine klare Korrelation zwischen den Simulationsergebnisse und Frequenzen mit erhöhtem μ_{stick} . Bei 5 % von f_0 wurde das erste Maximum für μ_{stick} bestimmt, was sehr nahe an der simulierten Resonanzfrequenz bei 4.69 % von f_0 der langen Elektrodenfinger von C1/C2 liegt. Die Resonanzfrequenzen der kurzen Elektrodenfinger von C1/C2 und der Elektrodenfinger von CM liegen beide im Bereich des Höchstwert von μ_{stick} bei 7.22 % beziehungsweise

7.29 % von f_0 . Es ist ebenfalls gut zu erkennen, dass oberhalb der höchsten Resonanzfrequenz des Lateralkerns X-Richtung von Typ 1, welche bei 5.34 % von f_0 liegt, keine erhöhten Werte für μ_{stick} mehr auftreten. Für den Lateralkern Y-Richtung zeigt sich zwar eine Korrelation des ersten Maximums von μ_{stick} bei 5 % von f_0 mit der Resonanzfrequenz der langen Elektrodenfinger von C1/C2, der Höchstwert bei 6.7 % von f_0 korreliert dagegen mit keiner der Resonanzfrequenzen. Deshalb wurden zusätzlich alle gekoppelten Moden der Elektrodenfinger bis 10 % von f_0 simuliert. Eine starke gekoppelte Mode, bei der sich die Aufhängung der langen Elektrodenfinger aufschwingt, wurde bei 6.7 % von f_0 gefunden. Diese ist in Abbildung 4.15 dargestellt. Ein genereller Zusammenhang zwischen Resonanzen der Elektrodenfinger und den

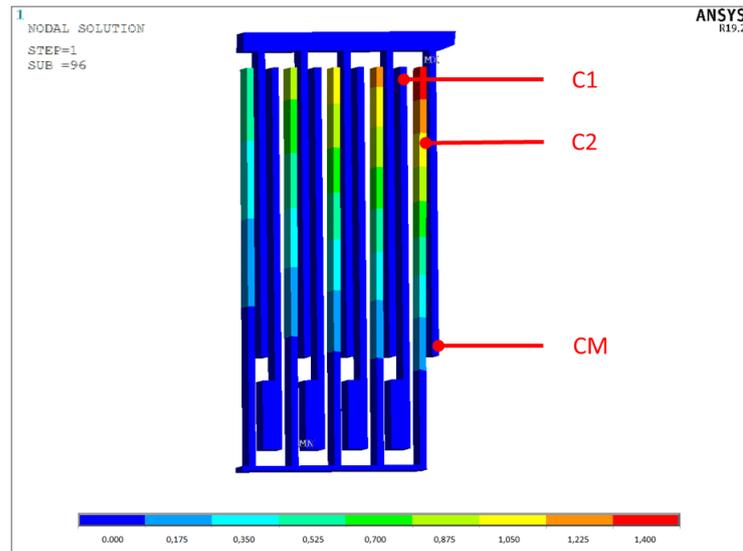


Abbildung 4.15: Modell reduzierte Ordnung für die gekoppelte Mode der Aufhängung der langen Elektrodenfinger des Lateralkerns Typs 1 Y-Richtung bei 6.7 % von f_0 . Die Skala der Auslenkung ist in μm angegeben.

erhöhten Werten für μ_{stick} konnte also durch den Abgleich mit den Simulationsdaten nachgewiesen werden. Die erzeugten ROMs bilden jedoch den Einfluss von Prozessvariationen nur unzureichend ab. Deshalb wurde eine Untersuchung der Moden beider DUT-Typen mit Hilfe eines Laservibrometers durchgeführt.

Laservibrometermessungen

Der Einsatz eines Laservibrometers ermöglicht die hochpräzise Vermessung der Moden einzelner Strukturen. Abstandsänderungen von weniger als 1 pm können so detektiert werden. Der ursprüngliche Messaufbau besteht aus einer Vakuumkammer, in der das DUT auf einer piezoelektrischen Scheibe angebracht wird, und einem „Micro System Analyzer“ (MSA) mit einem integrierten Vibrometer und Stroboskop. Dieser Aufbau ist in [78] im Detail beschrieben. Bei einem Messablauf werden zunächst die Messpunkte des Vibrometers definiert und anschließend ein definiertes Frequenzspektrum über die Piezoscheibe angeregt. Um eine bessere Vergleichbarkeit mit den Vormessergebnissen zu ermöglichen, wurde die mechanische Anregung der

Piezoscheibe durch eine elektrische Anregung ersetzt, so dass die für die Adhäsionsbewertung verwendeten Stimuli benutzt werden konnten. Hierzu mussten die verwendeten DUTs entkapt und in einen Standard „chip carrier“ Sockel gebondet werden. Typischerweise kann das Vibrometer nur Auslenkungen in OP-Richtung zuverlässig messen, aber durch die leicht schräge Befestigung der DUTs innerhalb der Vakuumkammer und durch Asymmetrien innerhalb des MEMS-Kerns selbst, übersetzen sich alle IP-Moden in gut detektierbare OP-Moden. Für die Untersuchungen wurden jeweils alle Elektrodenfinger der gleichen Länge und Elektrode als Messpunkte festgelegt und das gemeinsame Spektrum ermittelt. Die der Adhäsionsbewertung entsprechende Stimulusspannung V_{in} wurde für alle Messungen an die Festelektrode C1 angelegt. In Abbildung 4.16 sind die Frequenzspektren für die Messung jeweils eines DUTs der Elektrodenfinger des Typs 1 Y-Richtung und des Typs 2 X-Richtung dargestellt. Im Unterschied

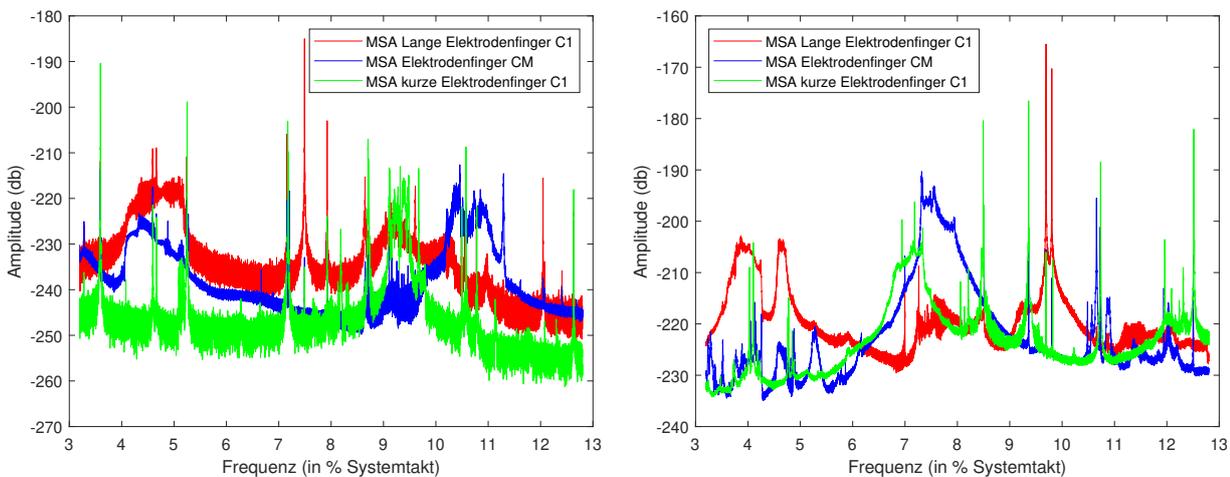


Abbildung 4.16: Plot über die Auslenkung der Elektrodenfinger ($0 \text{ dB} = 1 \text{ m}$) für ein Frequenzspektrum von 3 % bis 13 % von f_0 . Links: Lateralkern in Y-Richtung des Typs 1. Rechts: Lateralkern in X-Richtung des Typs 2.

zu den simulierten Werten für die Resonanzfrequenzen zeigt sich, dass durch das Ensemble von Elektrodenfingern bei einer realen Messung eher ein Resonanzbereich sichtbar wird. Diese sind in Tabelle 4.6 zusammen mit den simulierten Werten zum Vergleich angegeben. Größtenteils liegen die simulierten Resonanzfrequenzen innerhalb der gemessenen Resonanzbereiche. Ausnahmen sind die Elektrodenfinger von CM des Typs 1, da für diese die simulierte Resonanzfrequenz leicht unterhalb des gemessenen Resonanzbereichs liegt. Die Koppelmoden der Aufhängung der langen Elektrodenfinger konnten ebenfalls in den Messdaten identifiziert werden. Für Typ 1 liegen diese bei 7.3 % und 7.9 % von f_0 und für Typ 2 bei 9.7 % und 9.8 % von f_0 , da die Aufhängungsbalken unterschiedlich lang sind (vergl. Abb. 4.1). Das im Bereich von 6.5 % bis 7.2 % von f_0 gemessene Maximum von μ_{stick} bei Typ 1 korreliert nicht mit dieser Koppelmode.

Es zeigt sich zudem, dass durch den Stimulus an der Festelektrode C1 Moden der fest stehenden Elektrodenfinger in das Spektrum der beweglichen Elektrodenfinger von CM einkoppeln. Dies kann gut an den Koppelmoden der Aufhängung bei 7.5 % von f_0 von Typ 1, beziehungsweise

Tabelle 4.6: Gemessene Resonanzbereiche der Elektrodenfinger

Typ 1	lange Finger C1/C2	kurze Finger C1/C2	Finger CM
Y-Richtung MSA	4.3 % bis 5.2 %	9.5 % bis 9.9 %	10.4 % bis 11.1 %
Y-Richtung simuliert	4.75 %	9.47 %	10.01 %
<hr/>			
Typ 2			
X-Richtung MSA	3.6 % bis 4.8 %	6.8 % bis 7.5 %	7.0 % bis 8.5 %
X-Richtung simuliert	4.69 %	7.29 %	7.22 %

bei 9.8 % von f_0 von Typ 2 beobachtet werden. Das Gleiche trifft für die Resonanzfrequenzbereiche der Elektrodenfinger zu, jedoch mit dem Unterschied, dass hier die jeweils langen Elektrodenfinger deutlich stärker einkoppeln.

Die Ergebnisse der Vibrometermessungen validieren zum größten Teil die Simulationsergebnisse und die ermittelten Resonanzbereiche korrelieren bis auf das Maximum von μ_{stick} für den Lateralkern Typ 1 in Y-Richtung gut mit den erhöhten Werten für μ_{stick} . Für eine tiefer gehende Untersuchung erscheint ein Vergleich der Vibrometermessungen eines unauffälligen DUTs mit einem voll klebendem DUT sinnvoll. Dies ist jedoch nur schwer umzusetzen, da die nötige Vorbereitung (Entkappen und Bonden des MEMS-Elements) sehr zeitaufwendig und kostspielig ist. Im Rahmen dieser Untersuchung wurde daher eine Methode entwickelt, um die Moden der Elektrodenfinger bereits im Vormessen sichtbar zu machen, so dass diese für beliebige DUTs ohne größeren Aufwand bestimmt werden können. Das zugrunde liegende Konzept und die Methode selbst werden in Kapitel 6.1 als eine der Verbesserungen der Charakterisierungstests vorgestellt.

Diskussion und Ursachenanalyse

Zunächst werden die Unterschiede der Ergebnisse zwischen den DUT-Typen und den verschiedenen Lateralkernen diskutiert. Bei Typ 2 zeigt sich ein signifikanter Unterschied zwischen den Lateralkernen. Während der Lateralkern X-Richtung die größte Auffälligkeit zeigt, ist der Lateralkern Y-Richtung nicht von dem Phänomen betroffen und zeigt keinerlei Erhöhung von μ_{stick} . Dies kann durch die unterschiedliche Dimensionierung des Elektrodenabstands bei Kontakt d_0 erklärt werden. d_0 ist bei dem Lateralkern X-Richtung 33 % kleiner als bei dem Lateralkern Y-Richtung. Die Anpresskraft nimmt daher bei gleicher Überlastspannung stark zu, da gilt: $F_{od} \sim d_0^2$.

Bei Typ 1 ist d_0 für beide Lateralkerne gleich dimensioniert, aber die Länge der Elektroden-

finger sowohl von C1/C2, als auch CM, ist für den Lateralkern X-Richtung 35 % größer. Alle Resonanzbereiche der Elektrodenfinger liegen daher unter dem Maximum bei 6.7 % von f_0 . Dies kann erklären, warum für den Lateralkern Y-Richtung ein zweites Maximum für μ_{stick} bestimmt wurde, welches für den Lateralkern X-Richtung fehlt (vergl. Abb. 4.13). Zudem haben die Fingerlängen- und dicken einen signifikanten Einfluss auf die Kollapsspannung (Typ 1 wurde in entsprechendem Kapitel untersucht, vergl. Tab. 4.2) und somit auf die maximale Überlastspannung $V_{test,od}$, welche deshalb 50 % höher für den Lateralkern Y-Richtung eingestellt wurde. Dies erklärt das durchgehend höhere Niveau von μ_{stick} im Vergleich zu dem Lateralkern X-Richtung.

Der große Unterschied im Niveau von μ_{stick} zwischen den beiden DUT-Typen kann ebenfalls durch die unterschiedliche Dimensionierung von d_0 erklärt werden. Für den Lateralkern X-Richtung von Typ 2 ist d_0 45 % kleiner als für die Lateralkerne von Typ 1.

Zwei Hypothesen kommen als Ursache in Frage. Hypothese 1 begründet den deutlichen Anstieg von μ_{stick} durch eine erhöhte Anpresskraft im Resonanzfall der Elektrodenfinger. Die Korrelation zwischen Anpresskraft wurde mehrfach in der Literatur und auch in dieser Arbeit belegt (vergl. Kap. 4.3.1). Bei einem hinreichend kleinen Verhältnis zwischen d_0 und der Länge der Elektrodenfinger (≤ 1 %) kann bereits eine Auslenkung von 0.1 % der Fingerlänge zu einer drastischen Erhöhung der Anpresskraft führen. Für Typ 2 führt zum Beispiel eine durchschnittliche Auslenkung von 0.2 % für die langen Elektrodenfinger von C1/C2 zu einer um einen Faktor 4.8 größere Anpresskraft. Die Tatsache, dass die höchsten Werte von μ_{stick} bei Frequenzen im Resonanzbereich von sowohl festen, als auch beweglichen Elektroden detektiert wurden, spricht für diese Hypothese. Auch die Korrelation zwischen Trägeramplitude und μ_{stick} lässt sich als Bestätigung werten. Ein Teil der Hypothese kann durch einen Folgeversuch getestet werden. Die Korrelation zwischen Anpresskraft und Resonanzbereiche der Elektrodenfinger müsste zur Folge haben, dass bei den entsprechenden Frequenzen kleinere Werte für die Kollapsspannung V_{coll} bestimmt werden, da dann eine geringere statische Kraft benötigt wird, die Finger bis zum Kontakt zu verbiegen. Dies wurde für den Lateralkern Y-Richtung des Typs 1 für jeweils 650 DUTs pro Frequenz überprüft und die Ergebnisse sind in Abbildung 4.17 dargestellt.

Die Ergebnisse zeigen einen Einbruch der Kollapsspannung zwischen 4 % und 5 % von f_0 für beide Elektroden. Dieser korreliert mit dem Resonanzbereich der langen Finger der Festelektroden. Ein weiterer Einbruch ist für Frequenzen unterhalb 3.8 % von f_0 zu erkennen. Es konnten keine weiteren Messdaten für Trägerfrequenzen außerhalb des Bereichs 3.8 – 9.2 % von f_0 generiert werden, da keine stabile Konfiguration für die Kollapsspannungsmessung in diesen Frequenzbereichen gefunden werden konnte. Dennoch belegt der Versuch deutlich den Zusammenhang zwischen Resonanzbereichen der Elektrodenfinger und erhöhter Anpresskraft und validiert somit Hypothese 1.

Bei Hypothese 2 führt die resonante Anregung der Elektrodenfinger zu einer lateralen Bewegung der seismischen Masse an den Kontaktflächen. In der Arbeit von M. Naumann konnte gezeigt werden, dass eine laterale Bewegung während des Kontakts einen massiven Anstieg

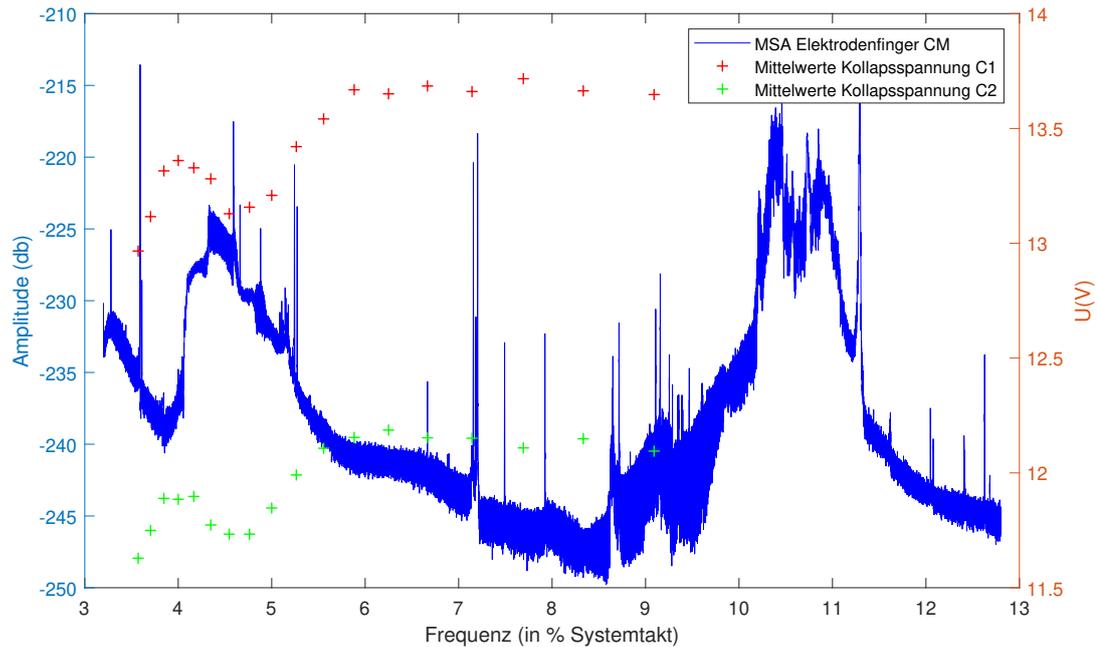


Abbildung 4.17: Plot der Mittelwerte von V_{coll} im Vergleich zu den MSA Ergebnissen der Elektrodenfinger von CM.

der Adhäsionskraft zur Folge hat, welcher mit der verwendeten Anpresskraft zusätzlich skaliert [72]. Diese Hypothese wurde ebenfalls getestet, indem Vibrometermessungen der seismischen Masse des Lateralkerns Y-Richtung von Typ 1 unter Verwendung der Vormessstimuli für drei unterschiedliche Anpresskräfte durchgeführt wurden. Die Messpunkte wurden zum großen Teil nahe der Stopperstrukturen der seismischen Masse platziert. In Abbildung 4.18 sind die Ergebnisse der Vibrometermessung im Vergleich zu den Ergebnissen von μ_{stick} dargestellt.

Eine klare Korrelation mit μ_{stick} ist für keine der drei Vibrometermessungen zu erkennen. Das erste Maximum von μ_{stick} bei 3.5% bis 5% von f_0 korreliert noch vergleichsweise gut mit einer Mode in Z-Richtung der seismischen Masse. Im Bereich des zweiten Maximums von μ_{stick} bei 6.7% von f_0 sind jedoch keine erhöhten Amplituden zu erkennen. Erwähnenswert ist auch die Tatsache, dass höhere Anpresskräfte zu erheblich weniger lateraler Bewegung der seismischen Masse führen. Diese Beobachtung spricht tendenziell gegen Hypothese 2, widerlegt diese aber nicht, da selbst bei kleinerer Amplitude der Lateralbewegung es immer noch möglich ist höhere Werte für μ_{stick} bei höheren Anpresskräften zu erzeugen.

Möglich ist auch, dass eine Kombination beider Hypothesen die bestmögliche Erklärung für das Phänomen bietet, da wie bereits beschrieben eine höhere Anpresskraft in Kombination mit einer lateralen Bewegung zu drastisch erhöhten Adhäsionskräften führen kann. Zu beiden Hypothesen passt auch die Beobachtung, dass μ_{stick} für geringere Dämpfungen ansteigt (vergl. Kap. 4.2.2), da die Dämpfung sowohl die Amplitude der Elektrodenfingerschwingung, als auch der Schwingung der seismischen Masse begrenzt. Dies wurde durch die Messung eines zusätzlichen Wafers des Typs 2 bestätigt. Die Dämpfung des Wafers wurde im Mittel

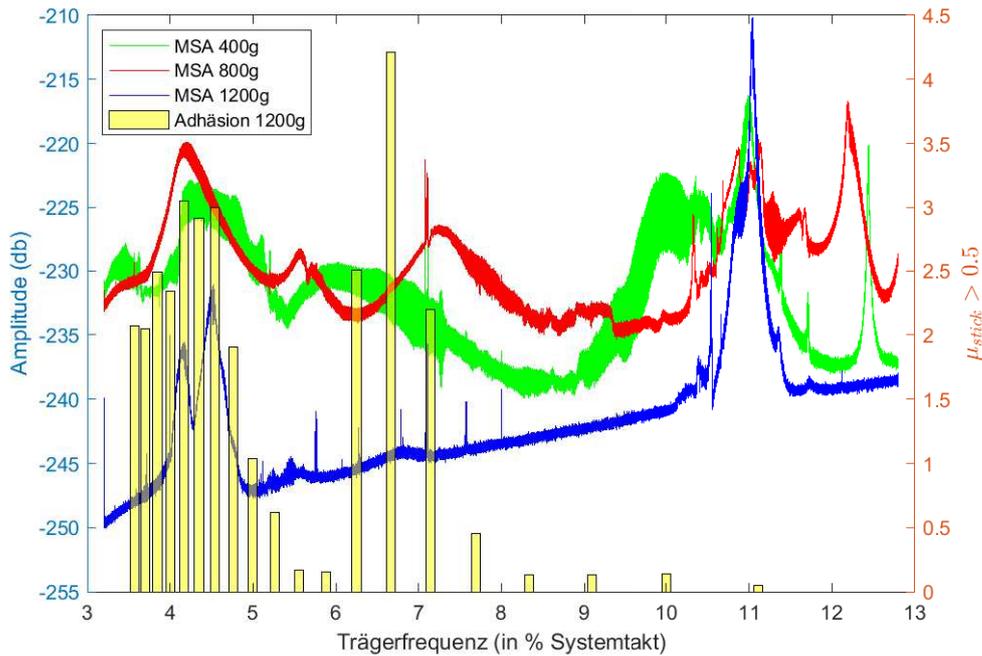


Abbildung 4.18: Plot über die Auslenkung der seismischen Masse (0 dB = 1 m) für ein Frequenzspektrum von 3 % bis 13 % von f_0 im Vergleich zu den Ergebnissen für μ_{stick} .

um den Faktor 2.4 größer als nominell bestimmt. Die Ergebnisse der Adhäsionsbewertung bei gleichen Stimuli wie für die Messungen in Tabelle 4.4, zeigten kein einziges auffälliges DUT mit $\mu_{stick} > 0.5$. Der verantwortliche Effekt wurde durch die erhöhte Dämpfung also vollständig unterdrückt. Umgekehrt liefern beide Hypothesen eine stichhaltige Begründung für die Korrelation zwischen gemessener Dämpfung und μ_{stick} .

Zusammenfassend können folgende Punkte festgehalten werden:

1. Die Resonanzen der Elektrodenfinger können einen Großteil, aber nicht alle erhöhten Werte von μ_{stick} für unterschiedliche Frequenzen erklären.
2. Für Frequenzen größer als der Resonanzbereich der Elektrodenfinger der seismischen Masse wurden keinerlei Auffälligkeiten detektiert. Solche Frequenzen sollten daher in Zukunft für eine korrekte Adhäsionsbewertung verwendet werden.
3. Die Dämpfung hat einen drastischen Einfluss auf das Phänomen. Für hochgedämpfte MEMS-Kerne ist das Phänomen irrelevant.
4. Der Effekt führt zu einer linearen Verstärkung der Ergebnisse für μ_{stick} . Unterschiede zwischen zum Beispiel einzelnen Wafern einer Charge bleiben proportional.

Die Ergebnisse für den Einfluss des HF-Trägers zeigen eindrucksvoll, warum eine systematische Charakterisierung der Adhäsionsbewertung enorm wichtig ist. So kann die Unkenntnis

solcher Zusammenhänge bei der Funktionsprüfung in der Produktion zu signifikanten Ausbeuteverlusten mit entsprechenden Folgekosten führen. Bei der Entwicklung neuer MEMS-Kerne führen Auffälligkeiten in der Adhäsionsbewertung vor allem zu zeitlichen Verzögerungen, da Stiction als prominentester Ausfallmechanismus immer ein Hauptrisiko darstellt, das überprüft werden muss.

5 Verbesserungen der Funktionstests

In diesem Kapitel werden drei neue Testschritte beschrieben, die mit dem Ziel entwickelt wurden, eine schnellere und präzisere Funktionsprüfung in der Produktion zu ermöglichen. Die Reduktion der Testzeit ist dabei das primäre Ziel. Die neuen Testschritte werden zunächst konzeptionell beschrieben und Konfigurationsmöglichkeiten, sowie Einflussfaktoren erläutert. Abschließend werden sie anhand von folgenden Parametern mit dem Stand der Technik verglichen:

- Testzeit
- Präzision anhand der Standardabweichung bei Wiederholungsmessungen
- Robustheit gegenüber Prozessvariationen, Kontaktierung und Testhardware
- zusätzliche Information

5.1 Sensitivitätskennlinie

Für die Testschritte zur Bestimmung der Ruhekapazitäten, des Rohoffsets, der Testsignale und der Oberflächenladung wurden hohe Einsparpotentiale bei der Testzeit identifiziert (siehe Kap. 3). Da diese Parameter durch einzelne Messpunkte bestimmt werden, müssen sie hochpräzise ermittelt werden, was eine lange Messzeit zur Folge hat. Zudem ist die Bestimmung der Oberflächenladung relativ ungenau, da die quadratische Funktion zur Bestimmung nur auf drei Stützstellen basiert. Ein neuer Testschritt, der mit vielen sehr schnellen Messungen die C-V-Kennlinie abbildet und somit eine solide Datenbasis zur Bestimmung der vier Parameter zur Verfügung stellt, soll nicht nur eine drastische Reduktion der Testzeit ermöglichen, sondern auch zusätzliche Informationen liefern und eine deutlich genauere Bestimmung der Oberflächenladung ermöglichen. Daher wurde im Rahmen dieser Arbeit der neue Testschritt „Sensitivitätskennlinie“ implementiert.

Dieser neue Testschritt ist in der Lage die elektrische Sensitivität eines MEMS-Elements anhand der C-V-Kennlinie mit hoher Genauigkeit und geringer Testzeit zu messen. Zusätzlich zu den vier oben genannten Parametern, werden die Koeffizienten und der „mean square error“ (MSE) aus der Fitfunktion der C-V-Kennlinie bestimmt und ausgegeben.

5.1.1 Methode

Im Gegensatz zu dem Ablauf der Testsignalmessung, bei der jeweils eine feste Spannung $\pm V_{test}$ angelegt wird, wird hier für V_{test} eine Spannungsrampe an C1 oder C2 angelegt und V_{out} konti-

nuierlich mit einer Zeitauflösung von wenigen μs gemessen. Sobald der Maximalwert $V_{testmax}$ erreicht ist, wird diese Spannung gehalten bis keine Veränderung der Ausgangsspannung V_{out} mehr gemessen wird und die seismische Masse sich somit nicht mehr bewegt. Anschließend wird V_{test} kontinuierlich verringert bis $-V_{testmax}$ erreicht ist. Nachdem sich die seismische Masse wieder in Ruhe befindet, wird V_{test} erhöht bis $0 V$ erreicht ist. Die maximale und minimale Spannung der Rampe, $\pm V_{testmax}$ kann frei konfiguriert werden, sollte aber niedriger sein als V_{pullin} , um ein Anschnappen der seismischen Masse zu vermeiden. Der Gradient der Rampenfunktion k_r kann je nach Anwendung frei konfiguriert werden. Die gemessenen Werte für V_{out} werden direkt im FPGA über mehrere Werte gemittelt und im BlockRAM ausgegeben. Abbildung 5.1 zeigt exemplarisch die Ein- und Ausgangssignale über die Testzeit während eines Testablaufs.

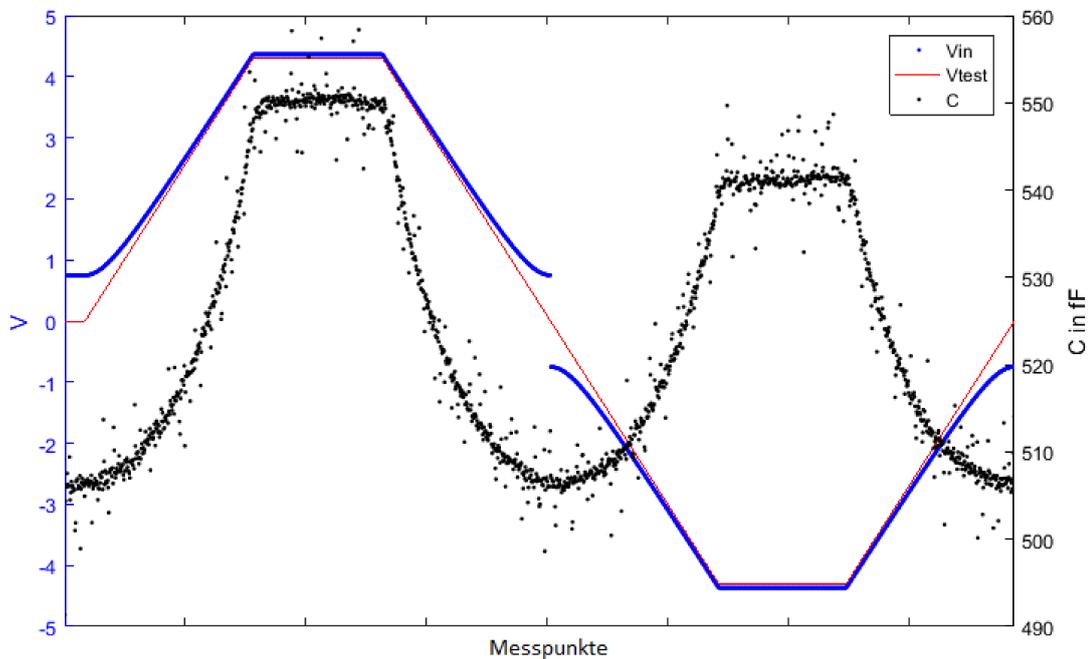


Abbildung 5.1: Diagramm der Rampenfunktion von V_{test} , der aus V_{test} und V_{hf} zusammengesetzten Eingangsspannung V_{in} und der gemessenen Kapazität C über die gesamte Messzeit. Diese wird gemäß Gleichung 3.2 aus V_{out} bestimmt. Die unterschiedliche Höhe der Maxima von C kann auf die Existenz einer Oberflächenladungsdifferenz zurückgeführt werden.

Aus den Rohdaten der gemessenen Kapazität wird die *Sensitivitätskennlinie* berechnet. Das Modell lässt sich aus der Kräftegleichung 3.4 ableiten. Diese kann mit $V_{out} = \frac{a}{d-a}$ zu

$$\left(\frac{a}{V_{out}}\right) * \sqrt{\frac{k * (d - a)}{V_{out}}} = \sqrt{A\epsilon_0} * V_{in} \quad (5.1)$$

umgeschrieben werden, um den direkten Zusammenhang zwischen V_{out} und V_{in} darzustellen. Diese implizite Funktion hat keine analytische Lösung, kann aber mit den Annahmen, dass

d, k, A, ϵ_0 und a alles Parameter mit positiven Vorzeichen sind und $\frac{a}{V_{out}} > \frac{2}{3} \cdot d$ (da V_{pullin} bei $x = \frac{1}{3} \cdot d$ erreicht wird, wie in [58] beschrieben) numerisch gelöst werden. Eine Taylorapproximation von Gleichung 5.1 ergibt, dass die Lösung durch $V_{out} \sim V_{in}^2$ und in geringerem Maße durch $V_{out} \sim V_{in}^4$ dominiert wird. Messungen verschiedener DUTs bestätigen dieses Ergebnis empirisch. Dies ist in Abbildung 5.2 anhand der C-V-Kennlinie von einem Referenzchip dargestellt. Die Messdaten können durch ein Polynom vierter Ordnung hinreichend genau abgebildet werden, während eine quadratische Funktion eine deutlich schlechtere Approximation liefert. Zudem wurde V_{out} bei diesem Testablauf für den gemessenen Sensortyp simuliert und zeigt die gleiche Abhängigkeit.

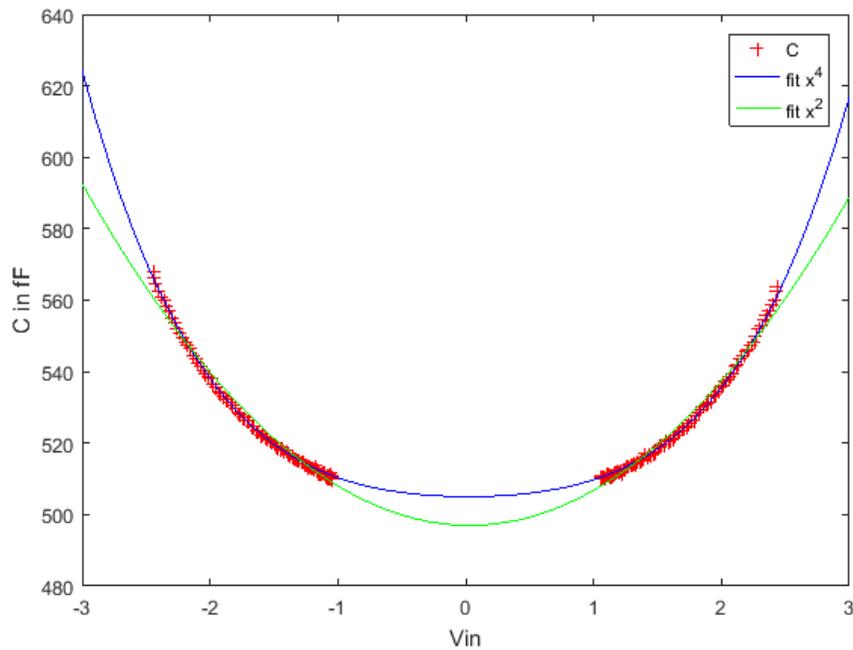


Abbildung 5.2: Plot der C-V-Kennlinie bereits gemittelter Messdaten von C (rot) mit einem quadratischen Fit (grün) und einem Polynomfit vierter Ordnung (blau). Die Lücke in den Messdaten für niedrige V_{in} kann mit dem Einfluss von V_{hf} erklärt werden. Bei der hier verwendeten Trägeramplitude von $V_{hf} = 1.5$ V ist die minimale Eingangsspannung $V_{in} = \pm 1.06$ V (vergl. Gleichung 3.1).

Daher wird folgende polynomiale Fitfunktion unter Einbeziehung des Kalibrationsfaktors k verwendet:

$$C = k * (a * V_{in}^4 + b * V_{in}^3 + c * V_{in}^2 + d * V_{in} + e) \quad (5.2)$$

Die fünf Koeffizienten werden als Charakterisierungsparameter für jeden Chip abgelegt. Zusätzlich wird der MSE gespeichert, um die Genauigkeit des Fits bewerten zu können.

Die Ruhekapazitäten C_{10} und C_{20} lassen sich direkt aus den Koeffizienten e für die Messung an C1 und C2 ablesen, da diese die Kapazität der Fitfunktion bei $V_{in} = 0$ V angeben, was der Ruheposition der seismischen Masse entspricht. Aus ihnen kann mit Gleichung 3.3 direkt der Rohoffset berechnet werden. Um die Messdaten mit den Testsignalen aus der konventionellen Vormesstechnik vergleichen zu können, wird aus den Koeffizienten jeweils ein positives und

negatives Testsignal für eine frei einstellbare Eingangsspannung $\pm V_{intest}$, die in Gleichung 5.2 eingesetzt wird, berechnet. Im Unterschied zu dem konventionellen Testschritt wird hier das Testsignal direkt als Kapazitätswert und nicht als Spannung ausgegeben. Die Bestimmung der Oberflächenladungsdifferenz V_{charge} erfolgt über einen zweiten, quadratischen Fit der Messdaten und der analogen Berechnung nach Gleichung 3.10. Dieser ist zwar unpräziser in der Abbildung der Messdaten, bestimmt aber die Verschiebung des Minimums exakter, als ein Polynom vierter Ordnung, da dessen Minimum einen deutlich flacheren Gradienten zu Nachbarwerten aufweist und deshalb nur mit signifikant größerer Abweichung bestimmbar ist. Ein Vergleich in der Genauigkeit wird im Abschnitt 5.1.3 präsentiert.

5.1.2 Konfigurationsmöglichkeiten und Einflussgrößen

Die Messung der *Sensitivitätskennlinie* kann über die Einstellung von vier Parametern konfiguriert werden:

- den Rampengradient k_r ,
- der maximale Stimulusspannung $V_{testmax}$,
- der Trägeramplitude V_{hf} und
- der Eingangsspannung $\pm V_{intest}$ zur Berechnung des Testsignals aus den Koeffizienten.

Der Rampengradient k_r bestimmt direkt die Testzeit und indirekt die Genauigkeit des Testschritts. Hohe Gradienten ermöglichen niedrigere Testzeiten, verringern aber auch die Präzision, da weniger Messpunkte erfasst werden. Der MSE und der Testzeitfaktor relativ zu $k_r = 0.25$ sind in Tabelle 5.1 für vier verschiedene Werte von k_r , $V_{testmax} = 1.8\text{ V}$ und $V_{hf} = 1.0\text{ V}$, gemessen an einem DUT dargestellt. Zusätzlich wurde für jeden Wert von k_r eine 20-fache Wiederholungsmessung durchgeführt, um die Messwiederholbarkeit anhand der Standardabweichung der gemessenen Ruhekapazität (Koeffizient e von C1) bewerten zu können. Der MSE verhält sich annähernd direkt proportional zu k_r und zeigt somit die zu erwartende Verschlechterung für höhere Werte von k_r . Dies kann vor allem mit der Dämpfung des MEMS-Elements

Tabelle 5.1: MSE, Testzeitfaktor und Standardabw. des Koeffizienten e für unterschiedliche k_r

	$k_r = 0.25$	$k_r = 0.5$	$k_r = 0.75$	$k_r = 1.0$
MSE	2.44 fF	5.73 fF	9.26 fF	12.30 fF
Testzeitfaktor	1	0.64	0.53	0.46
Abw. Koeffizient e	$\pm 0.052\text{ fF}$	$\pm 0.067\text{ fF}$	$\pm 0.104\text{ fF}$	$\pm 0.254\text{ fF}$

erklärt werden, was zu einer Abweichung in der C-V-Kennlinie führt (vergleiche Abb. 5.3). Die Testzeit fällt mit steigenden k_r zunächst deutlich ab, wird jedoch konstanter für höhere k_r . Die Messwiederholbarkeit bleibt für niedrige k_r relativ stabil, steigt dann aber signifikant für hohe k_r an. Es zeigt sich, dass für die Anwendung als reiner Funktionstest sehr hohe Gradienten ($k_r \geq 1$) gewählt werden können, da auch wenn die Messwiederholbarkeit stark sinkt, diese immer noch bei < 1 fF liegt. Für Charakterisierungsanwendungen können deutlich niedrigere Gradienten ($k_r \leq 0.25$) gewählt werden. Sinnvoller sind aber Werte im Bereich von $k_r = 0.5$, da für niedrigere Werte die Messzeit stark ansteigt, die Messgenauigkeit sich jedoch kaum verbessert.

Um zu verstehen weshalb der MSE nahezu linear für höhere k_r ansteigt und die Testzeit sich für hohe k_r nur noch geringfügig verändert, ist in Abbildung 5.3 der Messablauf für den Bereich von $V_{test} = 0$ V bis $V_{test} = V_{testmax}$ im Detail dargestellt.

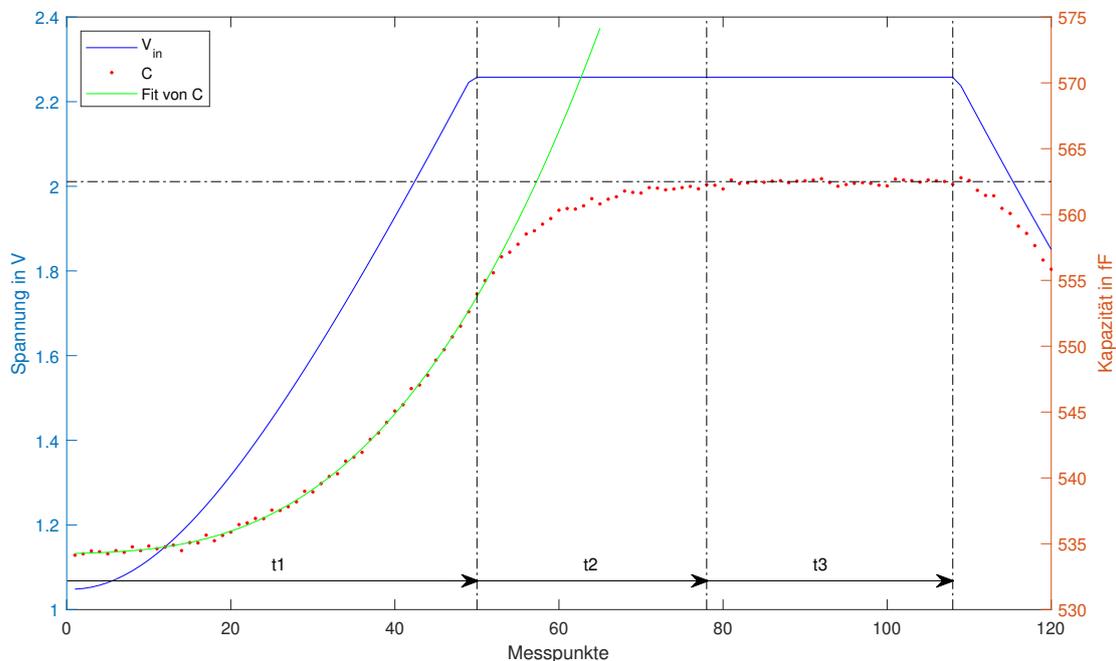


Abbildung 5.3: Plot von V_{in} und C für die aufsteigende Rampe von V_{test} . Das Verhalten der seismischen Masse lässt sich in drei zeitliche Phasen (t_1 , t_2 und t_3) unterteilen.

Es ist erkennbar, dass die seismische Masse V_{in} mit zeitlichem Verzug folgt. Die Zeitspanne t_1 , in der V_{in} seinen Maximalwert erreicht, während C zwar ansteigt, aber je nach Dämpfung des DUT nur einen Bruchteil des Maximalwerts erreicht. Die Zeitspanne t_2 beschreibt die Dauer bis C ebenfalls seinen Maximalwert erreicht hat. Die Zeitspanne t_3 , die der Testalgorithmus abwartet, bis sich C stabilisiert hat, bevor die negative Rampe von V_{test} beginnt. Die Konfiguration von hohen Werten für k_r minimiert nur t_1 , aber nicht t_2 und t_3 . Deshalb sinkt die Testzeit für hohe k_r nur noch unmerklich. Zudem führt eine Erhöhung von k_r dazu, dass das Verhältnis

von t_2 zu t_1 anwächst und damit die Abweichung des Fits ebenfalls größer wird. In Abbildung 5.4 ist die C-V-Kennlinie für unterschiedliche Werte von k_r dargestellt.

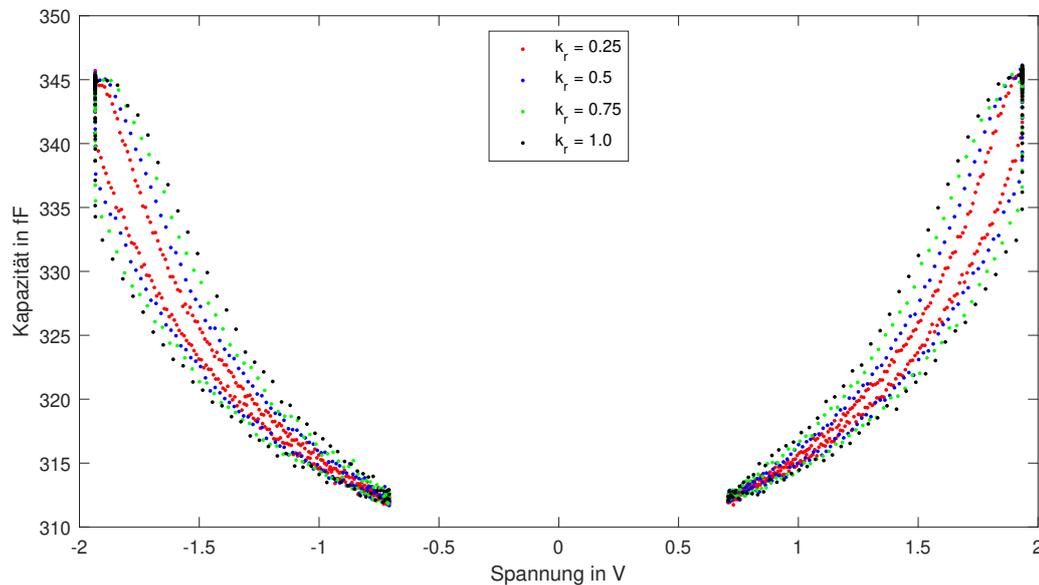


Abbildung 5.4: Darstellung der C-V-Kennlinien für unterschiedliche Gradienten k_r . Die mit k_r wachsende Hysterese der Rohwerte führt zu einem erhöhtem MSE.

Der zeitliche Verzug, mit der die seismische Masse V_{in} folgt, erzeugt eine Hysterese zwischen den Messwerten von C für die positive und negative Rampenfunktion von V_{test} . Diese ist in der C-V-Kennlinie gut zu erkennen und nimmt für größere Werte von k_r deutlich zu. Dies führt dazu, dass der MSE linear mit k_r wächst.

Die maximale Stimulusspannung $V_{testmax}$ hat direkt Einfluss auf die Präzision und Testzeit der Messung. Sie ist nach oben durch V_{pullin} begrenzt und sollte höher sein als V_{intest} , da sonst die Testsignale bei Spannungswerten ohne gültige Messdaten berechnet werden. Tabelle 5.2 stellt MSE, Testzeitfaktor relativ zu $V_{testmax} = 1\text{ V}$ und die Messwiederholbarkeit anhand der Standardabweichung der Ruhekapazität für drei verschiedene Werte von $V_{testmax}$ und $k_r = 0.5$, $V_{hf} = 1.0\text{ V}$ dar. Der MSE steigt überproportional zu $V_{testmax}$ an, was sich durch die Vergrößerung der Hysterese erklären lässt (vergl. Abb. 5.5). Die Testzeit steigt ebenfalls moderat mit höheren Werten für $V_{testmax}$ an, da für diese die Rampenfunktion etwas mehr Zeit benötigt um $V_{testmax}$ zu erreichen. Die Messwiederholbarkeit dagegen wird für kleine Werte von $V_{testmax}$ signifikant schlechter. Die Verwendung von kleineren Werten für $V_{testmax}$ zur Messzeitreduktion ist daher nicht empfehlenswert. Abbildung 5.5 zeigt die C-V-Kennlinie für drei verschiedene Werte von $V_{testmax}$.

Tabelle 5.2: MSE, Testzeitfaktor und Standardabweichung des Koeffizienten e für Variationen von $V_{testmax}$

	$V_{testmax} = 1 \text{ V}$	$V_{testmax} = 1.5 \text{ V}$	$V_{testmax} = 1.8 \text{ V}$
MSE	0.26 fF	1.25 fF	5.73 fF
Testzeitfaktor	1	1.23	1.35
Abw. Koeffizient e	$\pm 1.74 \text{ fF}$	$\pm 0.27 \text{ fF}$	$\pm 0.067 \text{ fF}$

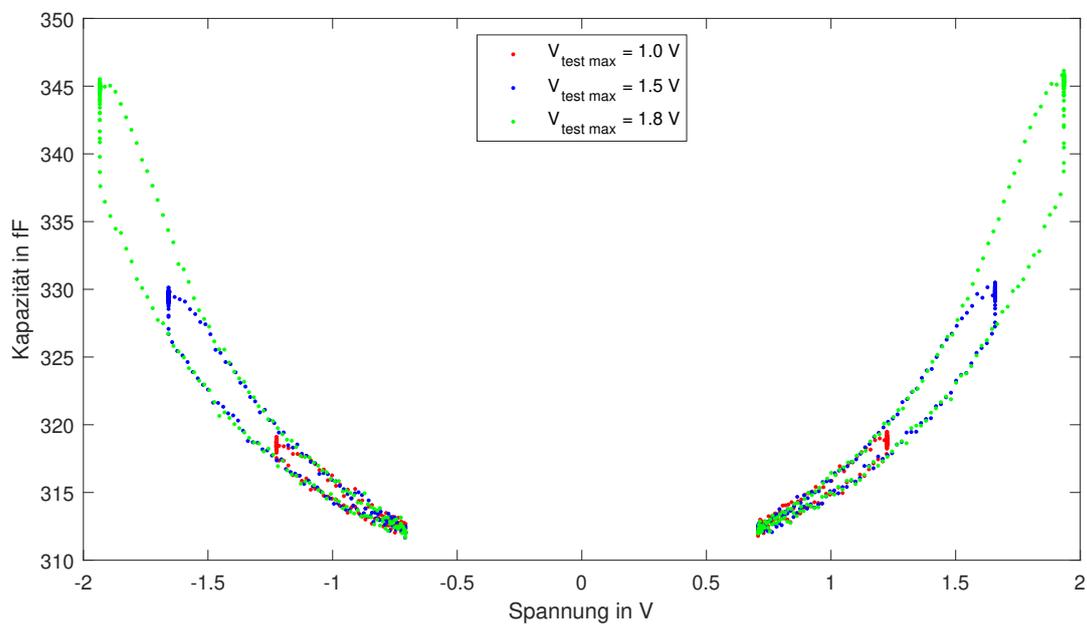


Abbildung 5.5: Darstellung der C-V-Kennlinien für unterschiedliche maximale Testspannungen $V_{testmax}$.

Es ist zu erkennen, warum für niedrigere Werte von $V_{testmax}$ der MSE deutlich kleiner ist. Die Hysterese bildet sich deutlich stärker aus, wenn die seismische Masse weiter ausgelenkt wird. Auch erscheint es plausibel, dass die Messwiederholbarkeit von C_{10} (Koeffizient e) für kleine Werte von $V_{testmax}$ deutlich geringer wird, da weniger Stützstellen für die Fitfunktion vorhanden sind.

Die Trägeramplitude V_{hf} beeinflusst direkt die Messgenauigkeit, während die Testzeit nicht betroffen ist. Zu kleine Werte führen zu einem erhöhten Rauschen in den Messdaten, während zu hohe Werte eine hohe Vorauslenkung verursachen (vergl. die Lücke in den Messwerten in Abbildung 5.2), ohne Präzision zu gewinnen. In Tabelle 5.3 ist der MSE und die Messwiederholbarkeit von C_{10} für $V_{testmax} = 1.8 \text{ V}$, $k_r = 0.5$ und vier verschiedene Werte von V_{hf}

dargestellt. Die Ergebnisse zeigen, dass der MSE weitgehend konstant für verschiedene Werte

Tabelle 5.3: MSE und Standardabweichung des Koeffizienten e für Variationen von V_{hf}

	$V_{hf} = 0.25 \text{ V}$	$V_{hf} = 0.5 \text{ V}$	$V_{hf} = 1.0 \text{ V}$	$V_{hf} = 1.5 \text{ V}$
MSE	5.56 fF	4.94 fF	5.73 fF	5.91 fF
Abw. Koeffizient e	$\pm 0.345 \text{ fF}$	$\pm 0.184 \text{ fF}$	$\pm 0.067 \text{ fF}$	$\pm 0.069 \text{ fF}$

von V_{hf} bleibt, während die Standardabweichung von C_{10} sich bis $V_{hf} = 1.0 \text{ V}$ deutlich verbessert. Da V_{hf} keinen Einfluss auf die Testzeit hat, empfehlen sich Werte zwischen 0.5 V und 1.5 V .

Die Konfiguration der Eingangsspannung $\pm V_{intest}$ zur Berechnung des Testsignals hat keinerlei Einfluss auf die Messung, da hier lediglich die Stützstellen zur Ausgabe des Testsignals definiert werden. Wichtig ist aber, dass $\pm V_{intest}$ zwischen $V_{hf}/\sqrt{2}$ und $V_{testmax}$ gewählt wird, da sonst Testsignale für eine Eingangsspannung, an der keinerlei reale Messdaten erfasst wurden, berechnet werden.

Neben den Konfigurationsparametern haben folgende Charakterisierungsgrößen Einfluss auf die Bestimmung der *Sensitivitätskennlinie*:

- der Rohoffset,
- die Federsteifigkeit und
- die Masse.

Während Federsteifigkeit und Masse Zielparameter darstellen, ist der Einfluss des Rohoffset störend und verschlechtert das Messergebnis. Deshalb wurde dessen Einfluss charakterisiert und wird in folgendem Abschnitt diskutiert. Der Rohoffset bestimmt nicht nur die initiale Auslenkung, sondern ist auch für eine zusätzliche Verstärkung der elektrischen Kraft der Stimulusspannung V_{in} verantwortlich (vergl. Gleichung 3.4). In Abbildung 5.6 sind die anhand der Koeffizienten berechneten Sensitivitätskennlinien von sieben Chips mit unterschiedlichem Rohoffset dargestellt.

Negative Werte für V_{offs} bedeuten eine Vorauslenkung in Richtung der für die Messung gewählten Festelektrode, während positive Werte für V_{offs} eine Vorauslenkung in Richtung Gegenelektrode bedeuten. Zur besseren Vergleichbarkeit wurde die Ruhekapazität (das Minimum) der *Sensitivitätskennlinien* und die Ladung (V_{charge}) auf den gemeinsamen Mittelwert korrigiert. Die Messdaten stammen alle von der Messung eines Wafers, so dass Einflüsse durch den Einsatz unterschiedlicher Tester und Prober ausgeschlossen werden können. Zudem

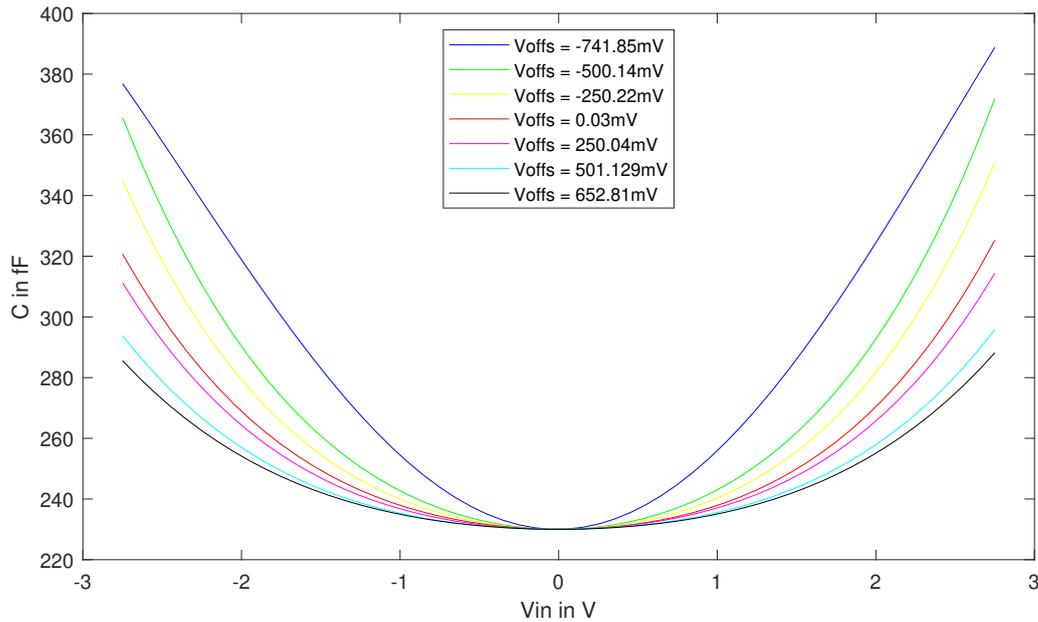


Abbildung 5.6: Sensitivitätskennlinien für sieben DUTs mit unterschiedlichem Rohoffset.

wurden nur Chips aus einem kleinen Bereich im Zentrum des Wafers ausgewählt, um Effekte durch die Variation des Kantenverlusts und der Epitaxiedicke so gering wie möglich zu halten. Die errechneten Testsignale für $\pm V_{intest} = 1.5\text{ V}$ sind in Abhängigkeit von V_{offs} in Abbildung 5.7 dargestellt. Es ist eine klare Abhängigkeit zwischen Vorauslenkung und dem Testsignal zu erkennen. Für negative Werte von V_{offs} ist der Einfluss auf die *Sensitivitätskennlinie* besonders hoch und muss bei der Datenauswertung beachtet werden.

5.1.3 Ergebnisse

Die Messergebnisse der *Sensitivitätskennlinie* werden anhand folgender Punkte präsentiert und mit dem Stand der Technik verglichen:

- die Fitkoeffizienten und MSE der Kennlinie,
- die errechneten Testsignale,
- der Rohoffset,
- die Oberflächenladung und
- die Testzeit.

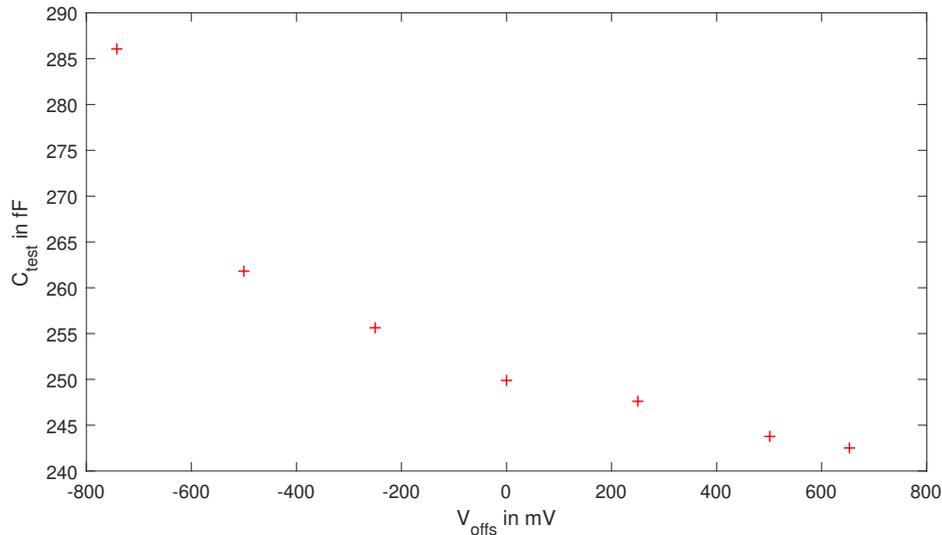


Abbildung 5.7: Das errechnete Testsignal C_{test} in Abhängigkeit von V_{offs} .

Fitkoeffizienten und MSE

Die Messwiederholbarkeit der Fitkoeffizienten und des MSE wurde durch eine Wiederholungsmessung mit 1000 Messpunkten bestimmt. Der Gradient wurde auf $k_r = 0.5$ und V_{testmax} auf 1.8 V eingestellt. Die Ergebnisse sind jeweils für einen Lateralkern und Z-Kern in Tabelle 5.4 dargestellt. Zusätzlich wurde der Messwert und die Standardabweichung der Ruhekapazitäten C_{10} und C_{20} , die wie in Kapitel 3.2.3 beschrieben, gemessen wurden, zum Vergleich angeführt. Der quadratische Koeffizient c dominiert die anderen Koeffizienten a, b und d , was sehr gut zu der Taylorapproximation aus Gleichung 5.1 passt. Für Koeffizient a und c und den MSE liegen die Standardabweichungen bei 1 – 2 % des Messwerts, während die Standardabweichungen für Koeffizient b und d mit 10 – 15 % des Messwerts deutlich höher sind. Der Koeffizient e gibt, wie in Kapitel 5.1.1 beschrieben, die vertikale Verschiebung des Fits an und entspricht somit der Ruhekapazität C_{10} bzw C_{20} . Ein Vergleich der gemessenen Kapazitäten zeigt einen Unterschied von ca. 8 fF für den Lateralkern und ca. 5 fF für den Z-Kanal, wobei der Unterschied konsistent für C1 und C2 auftritt. Die Messwiederholbarkeit von Koeffizient e ist etwas schlechter im Vergleich zu den mit der konventionellen Methode bestimmten Ruhekapazitäten. Eine Korrelation der beiden Größen für einen Lateral- und einen Z-Kern bei einer kompletten Wafermessung mit mehr als 5000 DUTs ist in Abbildung 5.8 dargestellt. Die Linearität und Korrelation zwischen C_{10} und Koeffizient e ist mit den Steigungen 1.019 für den Lateralkern und 1.002 für den Z-Kern sehr gut. Für beide Kerne tritt für höhere Werte von C_{10} eine leichte positive Abweichung von Koeffizient e auf, wobei diese Abweichung für den Lateralkern stärker ausgeprägt ist. Die systematische Abweichung von -9.01 fF im Lateralkern und -5.64 fF im Z-Kern ist zu groß, um vernachlässigt zu werden, bewegt sich aber im Rahmen des Toleranzbereichs der Referenzkapazität. Daher ist es schwer zu beurteilen, welcher Absolutwert näher an der tatsächlichen Ruhekapazität liegt. Die Ergebnisse vom

Tabelle 5.4: Messwiederholbarkeit der Koeffizienten und des MSE

Parameter	Lateralkern	Z-Kern
MSE C1	5.04 ± 0.09 fF	11.28 ± 0.16 fF
MSE C2	4.85 ± 0.09 fF	10.97 ± 0.17 fF
Coefficient a C1	0.703 ± 0.0047	1.786 ± 0.0048
Coefficient a C2	1.550 ± 0.0068	0.396 ± 0.0039
Coefficient b C1	-0.037 ± 0.0040	-0.047 ± 0.0038
Coefficient b C2	-0.035 ± 0.0032	0.021 ± 0.0028
Coefficient c C1	2.397 ± 0.0326	3.112 ± 0.0327
Coefficient c C2	2.309 ± 0.0314	3.849 ± 0.0288
Coefficient d C1	-0.016 ± 0.0136	0.039 ± 0.0149
Coefficient d C2	0.088 ± 0.0137	-0.113 ± 0.0132
Coefficient e C1	372.30 ± 0.064 fF	577.14 ± 0.087 fF
Coefficient e C2	361.18 ± 0.071 fF	572.67 ± 0.089 fF
C_{10}	380.57 ± 0.056 fF	582.27 ± 0.047 fF
C_{20}	369.05 ± 0.053 fF	578.20 ± 0.044 fF

Vergleich des Rohoffsets legen aber nahe, dass der systematische Fehler von Koeffizient e deutlich geringer ist als der von C_{10} (vergl. Abschnitt 5.1.3).

Die errechneten Testsignale

Analog zur Charakterisierung der Koeffizienten wurde die Messwiederholbarkeit der errechneten Testsignale aus der gleichen Wiederholungsmessung mit 1000 Messpunkten bestimmt. Die Ergebnisse im Vergleich zu den konventionellen Testsignalen sind in Tabelle 5.5 dargestellt. Da das errechnete Testsignal im Gegensatz zu dem konventionellen Testsignal direkt die Kapazitätsdifferenz zwischen Ruhekapazität und durch die Testspannung ausgelenkten Kapazität angibt, werden zur besseren Vergleichbarkeit die Standardabweichungen zusätzlich in % des gemessenen Mittelwerts angegeben.

Zunächst fällt auf, dass es für die Standardabweichungen Unterschiede zwischen den festen Elektroden C1 und C2, sowie zwischen positiver und negativer Eingangsspannung V_{in} auftreten. Durchschnittlich ist die Standardabweichung für die errechneten Testsignale einen

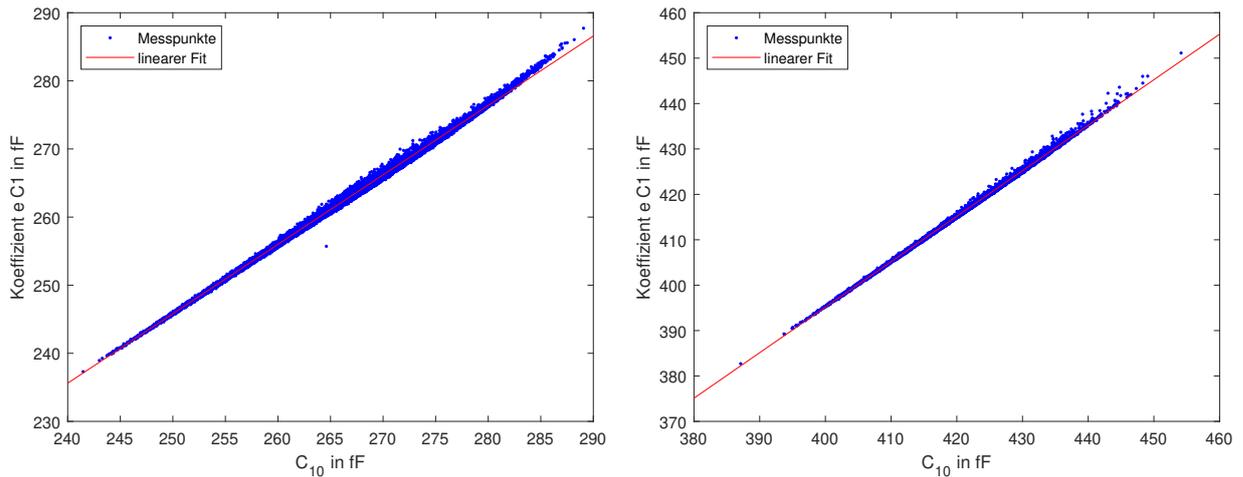


Abbildung 5.8: Korrelationsplot zwischen C_{10} und Koeffizient e für einen Lateralkern (links) und einen Z-Kern (rechts).

Faktor von 2.2 größer als bei den konventionellen Testsignalen. Eine Korrelationsmessung mit mehr als 2000 DUTs wurde ebenfalls durchgeführt und ist in Abbildung 5.9 dargestellt. Die Linearität der beiden Messgrößen zueinander ist ähnlich gut wie bei dem Vergleich der

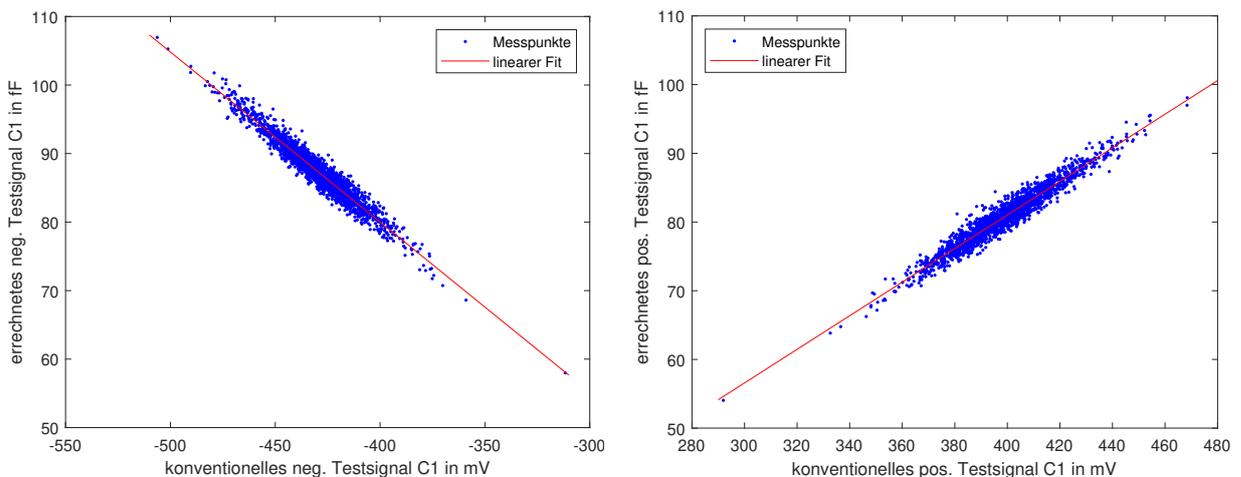


Abbildung 5.9: Korrelationsplot zwischen konventionellem negativem Testsignal C1 und dem errechneten Testsignal für einen Lateralkern (links) und einen Z-Kern (rechts).

Ruhekapazitäten, jedoch mit deutlich höherer Streuung, was der schlechteren Messwiederholbarkeit beider Messgrößen zugerechnet werden kann. Die Steigungen -0.245 für das negative Testsignal und 0.244 für das positive Testsignal als Korrelationsfaktoren sind im Betrag nahezu identisch, was der Erwartung entspricht. Die systematische Abweichung ist mit -19.26 fF und -16.76 fF leicht unterschiedlich, was damit erklärt werden kann, dass der Bereich der Messwerte weit entfernt der Nullstelle liegt und somit kleinste Änderungen der Steigung des

Tabelle 5.5: Messwiederholbarkeit der konventionellen und errechneten Testsignale.

Parameter	Lateralkern	Z-Kern
konv. TS C1 pos.	$232.1 \pm 1.25 \text{ fF} \pm 0.54 \%$	$653.6 \pm 4.17 \text{ fF} \pm 0.64 \%$
konv. TS C1 neg.	$220.7 \pm 2.14 \text{ fF} \pm 0.97 \%$	$732.8 \pm 4.73 \text{ fF} \pm 0.65 \%$
konv. TS C2 pos.	$220.4 \pm 2.11 \text{ fF} \pm 0.96 \%$	$571.0 \pm 5.03 \text{ fF} \pm 0.88 \%$
konv. TS C2 neg.	$211.6 \pm 1.59 \text{ fF} \pm 0.75 \%$	$696.1 \pm 4.74 \text{ fF} \pm 0.68 \%$
err. TS C1 pos.	$11.51 \pm 0.213 \text{ fF} \pm 1.84 \%$	$5.80 \pm 0.093 \text{ fF} \pm 1.61 \%$
err. TS C1 neg.	$10.94 \pm 0.201 \text{ fF} \pm 1.83 \%$	$6.07 \pm 0.136 \text{ fF} \pm 2.24 \%$
err. TS C2 pos.	$12.06 \pm 0.161 \text{ fF} \pm 1.34 \%$	$6.06 \pm 0.078 \text{ fF} \pm 1.29 \%$
err. TS C2 neg.	$11.29 \pm 0.188 \text{ fF} \pm 1.66 \%$	$6.13 \pm 0.102 \text{ fF} \pm 1.67 \%$

Linearfits zu hohen systematischen Abweichung führen.

Der Rohoffset

Analog zur Charakterisierung der Koeffizienten wurde die Messwiederholbarkeit des Rohoffsets V_{offset} aus der gleichen Wiederholungsmessung mit 1000 Messpunkten bestimmt. Die Ergebnisse im Vergleich zu dem konventionell ermittelten Rohoffset sind in Tabelle 5.6 dargestellt.

Tabelle 5.6: Messwiederholbarkeit des konventionellen und neuen Rohoffsets.

Parameter	Lateralkern	Z-Kern
konv. V_{offset}	$-27.01 \pm 0.99 \text{ mV}$	$50.15 \pm 0.37 \text{ mV}$
neuer V_{offset}	$55.71 \pm 1.04 \text{ mV}$	$96.58 \pm 0.73 \text{ mV}$

Da der Rohoffset idealerweise $V_{\text{offset}} = 0 \text{ V}$ beträgt, ist es nicht sinnvoll die Absolutwerte der Wiederholungsmessung mit der Standardabweichung zu vergleichen. Die Standardabweichung verhält sich bei einem Lateralkern in diesem Fall fast exakt gleich, während sie bei einem Z-Kern mit einem Faktor von 1.98 höher für den neuen Rohoffset ausfällt. Deutlich zeigt sich auch, dass der Rohoffset des Z-Kerns für dieses MEMS-Element sich um einen Faktor 2.7 mit der konventionellen Messmethode, und um einen Faktor 1.4 mit der *Sensitivitätskennlinie* genauer bestimmen lässt, als bei einem Lateralkern. Eine Korrelationsmessung mit mehr als 6500

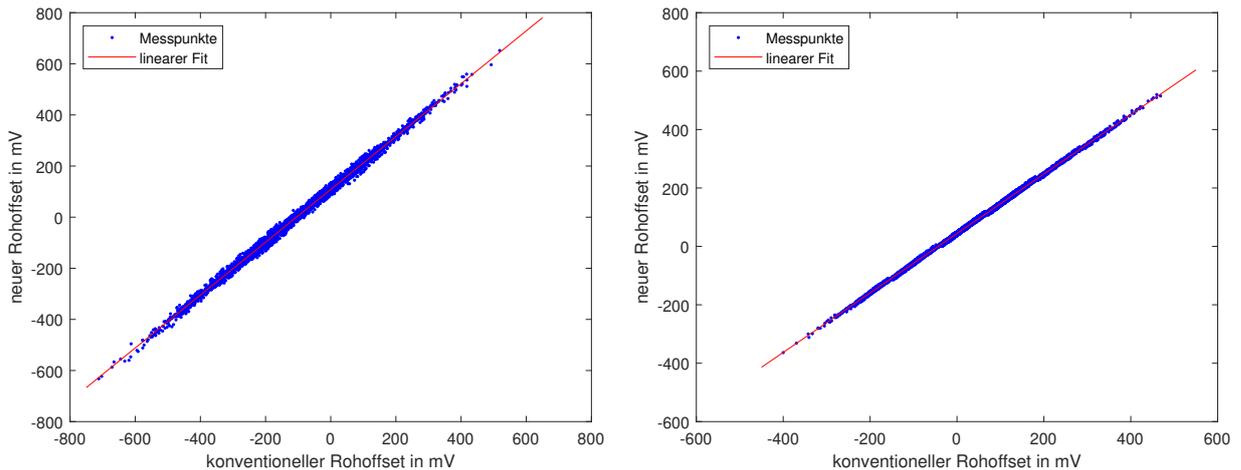


Abbildung 5.10: Korrelationsplot zwischen konventionellem und neuem Rohoffset für einen Lateralkern (links) und einen Z-Kern (rechts).

DUTs wurde ebenfalls durchgeführt und ist in Abbildung 5.10 dargestellt. Die Korrelation von konventionellem und neuem Rohoffset ist mit den Korrelationsfaktoren von 1.034 für den Lateralkern und 1.018 für den Z-Kern sehr gut. Die Streuung ist ebenfalls für beide Kerne auf Grund der guten Messwiederholbarkeit sehr gering, wobei die bessere Messwiederholbarkeit des Z-Kerns gegenüber dem Lateralkern deutlich sichtbar wird. Bei dem Korrelationsplot des Z-Kerns deuten sich Stufen mit einer Schrittweite von ca. 50 mV an. Deren Ursprung ist bisher ungeklärt. Die systematische Abweichung beträgt 108.69 mV für den Lateralkern und 44.19 mV für den Z-Kern. Dies bezeichnet jedoch nicht den systematischen Fehler zwischen tatsächlichen und gemessenen Rohoffset. Die Rohoffsetwerte über größere Stückzahlen sollten für Polysilizium als Material mit einem Mittelwert bei $V_{offset} = 0$ V normal verteilt sein. Deshalb kann der systematische Fehler über den Abstand des Mittelwerts der Normalverteilung zu $V_{offset} = 0$ V abgeschätzt werden, was dem Verschiebungsparameter μ einer Gaussverteilung entspricht. Bei einem Z-Kern ist zu beachten, dass die seismische Masse bereits um 1 g durch die Erdgravitation vorausgelenkt ist. In Abbildung 5.11 sind die Histogramme für den konventionellen und neuen Rohoffset mit entsprechenden Gaussfits dargestellt. Der Verschiebungsparameter ist für den neuen Rohoffset mit $\mu = 0.47$ mV, im Vergleich zu $\mu = -104.67$ mV für den konventionellen Rohoffset, deutlich näher am Idealwert. Für den Z-Kern des DUTs entspricht 1 g ca. $\mu = 55$ mV. Daher ist auch hier der Verschiebungsparameter des neuen Rohoffsets $\mu = 67.23$ mV deutlich präziser, als der konventionelle Rohoffset mit $\mu = 22.63$ mV. Grund für diese deutliche Verbesserung ist vor allem die Berechnungsmethode für die Ruhekapazitäten C_{10} und C_{20} aus der *Sensitivitätskennlinie*. Wenn diese aus einer C-V-Kennlinie berechnet werden, wird die Differenz der parasitären Kapazitäten der Nadeln von C1 und C2 größtenteils kompensiert, da bei C_{10} keine Stützpunkte erzeugt werden. Bei einer konventionellen Messung von C_{10} und C_{20} geht diese Differenz ein und führt zu einem gleichbleibenden systematischen Fehler.

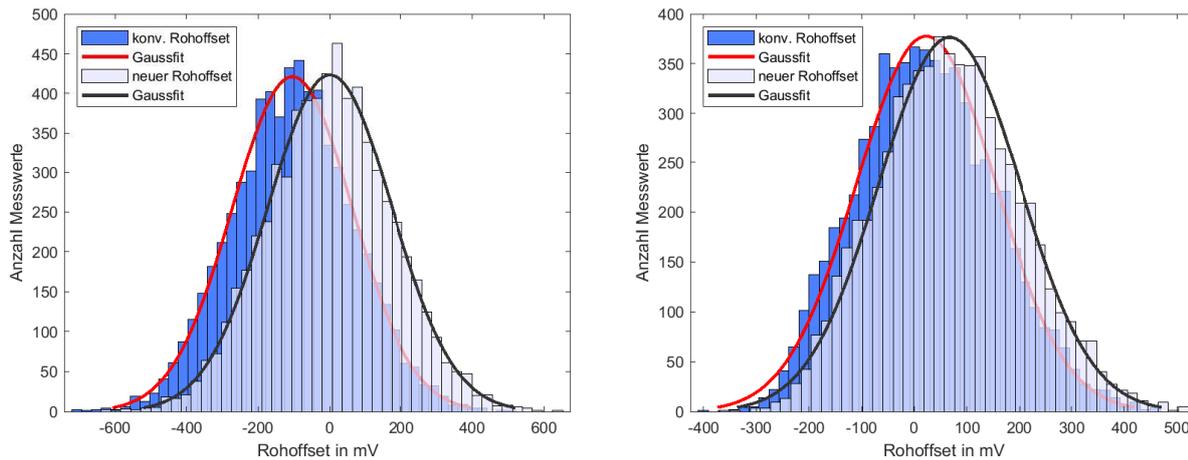


Abbildung 5.11: Histogrammplot und Gaussfit der Messdaten des konventionellen und neuen Rohoffset für einen Lateralkern (links) und einen Z-Kern (rechts).

Die Oberflächenladung

Analog zur Charakterisierung der anderen Messgrößen wurde die Messwiederholbarkeit der Oberflächenladung V_{charge} für jeweils eine Polynomfitfunktion zweiter und vierter Ordnung aus zwei Wiederholungsmessungen für unterschiedliche DUTs mit 50 Messpunkten bestimmt. Die Ergebnisse im Vergleich zu der konventionell bestimmten Oberflächenladung sind in Tabelle 5.7 dargestellt. Es werden nur die Ergebnisse im Z-Kern angegeben, da in diesem signifikant höhere Oberflächenladungsdifferenzen auftreten. Es ist zu erkennen, dass die Messwiederholbarkeit für den Polynomfit zweiter Ordnung um ca. einen Faktor 4 besser ist, als die Referenzmethode, während der Absolutwert um maximal 40 % abweicht. Die Messwiederholbarkeit für den Polynomfit vierter Ordnung ist um ca. einen Faktor 20 schlechter als die Referenzmethode und erscheint deshalb ungeeignet. Die auffallend schlechte Standardabweichung lässt sich durch den deutlich niedrigeren Gradienten am Minimum eines Polynoms vierter Ordnung begründen. Eine Korrelationsmessung mit mehr als 6500 DUTs wurde durchgeführt und ist in Abbildung 5.12 für C1 dargestellt. Aufgrund der hohen Standardabweichung relativ zum Absolutwert bei der Referenzmethode, streuen die Messwerte vergleichsweise stark für den Lateralkern. Die Korrelation von Referenzmethode und Oberflächenladung aus der Sensitivitätskennlinie ist mit den Korrelationsfaktoren von 0.74 für den Lateralkern und 1.22 für den Z-Kern schwächer als für den Rohoffset, was ebenfalls größtenteils an der relativ ungenauen Bestimmung von V_{charge} in der Referenzmethode liegt. Ein Vergleich der Wafermaps für einen Testwafer für beide Methoden in Abbildung 5.13 zeigt noch einmal deutlicher den Unterschied in der Präzision der Methoden.

Die ortsabhängige Ausprägung der Oberflächenladung für den Testwafer wird von der Wafermap rechts deutlich schärfer abgebildet als links. Die bessere Messwiederholbarkeit der Oberflächenladung aus der Sensitivitätskennlinie führt zu einer klareren Struktur und geringerer

Tabelle 5.7: Messwiederholbarkeit der Oberflächenladung

DUT 1	Methode	Z-Kern
V_{charge} C1 (mV)	$ref(x^2)$	12.98 ± 1.38
	$a(x^2)$	7.82 ± 0.27
	$b(x^4)$	-13.67 ± 22.2
V_{charge} C2 (mV)	$ref(x^2)$	-14.11 ± 1.91
	$a(x^2)$	-10.56 ± 0.31
	$b(x^4)$	3.32 ± 25.2
DUT 2	Methode	Z-Kern
V_{charge} C1 (mV)	$ref(x^2)$	108.8 ± 2.66
	$a(x^2)$	99.8 ± 0.48
	$b(x^4)$	137.6 ± 45.1
V_{charge} C2 (mV)	$ref(x^2)$	-73.76 ± 2.12
	$a(x^2)$	-80.23 ± 0.41
	$b(x^4)$	-74.67 ± 41.6

Streuung der auf der Wafermap abgebildeten Messwerte.

Die Testzeit

Die Reduktion der Testzeit war die wichtigste Motivation die *Sensitivitätskennlinie* als Funktionstest für die Produktion zu entwickeln. Die Testzeit wird daher anhand eines Serienprodukts mit zwei Lateralkernen und einem Z-Kern verglichen. Dies bedeutet, dass der Testschritt pro DUT insgesamt sechs mal durchgeführt wird (C1 und C2 für jeden Kern). Die Testzeit ist stark von den bereits vorgestellten Konfigurationsparametern k_r und $V_{testmax}$ und von dem Sensorparameter V_{pullin} , der $V_{testmax}$ begrenzt, abhängig und wird deshalb in Tabelle 5.8 für zwei unterschiedliche Konfigurationen von k_r und drei unterschiedliche DUTs als Faktor der Testzeitreduktion dargestellt.

Tabelle 5.8: Vergleich der Testzeit der Sensitivitätskennlinie mit den konventionellen Testschritten.

DUT 1	Faktor Gradient 1.0	Faktor Gradient 2.0
Faktor Testzeitreduktion	4.6	6.9
DUT 2	Faktor Gradient 0.6	Faktor Gradient 0.8
Faktor Testzeitreduktion	3.1	4.2
DUT 3	Faktor Gradient 1.0	Faktor Gradient 2.0
Faktor Testzeitreduktion	3.8	5.6

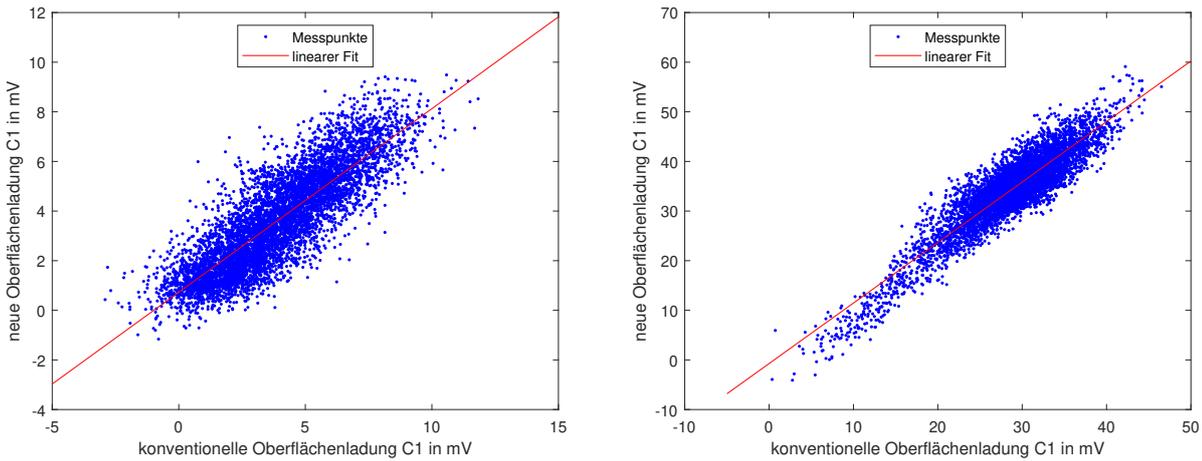


Abbildung 5.12: Korrelationsplot zwischen Referenzmethode und Oberflächenladung aus der Sensitivitätskennlinie für einen Lateralkern (links) und einen Z-Kern (rechts).

Die Testzeit ist auf die durchschnittliche akkumulierte Testzeit der beiden bisherigen Testschritte Ruhekapazitäten und Rohoffset, sowie Testsignale und Oberflächenladung normiert. Der Gradient k_r ist ebenfalls auf einen Standardwert k_{norm} normiert und wird als Faktor dessen angegeben.

Die Testzeiten für DUT 1 und DUT 3 wurden jeweils mit einer Konfiguration von k_r für die Charakterisierung ($k_r = 1.0 \cdot k_{norm}$) und für die Funktionsprüfung in der Produktion ($k_r = 2.0 \cdot k_{norm}$) gemessen. Die Testzeit für DUT 2 wurde mit Konfigurationen von k_r für maximale Präzision gemessen. Selbst für die niedrigste Einstellung des Gradienten ($k_r = 0.6 \cdot k_{norm}$) wurde die Testzeit um einen Faktor von 3.1 reduziert. Der Unterschied in den Testzeiten zwischen DUT 1 und DUT 3 rührt aus den unterschiedlichen Schnappspannungen V_{pullin} der beiden MEMS-Elemente ($V_{pullin1} = 0.72 \cdot V_{pullin3}$).

Durch die Optimierung der Speichernutzung im FPGA Modell konnte die Testzeit zusätzlich um 27% bei einer Einstellung von $k_r = 1.0 \cdot k_{norm}$ und um ca. 34% bei einer Einstellung von $k_r = 2.0 \cdot k_{norm}$ für DUT 1 reduziert werden, so dass eine Testzeitreduktion von einem maximalen Faktor 10.5 für diesen Sensortyp erreicht wurde.

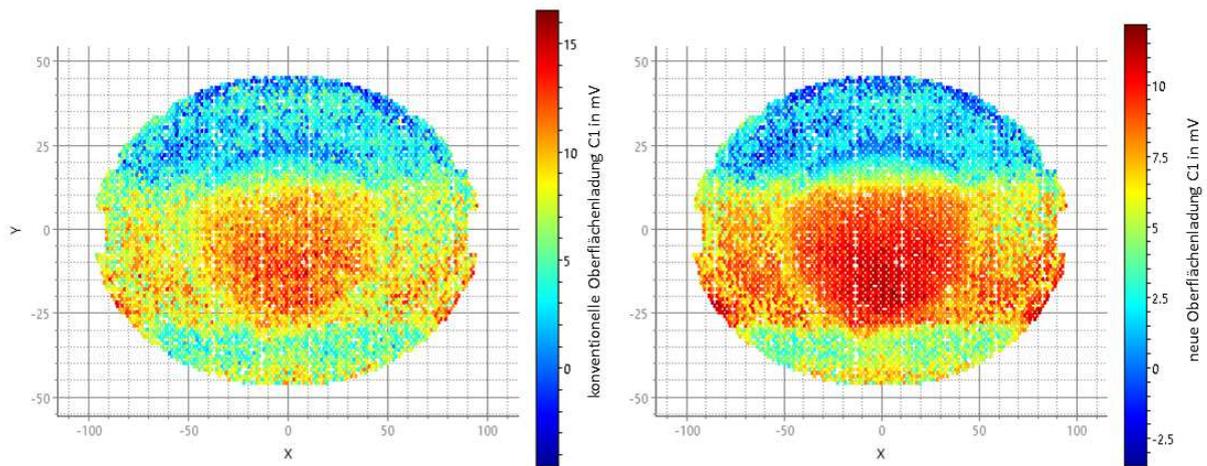


Abbildung 5.13: Darstellung der Wafermaps für beide Methoden für einen Lateralkern. Links die Oberflächenladung gemessen mit der konventionellen Methode. Rechts die Oberflächenladung aus der Sensitivitätskennlinie des gleichen Wafers.

Die Ergebnisse zeigen, dass die *Sensitivitätskennlinie* gegenüber den beiden konventionellen Testschritten eine deutlich präzisere Ladungsmessung und zusätzlichen Informationsgewinn durch die Fitkoeffizienten ermöglicht, aber bei den anderen Tests unpräziser wird. Eine drastische Reduktion in der Testzeit war die Hauptmotivation bei der Entwicklung der neuen Methode und konnte erfolgreich nachgewiesen werden.

Aufgrund dieser Ergebnisse eignet sich die *Sensitivitätskennlinie* als Ersatz der beiden Testschritte für Ruhekapazität und Rohoffset, sowie Testsignale und Oberflächenladungsdifferenz als Funktionstest in der Produktion, da bei keinem der gemessenen Parameter der Präzisionsverlust kritisch für eine „Gut-Schlecht“-Bewertung ist. Auch in der Charakterisierung ersetzt auf Grund des Informationsgewinns und der geringeren Testzeit die beiden anderen Testschritte. Diese können optional weiterhin genutzt werden, falls eine sehr genaue Bestimmung der Testsignale nötig ist.

5.2 Dämpfungsbestimmung über Sensitivitätskennlinie

Die Bestimmung der Resonanzfrequenz und Dämpfung für Systeme mit niedriger Güte ist neben der Adhäsionsbewertung eine große Herausforderung in der Vormesstechnik für MEMS-Beschleunigungssensoren. Während die Resonanzfrequenz vor allem für die Charakterisierung des MEMS-Kerns benötigt wird, ist in der Produktion eine zuverlässige Bestimmung der Dämpfung, und damit des Innendrucks unerlässlich für die Dichtheitsbewertung. Die beiden in der Literatur vorgestellten Arbeiten von A. Sisto und N. Brito enthalten Ansätze in denen die Amplitudenüberhöhung gemessen wird [50], [51], weshalb diese für MEMS-Elemente mit $D \geq 1$ ungeeignet sind. Der in Kapitel 3.2.5 vorgestellte Ansatz ermöglicht die Messung deutlich höherer Dämpfungen, jedoch erhöht sich der systematische Fehler durch die für die Anregung benötigte elektrische Kraft aufgrund der stärkeren elektrischen Mitkopplung. Dies führt dazu, dass an deutlich niedrigeren Frequenzen die Steigung ausgewertet wird, aus der die Dämpfung bestimmt wird. Zudem nimmt das Messrauschen zu, da die gemessene Auslenkung und damit auch die Messamplitude kleiner wird. Dies kann durch die Konfiguration von mehr Messpunkten und Messwiederholungen ausgeglichen werden, erhöht aber die Messzeit. Für Charakterisierungsmessungen ist diese Messzeiterhöhung unkritisch, für eine Dichtheitsbewertung in der Funktionsprüfung jedoch ein großer Nachteil. Ein weiteres Problem tritt auf, wenn die gemessenen Dämpfungen für eine Konfiguration der Stimuli stark variieren, da dann die Stützstellen der Phasenmessung möglicherweise ungünstig gewählt sind und für DUTs mit hoher Dämpfung die Stimulusspannung zu niedrig ist um ein ausreichendes Anschwingen der seismischen Masse zu erreichen. Dies führt dazu, dass sich die Messwiederholbarkeit für DUTs mit höherer Dämpfung zusätzlich stark verschlechtern kann und ab einem gewissen Wert praktisch unmöglich wird. Daher wurde im Rahmen der Arbeit nach einer alternativen Bestimmung der Dämpfung gesucht und ein Ansatz gefunden, der auf den Messdaten der bereits vorgestellten *Sensitivitätskennlinie* aufbaut. Ziel ist nicht die Implementierung einer präziseren Messung des absoluten Dämpfungsmesswerts, sondern vielmehr ein deutlich schnellerer und zuverlässiger Funktionstest zur Dichtheitsbewertung für einen weiten Bereich verschiedener Dämpfungen.

5.2.1 Methode

Die dieser Methode zugrunde liegende Idee ist es die Dämpfung des MEMS-Elements anhand der Verzögerung zwischen der Eingangsspannung V_{in} und der Bewegung der seismischen Masse zu bewerten. In Abbildung 5.3 ist der zeitliche Ablauf für die aufsteigende Rampe des Testschritts *Sensitivitätskennlinie* gezeigt. Besäße das hier gemessene MEMS-Element eine Dämpfung von $D = 0$, würde $t_2 \sim 0$ und $C(t_1) = C(t_3)$ gelten, da die Kapazität fast sofort ihren Maximalwert am Ende von t_1 erreicht hätte. Ein erster Ansatz, aus den Messdaten eine Fitfunktion t_2 zu bestimmen und daraus die Dämpfung über ein Modell zu ermitteln, wurde verworfen, da die Messwiederholbarkeit von t_2 keine zuverlässige Dämpfungsermittlung zuließ.

Ein deutlich zuverlässigerer Ansatz wurde bei der Auswertung der C-V-Kennlinien gefunden. In Abbildung 5.4 sind C-V-Kennlinien für verschiedene Parameter k_r dargestellt. Es lässt sich

gut erkennen, wie die durch die Dämpfung verursachte Verzögerung des MEMS-Elements zu einer Hysterese zwischen den Messpunkten für die positive und negative Richtung der Rampenfunktion führt. Diese kann durch die Berechnung der sich zwischen den Messpunkten öffnenden Fläche sehr zuverlässig bestimmt werden. In Abbildung 5.14 ist dies schematisch dargestellt.

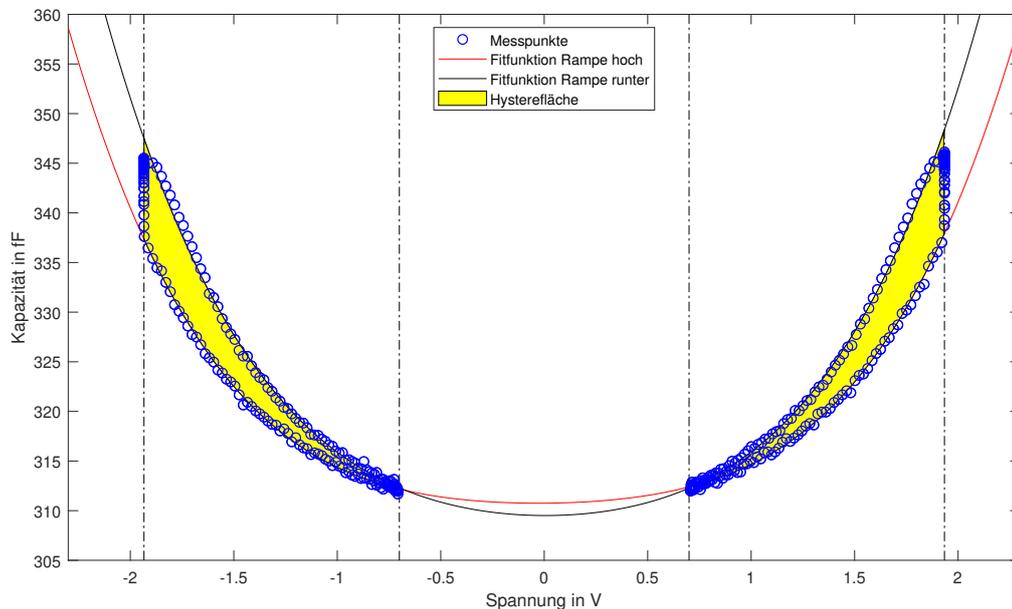


Abbildung 5.14: Bestimmung der Hysteresefläche D_{hys} aus der *Sensitivitätskennlinie*.

Um eine stabile und präzise Bestimmung der Fläche zu erreichen, werden jeweils die Messpunkte der positiven Rampe und der negativen Rampe mit einer Polynomfunktion vierter Ordnung gefittet (in Abb. 5.14 rot und schwarz dargestellt) und anschließend die Differenzflächen für positive und negative V_{test} aus den Koeffizienten berechnet. Dieses Verfahren wird für C1 und C2 durchgeführt und anschließend alle vier Flächen für eine bessere Messwiederholbarkeit addiert. Die resultierende Fläche wird D_{hys} genannt und gibt ein Maß für die Verzögerung der seismischen Masse und somit der realen Dämpfung D an. D_{hys} selbst stellt zunächst nur einen Messwert ohne Einheit dar und muss über ein Simulationsmodell auf die tatsächliche Dämpfung normiert werden. Kritisch ist hier, wie linear sich die Kennlinie von D und D_{hys} für verschiedene Stimuli verhält und wie hoch die Steigung der Kennlinie ist. Dies wird in dem folgenden Kapitel systematisch untersucht.

5.2.2 Konfigurationsmöglichkeiten und Einflussgrößen

Die Konfigurationsmöglichkeiten für D_{hys} sind identisch zu denen der *Sensitivitätskennlinie*, da die gleichen Messwerte zur Bestimmung genutzt werden. Es ist daher nicht notwendig nochmals auf alle Konfigurationsmöglichkeiten detailliert einzugehen. Die Eingangsspannung V_{intest} ist für D_{hys} bedeutungslos, da dieses lediglich für das errechnete Testsignal benötigt wird. Die

Trägeramplitude V_{hf} und die maximale Testspannung $V_{testmax}$ haben Einfluss auf die Präzision von D_{hys} und sollten daher, wie in Kapitel 5.1.2 beschrieben, konfiguriert werden.

Die Wahl von k_r spielt dagegen eine große Rolle, da sie direkt das Verhalten der Kennlinie von D und D_{hys} bestimmt. Deshalb wurde D_{hys} mit drei bzw. vier verschiedenen Werten von k_r für zwei verschiedene Dämpfungsbereiche mittels eines „Reduced Order Method“ (ROM) Modells eines Lateralkanals simuliert. Dämpfungsbereich 1 beinhaltet Dämpfungswerte von 0.5 bis 3. Dämpfungsbereich 2 beinhaltet Dämpfungswerte von 5 bis 10. Die Ergebnisse wurden linear gefittet, um Linearität über den MSE und die Empfindlichkeit durch die Steigung k der Kennlinie bestimmen zu können. In Abbildung 5.15 sind die Kennlinien von D_{hys} für den Dämpfungsbereich 1 dargestellt.

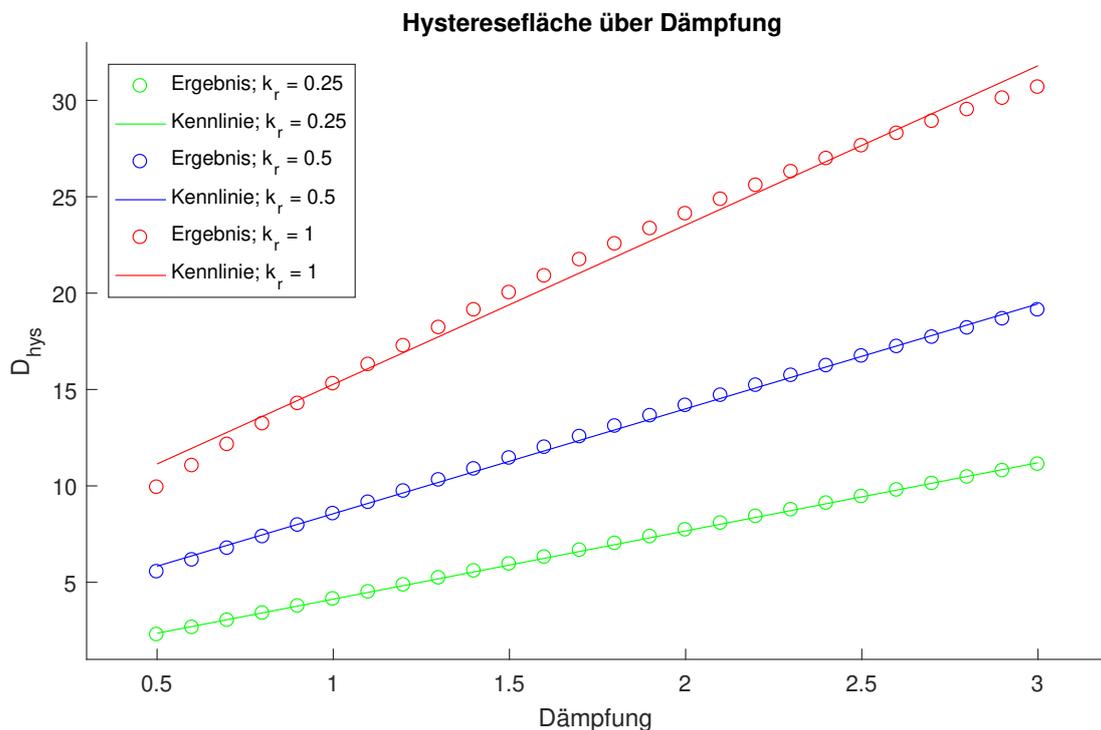


Abbildung 5.15: Simulationsergebnisse für D_{hys} für Dämpfungsbereich 1 (Dämpfungswerte von 0.5 bis 3).

Der MSE und k für beide Dämpfungsbereiche sind in Tabelle 5.9 aufgeführt. Der Plot zeigt deutlich die Abhängigkeit der Kennlinien von k_r . Für $k_r = 0.25$ ist der Fit der Kennlinie mit einem $MSE = 0.0022$ extrem linear, besitzt jedoch auch mit $k = 3.54$ die niedrigste Steigung. Für $k_r = 0.5$ ist der $MSE = 0.029$ um über das 14-fache höher, absolut aber immer noch relativ gering. Die Steigung vergrößerte sich mit $k = 5.44$ um einen Faktor von 1.53 Die höchste Steigung mit $k = 8.26$ wird bei $k_r = 1$ erreicht. Die Linearität nimmt jedoch mit einem $MSE = 0.41$ nochmals deutlich ab, was gut in dem Plot zu erkennen ist. Für höhere Dämpfungswerte flacht die Kennlinie erkennbar ab. Grund hierfür ist, dass für höhere Dämpfungen

die Zeitspanne t_2 ähnlich groß wie t_3 werden kann (vergl. Abb. 5.3) und deshalb D_{hys} langsamer zunimmt. Die korrekte Einstellung von k_r hängt nun von der Messwiederholbarkeit von D_{hys} für das jeweilige DUT und von der Anwendung ab. Ist die Messwiederholbarkeit sehr gut, sind hohe Steigungen und damit höhere Empfindlichkeiten nicht nötig und es ist ein niedriger k_r vorzuziehen, so dass $D_{hys} = k \cdot D$ angenommen werden kann. Bei schlechterer Messwiederholbarkeit ist ein entsprechend höherer Wert für k_r vorzuziehen. In Abbildung 5.16 sind die Kennlinien von D_{hys} für den Dämpfungsbereich 2 dargestellt.

Der Absolutwert von D_{hys} steigt wie erwartet für größere k_r . Aber im Vergleich zu den Ergebnissen für Dämpfungsbereich 1 zeigt sich, dass für zunehmende k_r der MSE ähnlich stark ansteigt, die Steigung sich jedoch kaum verändert, sondern für $k_r = 1.0$ sogar wieder abfällt. Deshalb wurde zusätzlich eine Simulation mit $k_r = 0.15$ durchgeführt. Zudem fällt auf, dass die höchste Steigung für Dämpfungsbereich 2 niedriger ist, als die kleinste Steigung für den Dämpfungsbereich 2. Die Empfindlichkeit sinkt also mit steigender Dämpfung unabhängig von der Konfiguration der Messung. Für hohe Dämpfungen sind folglich niedrige Werte für k_r vorzuziehen, da so ohne Nachteile die beste Linearität zwischen D und D_{hys} erreicht werden kann. Ob die Empfindlichkeit für Dämpfungsbereich 2 ausreichend für stabile Messergebnisse ist, hängt daher von der Messwiederholbarkeit ab, die experimentell für Sensortypen bestimmt werden muss.

Abgesehen von der Dämpfung zeigt D_{hys} eine deutliche Abhängigkeit von den Prozessparametern Kantenverlust und Epitaxiedicke. Für die Variationen beider Parameter wurden ebenfalls Simulationen anhand eines ROM Modells durchgeführt. Die Ergebnisse für beide Parameter bei $D = 1$ sind in Abbildung 5.17 dargestellt.

Die Ergebnisse zeigen, dass der Einfluss des Kantenverlusts deutlich stärker ist als der der Epitaxiedicke. Problematisch ist vor allem, dass die Steigung von D_{hys} über eine Kantenverlustvariation von 100 % stärker ausfällt als für eine Veränderung der Dämpfung von 100 %. Dies bedeutet, dass D_{hys} für Charakterisierungsmessungen der Dämpfung nur eingeschränkt geeignet ist, da sie eher den Kantenverlust als die Dämpfung abbildet.

Tabelle 5.9: MSE und k der Simulationsergebnisse für Dämpfungsbereich 1 (links) und für Dämpfungsbereich 2 (rechts).

Dämpfungsbereich 1			Dämpfungsbereich 2		
k_r	MSE	k	k_r	MSE	k
			0.15	0.0061	1.78
0.25	0.0022	3.54	0.25	0.025	2.08
0.5	0.029	5.44	0.5	0.11	2.33
1.0	0.41	8.26	1.0	0.16	1.98

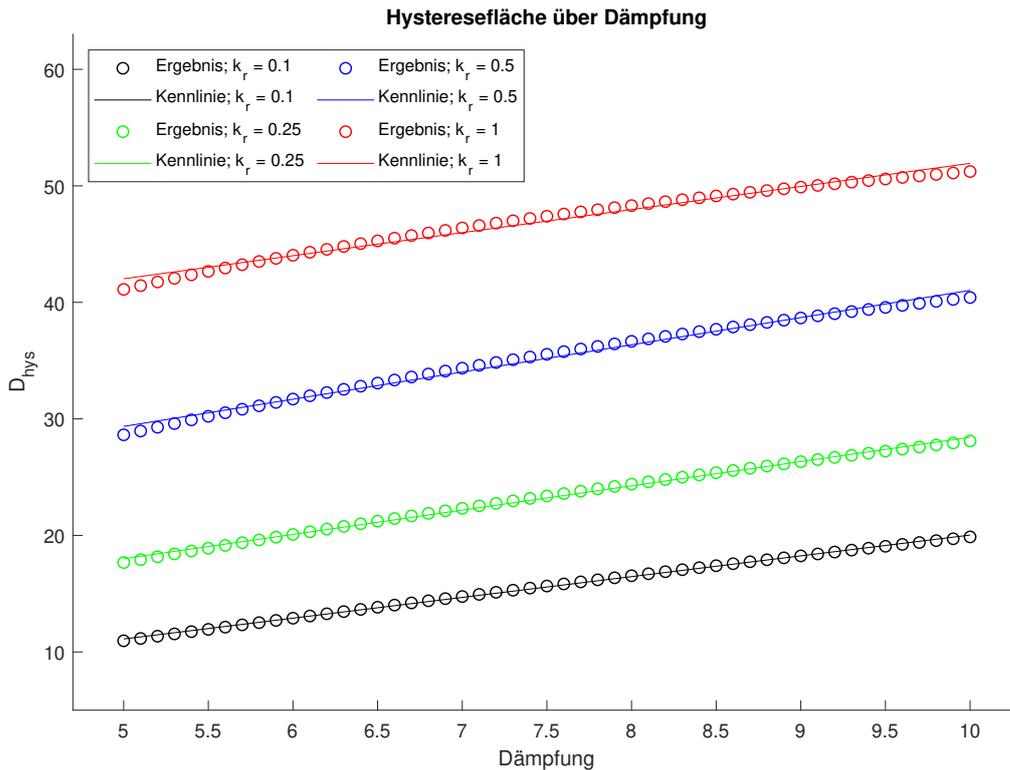


Abbildung 5.16: Simulationsergebnisse für D_{hys} für Dämpfungsbereich 2 (Dämpfungswerte von 5 bis 10).

5.2.3 Ergebnisse

Die Messergebnisse der Dämpfungsbestimmung über *Sensitivitätskennlinie* werden anhand der Messwiederholbarkeit, der Resultate mehrerer Vollwafermessungen und der Testzeit präsentiert und mit dem Stand der Technik verglichen. Die Ergebnisse einer Wiederholungsmessung mit 50 Messpunkten für ein niedrig gedämpftes DUT mit $k_r = 0.5$ sind in Tabelle 5.10 dargestellt.

Tabelle 5.10: Messwiederholbarkeit der konventionell gemessenen Dämpfung und der Hysteresefläche für ein niedrig gedämpftes DUT.

Parameter	Lateralkern	Z-Kern
konv. Dämpfung	$1.13 \pm 0.0047 \pm 0.41 \%$	$1.61 \pm 0.011 \pm 0.68 \%$
Hysteresefläche	$7.82 \pm 0.053 \pm 0.67 \%$	$20.25 \pm 0.043 \pm 0.21 \%$

Die Ergebnisse für beide Methoden zeigen prozentuale Standardabweichungen in ähnlichen Größenordnungen, wobei diese für die konventionell gemessene Dämpfung bei einem Lateralkern um ca. 39 % geringer ist und bei einem Z-Kern um einen Faktor 3.24 größer ist. In Tabelle

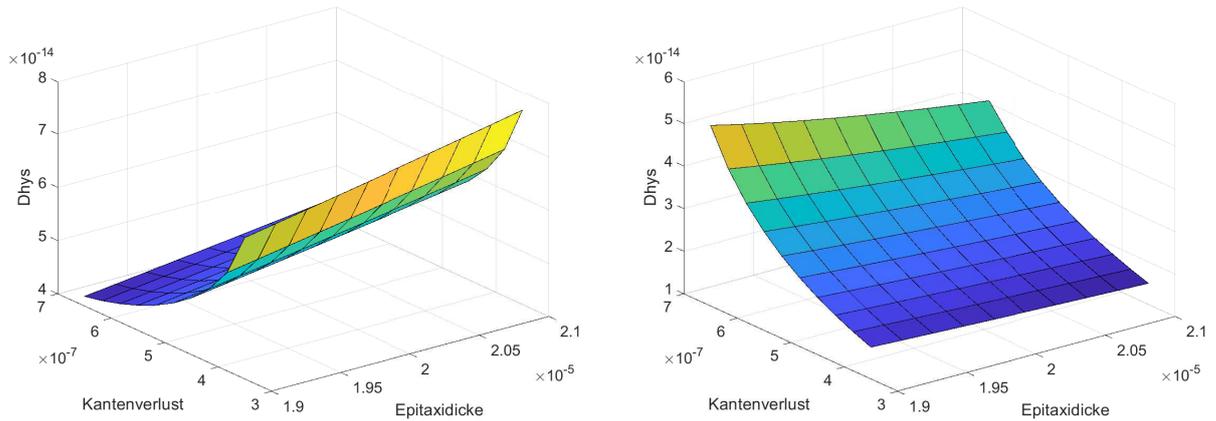


Abbildung 5.17: Simulationsergebnisse für D_{hys} in Abhängigkeit von Epitaxiedicke und Kantenverlust für einen Lateralkern (links) und einen Z-Kern (rechts).

5.11 sind die Ergebnisse einer Wiederholungsmessung mit 50 Messpunkten für ein hoch gedämpftes DUT mit $k_r = 0.5$ dargestellt.

Tabelle 5.11: Messwiederholbarkeit der konventionell gemessenen Dämpfung und der Hysterese-fläche für ein hoch gedämpftes DUT.

Parameter	Lateralkern	Z-Kern
konv. Dämpfung	$6.52 \pm 1.86 \pm 28.5 \%$	$6.30 \pm 1.53 \pm 24.3 \%$
Hysterese-fläche	$23.5 \pm 0.045 \pm 0.19 \%$	$19.7 \pm 0.097 \pm 0.49 \%$

Im Vergleich zu den Ergebnissen für ein niedrig gedämpftes DUT sind hier die prozentualen Standardabweichungen für D_{hys} um Größenordnungen geringer. Für den Lateralkern ist sie um einen Faktor von 150 geringer und für den Z-Kern um einen Faktor von 50.

Ergebnisse zeigen, dass bei höheren Dämpfungen die Messwiederholbarkeit von D_{hys} nur in geringem Maße beeinflusst wird, während sie für die konventionelle Methode stark zunimmt. Dieses Ergebnis entspricht den Erwartungen, da bei höheren Dämpfungen es zunehmend schwieriger ist, die seismische Masse in Schwingung zu versetzen und die Steigung der Phase, aus der die Dämpfung bestimmt wird, immer flacher, und damit schwieriger zu messen wird (vergl. Kap. 3.2.5).

Im nächsten Schritt wird die Korrelation zwischen der konventionell gemessenen Dämpfung und D_{hys} untersucht und mit den Ergebnissen der Simulation verglichen. Eine Korrelationsmessung mit mehr als 6500 DUTs wurde an einem Testwafer durchgeführt, bei dem ungefähr ein Fünftel der DUTs eine höhere Dämpfung besitzen und ist in Abbildung 5.18 dargestellt.

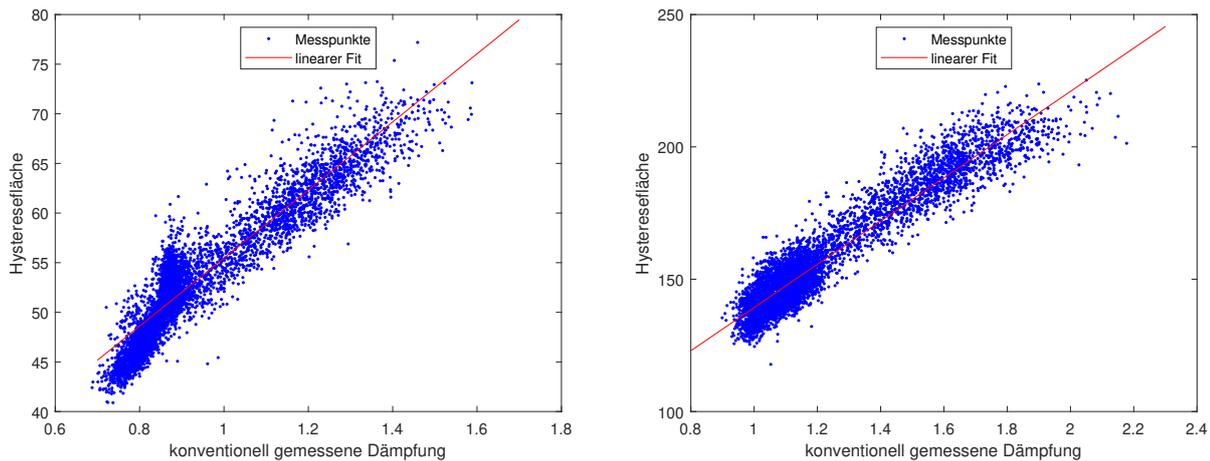


Abbildung 5.18: Korrelationsplot zwischen konventionell gemessener Dämpfung und D_{hys} für einen Lateralkern (links) und einen Z-Kern (rechts).

Die Ergebnisse zeigen, dass die Streuung der Korrelation deutlich höher ist als anhand der Messwiederholbarkeit für beide Messmethoden anzunehmen wäre. Stattdessen sind dafür die Einflussfaktoren Epitaxiedicke und Kantenverlust auf D_{hys} verantwortlich. Die Steigungen sind mit 34.29 für den Lateralkern und 81.66 für den Z-Kern stark voneinander abweichend. Zudem lässt sich erkennen, dass bei der Korrelation für den Lateralkern sich zwei verschiedene Steigungen abzeichnen. Einmal für die DUTs mit gemessenen Dämpfungen bis ca. 0.9 und eine zweite für die DUTs mit erhöhter Dämpfung. Der Linearfit bildet hier die Korrelation für die DUTs mit der erhöhten Dämpfung ab. Die Ursache dieser Doppelverteilung ist bisher unklar, zumal sie beim Z-Kern nicht auftritt.

Zur Überprüfung wie präzise D_{hys} für stark streuende Dämpfungen mit unveränderten Stimuli bestimmt werden kann, wurde eine weitere Messung mit dem gleichen Sensortyp wie bei der Korrelationsmessung durchgeführt. Ziel ist es, zu bewerten ob D_{hys} geeignet ist, die konventionelle Dämpfungsmessung für eine Dichtheitsbewertung abzulösen. Der verwendete Testwafer hat die Besonderheit, dass ca. 1.7% der DUTs undicht prozessiert wurden und deshalb eine deutlich erhöhte und vor allem sehr ähnliche Dämpfung besitzen. Die Streuung von D_{hys} für diese DUTs sollte daher ebenfalls sehr niedrig sein, da diese alle innerhalb zwei kleiner Bereiche des Wafers liegen und Kantenverlust sowie Epitaxiedicke sich für diese DUTs nur in geringem Maß unterscheiden. In Abbildung 5.19 sind die Wafermaps für die normierte Dämpfung nach konventionellem Messverfahren und D_{hys} dargestellt.

Die undichten Bereiche sind in beiden Messungen sehr gut anhand der erhöhten Werte erkennbar. Mit den Annahme, dass die betroffenen DUTs den gleichen Druck und damit annähernd gleiche Dämpfung besitzen sollten, zeigt sich, dass D_{hys} hier deutlich präzisere Ergebnisse erzeugt. Die prozentuale Standardabweichung der Messungen der betroffenen DUTs liegt bei 8.67% für die konventionelle Messung und bei 2.94% für D_{hys} . Undichte DUTs können daher präziser mit D_{hys} bestimmt werden solange die Dämpfung bei undichten DUTs sich deutlich von der Referenzdämpfung unterscheidet.

Die Testzeit beider Testschritte ist in Tabelle 5.12 angegeben, wobei für D_{hys} die Testzeit der

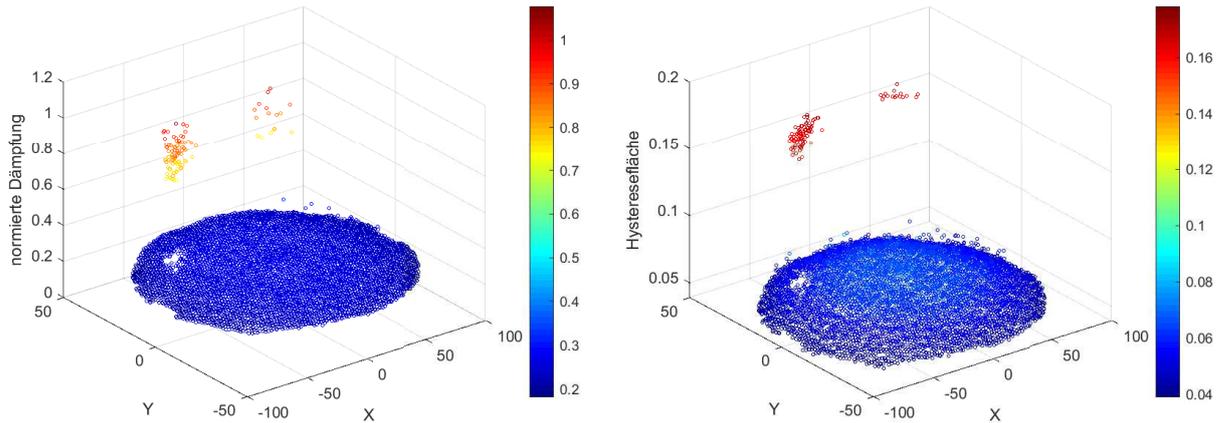


Abbildung 5.19: Wafermap der Dämpfung nach konventionellem Messverfahren und D_{hys} für einen Lateralkern. Die beiden undichten Regionen des Testwafers sind anhand der erhöhten Werte in beiden Abbildungen gut erkennbar.

Sensitivitätskennlinie für DUT 1-3 (vergl. Kap. 5.1.3) aufgeführt ist, da die Berechnung von D_{hys} aus den Rohdaten vernachlässigbar klein ist.

Tabelle 5.12: Vergleich des Faktors der Testzeitreduktion der Sensitivitätskennlinie mit dem Testschritt Resonanzfrequenz und Dämpfung.

DUT 1	Faktor Gradient 1.0	Faktor Gradient 2.0
Faktor Testzeitreduktion	8.8	13.3
DUT 2	Faktor Gradient 0.6	Faktor Gradient 0.8
Faktor Testzeitreduktion	6.1	8.3
DUT 3	Faktor Gradient 1.0	Faktor Gradient 2.0
Faktor Testzeitreduktion	6.8	10.0

Die Ergebnisse zeigen, dass für hoch gewählte k_r eine Testzeitreduktion von bis zu 92.5 % möglich ist. Für die niedrigste Einstellung von k_r ist eine Testzeitreduktion von minimal 83.6 % möglich. Der Einsatz von D_{hys} anstatt des Testschritts Resonanzfrequenz und Dämpfung birgt daher ein erhebliches Einsparpotential.

Anhand dieser Ergebnisse lässt sich schlussfolgern, dass D_{hys} als Methode zur Dämpfungsbewertung klare Vorteile, aber auch Nachteile mit sich bringt. Zunächst kann eine absolute Dämpfung mit D_{hys} nur über eine Vergleichsmessung oder eine Kennlinie aus einer Simulation bestimmt werden. Hinzu kommt, dass die Abhängigkeit von Prozessparametern, wie Kantenverlust und Epitaxiedicke, so signifikant ist, dass vor allem bei hohen Dämpfungen D_{hys} eher den Verlauf des Kantenverlusts eines Wafers wiedergibt als dessen Dämpfungsverlauf. Dieses Problem kann durch Korrelation mit anderen Messdaten zur Bereinigung des Kantenverlusts nur

teilweise kompensiert werden, da auch die Dämpfung selbst in geringerem Maße vom Kantenverlust beeinflusst wird. Klare Vorteile sind dagegen die sehr gute Messwiederholbarkeit über alle Dämpfungsbereiche hinweg, sowie die viel bessere Testzeit.

Aufgrund dieser Eigenschaften ist die Dämpfungsmessung durch D_{hys} sehr gut für eine Dichtheitsbewertung als Funktionstest geeignet. Für eine Charakterisierung des Dämpfungsverhaltens in der Entwicklung neuer MEMS-Elemente ist dieses Verfahren dagegen ungeeignet, da die Resonanzfrequenz nicht ermittelt wird.

5.3 Hochdynamischer Anschlag

Die Adhäsionsbewertung durch das Anlegen einer definierten Überlastspannung $V_{test_{od}}$ bringt zwei wichtige Einschränkungen mit sich. In der realen Anwendung von MEMS-Beschleunigungssensoren, wie beispielsweise in Smartphones, stellen „Schockevents“ die größte Gefahr für Adhäsionsausfälle dar, da nur hier Beschleunigungen von über 500 g für wenige Millisekunden erreicht werden. Als Folge prallt die seismische Masse mit hoher Geschwindigkeit auf den Anschlag. Bei dem entsprechenden Testschritt zur Funktionsprüfung auf Waferebene wird jedoch die maximale Beschleunigung durch $V_{test_{od}}$ rein statisch angelegt. Die Geschwindigkeit des dynamischen Anschlages der seismischen Masse auf die Stopperstrukturen hängt allein von V_{pullin} ab und kann daher nicht frei konfiguriert werden. Somit bildet der Test nur bedingt ein wichtigstes Ausfallszenario ab.

Die zweite Einschränkung bezieht sich auf die maximale Beschleunigung, die durch $V_{test_{od}}$ eingestellt werden kann. V_{coll} bestimmt den maximal einstellbaren Wert für $V_{test_{od}}$ und somit die maximal einstellbare Beschleunigung des Tests (vergl. Kap. 3.1.3). Der physikalische Hintergrund eines Kollapsereignisses ist die Verbiegung der mechanischen Strukturen innerhalb des MEMS-Kerns durch die angelegte elektrische Kraft von V_{test} . Die voranschreitende Miniaturisierung bedingt Designs mit filigraneren Strukturen, die sich bereits bei geringen Kräften stark verbiegen, so dass die für eine standardisierte Adhäsionsbewertung erforderliche Beschleunigung oft nicht mehr erreicht werden kann.

Der Funktionstest „hochdynamischer Anschlag“ wurde als alternativer Testschritt für die Adhäsionsbewertung entwickelt, bei dem diese Einschränkungen weitgehend wegfallen. Zudem ist die Testzeit geringer als bei der konventionellen Methode. Er basiert auf dem Konzept, die seismische Masse mit Werten von $V_{test_{od}}$, die größer als V_{coll} sind, zu beschleunigen sowie $V_{test_{od}}$ zu reduzieren sobald die seismische Masse den Anschlag erreicht hat und bevor ein Kollapseevent auftritt.

5.3.1 Methode

Im Gegensatz zu der Rampenfunktion für V_{test} bei der Referenzmethode, wird für den hochdynamischen Anschlag ein sehr kurzer, hoher Spannungspuls, gefolgt von einem längeren, niedrigeren Spannungspuls als Stimulus genutzt. Anschließend wird wie bei der Referenzmethode

eine negative Spannungsrampe zur Detektion von $V_{pullout}$ für V_{test} angelegt. Der Messablauf ist in Abbildung 5.20 im Detail dargestellt.

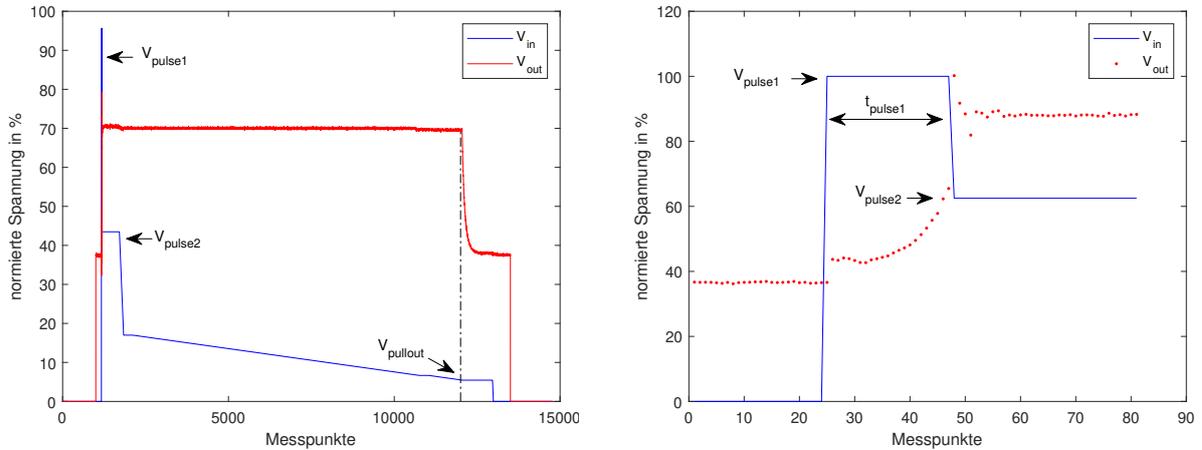


Abbildung 5.20: V_{in} und V_{out} für den hochdynamischen Anschlag über die volle Länge der Messung (links), und den kurzen Zeitabschnitt des hohen Pulses (rechts).

Der hohe Puls mit dem Spannungsniveau V_{pulse1} und der Zeit t_{pulse1} zu Beginn der Messung beschleunigt die seismische Masse mit hoher Geschwindigkeit gegen den Anschlag. Bevor sich die Struktur so weit verbiegen kann, dass sich feste und bewegliche Elektroden berühren, wird V_{test} auf das Niveau V_{pulse2} des zweiten Pulses reduziert und dort für eine definierte Zeit t_{pulse2} gehalten. So wird das Kollabieren des MEMS-Elements und gleichzeitig ein Zurückfedern der seismischen Masse verhindert. Deshalb muss V_{pulse2} größer als V_{pullin} und deutlich kleiner als V_{coll} gewählt werden. Die negative Spannungsrampe startet nicht von V_{pulse2} sondern von V_{hold} , um Testzeit einzusparen. Sobald die seismische Masse in die Ruheposition zurückkehrt, wird $V_{pullout}$ ermittelt und die Messung beendet. Das FPGA Modell stellt diese Funktion bereits zur Verfügung, so dass diese mit den richtigen Anpassungen im Prüfprogramm direkt eingesetzt werden konnte.

5.3.2 Konfigurationsmöglichkeiten und Einflussgrößen

Der Testschritt *hochdynamischer Anschlag* kann über folgende Parameter konfiguriert werden:

- die Spannung des ersten Pulses V_{pulse1} ,
- die Zeit des ersten Pulses t_{pulse1} ,
- die Spannung des zweiten Pulses V_{pulse2} ,
- die Zeit des zweiten Pulses t_{pulse2} und
- der Gradient der negativen Rampe k_{neg} .

Die Spannung V_{pulse1} bestimmt die Beschleunigung der seismischen Masse und somit die Aufprallgeschwindigkeit. V_{pulse1} sollte deutlich größer als V_{pullin} konfiguriert sein, da sich sonst die Beschleunigung nicht von der des konventionellen Verfahrens unterscheidet. Der maximale Wert von V_{pulse1} hängt von der Dämpfung und seismischen Masse des DUT ab, da die Zeit t_{pulse1} nicht beliebig klein werden kann, um ein Kollapseevent zu verhindern.

Die tatsächliche Wahl für V_{pulse1} hängt letztendlich von der Aufprallgeschwindigkeit ab, mit der das DUT getestet werden soll. Aus der Kapazitätsmessung und der Kenntnis des Elektrodenabstands d kann die Aufprallgeschwindigkeit mit der Kondensatorgleichung

$$C(t) = \frac{\epsilon_0 A}{d - x(t)}, \quad (5.3)$$

der Geschwindigkeit

$$v(t) = \frac{d(d - x(t))}{dt} \quad (5.4)$$

und

$$v_{impact} = v(t_{pulse1}) \quad (5.5)$$

berechnet werden. Mit

$$E_{impact} = m \cdot v_{impact}^2 \quad (5.6)$$

kann daraus die Aufprallenergie berechnet werden, wobei m sich auf die seismische Masse bezieht. Eine Referenzmessung an einem DUT mit $D > 1$ wurde für drei unterschiedliche Werte von V_{pulse1} durchgeführt. Da eine exakte Bestimmung der Aufprallgeschwindigkeit v_{impact} unmöglich ist, wurde die Bewegungsgleichung angefitet und v zu dem Zeitpunkt t_{pulse1} abgelesen. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5.21 dargestellt.

Es ist gut erkennbar, dass der Unterschied der Aufprallgeschwindigkeiten sehr unterschiedlich ausfällt. Dies überrascht zunächst, da die auf die seismische Masse wirkende elektrische Kraft sich quadratisch zu der angelegten Spannung V_{pulse1} verhält (vergl. Gleichung 3.4) und somit ein deutlich höherer Unterschied in der Aufprallgeschwindigkeit zwischen $V_{pulse1} = 8 \text{ V}$ und $V_{pulse1} = 11 \text{ V}$ zu erwarten wäre. Um dieses Ergebnis zu verifizieren wurden weitere Messungen mit höheren Werten für V_{pulse1} an dem gleichen DUT durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.13 dargestellt.

Tabelle 5.13: Vergleich der Aufprallgeschwindigkeit für verschiedene Werte von V_{pulse1} .

V_{pulse1}	5 V	8 V	11 V	14 V	17 V
t_{pulse1}	1	0.31	0.23	0.19	0.17
v_{impact}	0.68 cm/s	1.80 cm/s	2.21 cm/s	2.35 cm/s	2.38 cm/s

Es ist zu erkennen, dass selbst hohe Werte für V_{pulse1} keine signifikante Veränderung der Aufprallgeschwindigkeit bewirken. Grund hierfür ist die effektive Dämpfung des DUT, welche sich auf Grund des „Squeeze-Film-Effekt“ deutlich für Auslenkungen in der Nähe des Anschlags

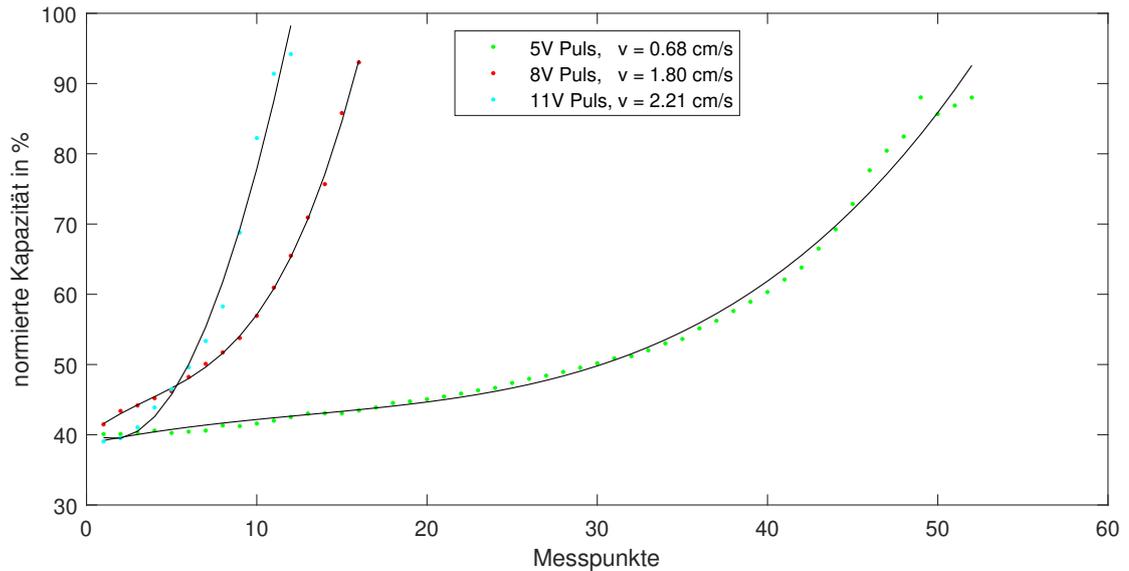


Abbildung 5.21: Plot der normierten Kapazitätskennlinien für drei verschiedene Werte von V_{pulse1} . Aus den Gradienten der Fitfunktionen wurden die Aufprallgeschwindigkeiten v ermittelt.

erhöht (siehe Kap. 2.2.2). Sie verhindert eine weitere Beschleunigung der seismischen Masse, was zu einem maximal erreichbaren Wert der Aufprallgeschwindigkeit führt. Der Effekt lässt sich gut in der Kennlinie für $V_{pulse1} = 5\text{ V}$ in Abbildung 5.21 beobachten. Aus Gleichung 3.4 ist für eine konstante Stimulusspannung, die größer ist als V_{pullin} ein näherungsweise quadratischer Anstieg der Kapazität zu erwarten. Dies gilt auch bis ca. Messpunkt 45. Für die darauf folgenden Messpunkte ist die Steigung der Kapazität wieder leicht abfallend. Deshalb bildet der geplottete quadratische Fit die letzten 20 Messpunkte vergleichsweise schlecht ab. Es ist daher festzuhalten, dass die maximale Aufprallgeschwindigkeit eines DUT von dessen Dämpfung und der Stärke des Squeeze-Film-Effekts abhängt.

Die Zeit des ersten Pulses t_{pulse1} kann manuell konfiguriert werden und sollte wie in Abbildung 5.20 dargestellt, so eingestellt sein, dass ein Kollapsevent vermieden wird.

Da der zweite Puls V_{pulse2} , wie bereits beschrieben, verhindern soll, dass die seismische Masse zurückfedert, muss dieser zwingend größer als V_{pullin} konfiguriert werden. Jedoch sollte dieser deutlich kleiner als V_{pulse1} gewählt werden, da der Adhäsionstest nicht durch eine zusätzliche hohe statische Belastung verfälscht werden soll.

Die Zeit des zweiten Pulses V_{pulse2} sollte so gewählt werden, dass die seismische Masse zur Ruhe gekommen ist, bevor die Spannung auf V_{hold} reduziert wird, um reproduzierbare Ergebnisse zu erhalten.

Der Gradient der negativen Rampe k_{neg} legt fest wie schnell und präzise die Messung von $V_{pullout}$ und somit μ_{stick} abläuft. Höhere Werte von k_{neg} ermöglichen kürzere Testzeiten, während niedrigere Werte eine präzisere Bestimmung von $V_{pullout}$ erlauben. Eine detaillierte Untersuchung zu k_{neg} ist in Kapitel 4.2.2 dargestellt, da der Referenztestschritt zur Adhäsionsbestim-

mung $V_{pullout}$ mit dem gleichen Verfahren bestimmt wird.

5.3.3 Ergebnisse

Die Messergebnisse der Methode *hochdynamischer Anschlag* zur Adhäsionsbewertung werden anhand der Resultate für Lateral- und Z-Kerne verschiedener DUT-Typen präsentiert und mit dem Stand der Technik verglichen. Die Messwiederholbarkeit kann nicht im herkömmlichen Sinne bestimmt werden, da μ_{stick} wegen des Konditionierungseffekts stark von der Anzahl der Anschläge abhängt. Generell sind Ergebnisse einer Adhäsionsbewertung hohen Streuungen unterworfen, so dass sich Erkenntnisse nur aus Messungen mit vielen Datenpunkten zuverlässig ableiten lassen.

Um einen direkten Vergleich mit der Referenzmethode zu gewährleisten, wurden beide Testschritte direkt nacheinander für alle gemessenen DUTs durchgeführt, beginnend mit der Referenzmethode. Dies hat den Vorteil der direkten Vergleichbarkeit von Chip zu Chip, aber auch den Nachteil eines Konditionierungseffekts (vergl. Kap 4.3.2) durch den ersten Testschritt. Zudem kann für DUTs, die bereits nach dem ersten Testschritt durch hohe Adhäsionskräfte im Anschlag „kleben“ bleiben, der zweite Testschritt keine sinnvollen Ergebnisse erzielen. Dies muss bei der Datenauswertung zwingend beachtet werden.

In Abbildung 5.22 sind die Ergebnisse des hochdynamischen Anschlags für die Messung des Z-Kerns einer Testcharge mit fünf gleich prozessierten Wafern und 24.000 DUTs im Vergleich mit der Referenzmethode dargestellt. Für V_{pulse1} wurde der gleiche Wert wie für V_{testod} gewählt, um einen direkten Vergleich der beiden Methoden zu ermöglichen.

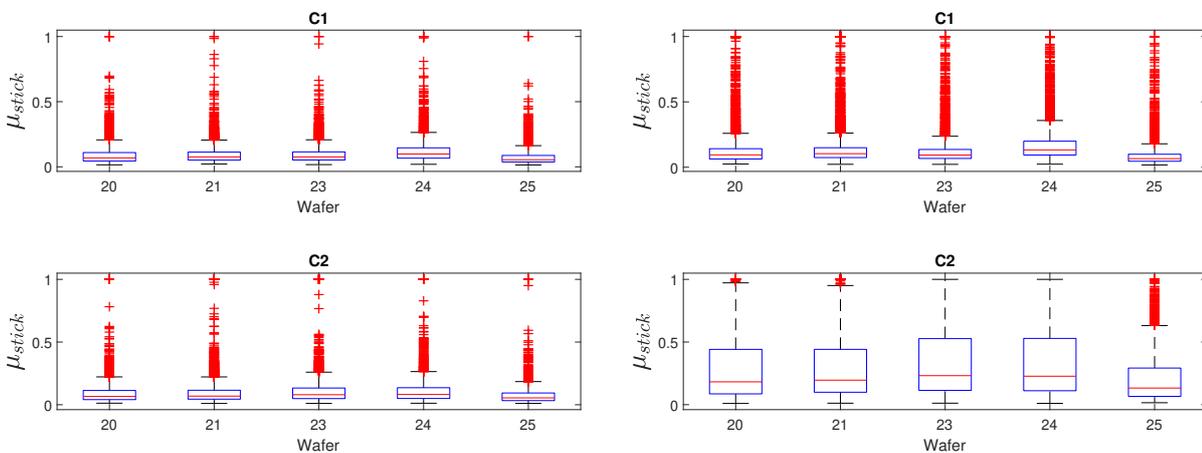


Abbildung 5.22: Boxplot von μ_{stick} für fünf Wafer einer Testcharge. Links: konventionelle Methode. Rechts: hochdynamischer Anschlag.

Die Mittelwerte für μ_{stick} zeigen für den hochdynamischen Anschlag eine Zunahme um einen Faktor von 1.58 für die C1 Seite und einem Faktor von 3.23 für die C2 Seite. Die deutlich erhöhten Werte für μ_{stick} legen nahe, dass das DUT deutlich sensitiver auf Schockevents, als auf eine statische Belastung reagiert.

Es ist zudem gut erkennbar, dass für μ_{stick} mit hochdynamischem Anschlag deutlich höhere

Mittelwerte für die C2 Seite gemessen wurden als für C1, während keine Unterschiede zwischen C1 und C2 für die Referenzmethode festgestellt wurden. Dieses Verhalten ist nachvollziehbar, da auf C2 die schwere Seite der Wippe des Z-Kerns aufsetzt und somit die kinetische Energie des Aufpralls deutlich größer ist als bei C1. Bei der Referenzmethode spielt dieser Unterschied keine Rolle, da die aus der Masse der Wippe und der Gravitation resultierende Kraft um ein vielfaches geringer ist als die angelegte Kraft durch V_{testod} . Die nächste Messung soll die Stärke des Konditionierungseffekts auf den hochdynamischen Anschlag bestimmen. Zu diesem Zweck wurden die DUTs pro Wafer in zwei Gruppen mit jeweils ca. 2.400 DUTs aufgeteilt, welche isotrop über den Wafer verteilt sind, um den Einfluss von Prozessparametern zu minimieren. Für die erste Gruppe wurde die Überlastspannung V_{testod} auf V_{hold} , für die zweite Gruppe auf einen 1000 g entsprechenden Wert eingestellt. Die Ergebnisse für μ_{stick} sind in Tabelle 5.14 dargestellt.

Tabelle 5.14: Ergebnisse Mittelwert μ_{stick} hochdynamischer Anschlag für unterschiedlich starke Vorkonditionierung.

	$V_{testod} = V_{hold}$	$V_{testod} \sim 1000 \text{ g}$
μ_{stick} C1	0.201	0.143
μ_{stick} C2	0.352	0.229

Die Mittelwerte für μ_{stick} sind um einen Faktor von 1.41 für C1 und von 1.53 für C2 größer, wenn $V_{testod} = V_{hold}$ eingestellt wurde. Die Messung bestätigt daher den Konditionierungseffekt, der sich proportional zu der angelegten statischen Kraft verhält.

Mit der nächsten Messung wurde das Adhäsionsverhalten für unterschiedliche Werte von V_{pulse1} untersucht. Ziel ist es, zu identifizieren, ob Werte für V_{pulse1} , die größer sind als V_{coll} zu höheren Mittelwerten von μ_{stick} führen. Zu diesem Zweck wurden die DUTs pro Wafer in drei Varianten mit jeweils ca. 1250 DUTs aufgeteilt, welche isotrop über den Wafer verteilt sind, um den Einfluss von Prozessparametern zu minimieren. Somit ergibt sich eine Gesamtanzahl von ca. 34.000 gemessenen DUTs. Für Variante 1 wurde $V_{pulse1} = V_{coll} - 2.5 \text{ V}$, für Variante 2: $V_{pulse1} = V_{coll}$, und für Variante 3: $V_{pulse1} = V_{coll} + 2.5 \text{ V}$ eingestellt. In Abbildung 5.23 sind die Ergebnisse für die Messung des Z-Kerns einer weiteren Testcharge mit neun Wafern für drei unterschiedliche Werte von V_{pulse1} dargestellt.

Die Mittelwerte für μ_{stick} der Messung sind in Tabelle 5.15 dargestellt.

Tabelle 5.15: Ergebnisse Mittelwerte μ_{stick} für unterschiedliche Werte von V_{pulse1} .

	$V_{pulse1} = V_{coll} - 2.5 \text{ V}$	$V_{pulse1} = V_{coll}$	$V_{pulse1} = V_{coll} + 2.5 \text{ V}$
μ_{stick} C1	0.101	0.102	0.102
μ_{stick} C2	0.0783	0.0801	0.0793

Die Resultate zeigen, dass eine Variation von V_{pulse1} im Bereich von V_{coll} nahezu keinen

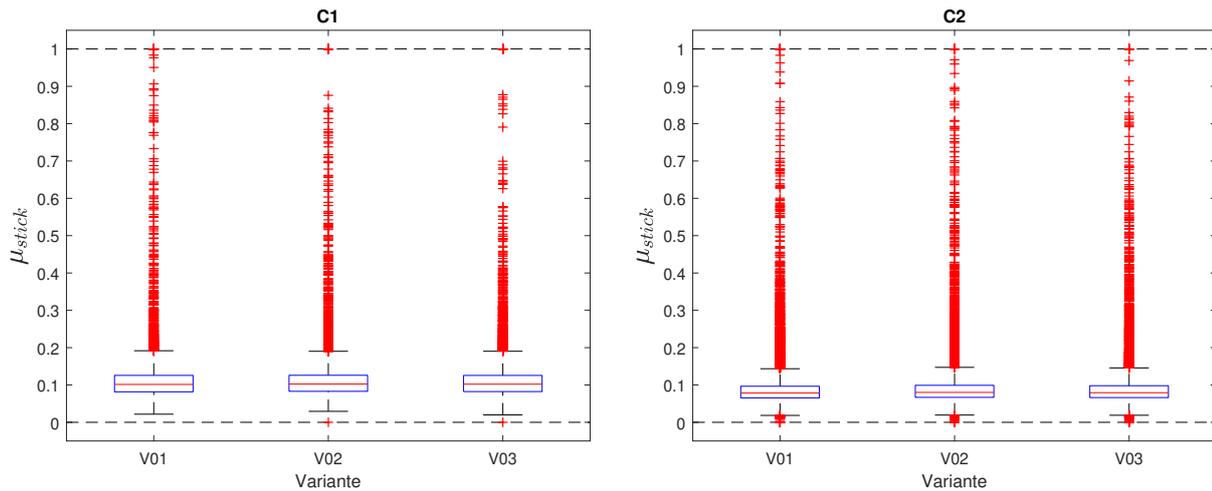


Abbildung 5.23: Boxplot von μ_{stick} für drei unterschiedliche Werte von V_{pulse1} . Links: C1 Seite. Rechts: C2 Seite.

Einfluss auf μ_{stick} hat. Dieses Ergebnis bestätigt die Erkenntnisse aus Tabelle 5.13, da bei hohen Spannungen für ein DUT mit $D > 1$ eine Sättigung von v_{impact} erreicht wird und somit die Variation von V_{pulse1} keinen großen Einfluss mehr haben sollte. Für DUTs mit deutlich geringeren Dämpfungen lässt sich dieses Ergebnis nicht verallgemeinern, denn diese benötigen signifikant niedrigere Werte für V_{pulse1} , um gleiche Werte von v_{impact} zu erreichen.

Die nächsten Messreihen sollen untersuchen, wie stark sich der Unterschied in der Methodik für einen Z-Kern auf die Adhäsion für Prozess- und Designvariationen auswirkt. Hierzu wurde die Testcharge 1 (siehe Kap. 4.1.3) verwendet. In Abbildung 5.24 sind die Ergebnisse von μ_{stick} exemplarisch für Variante 1 dargestellt.

Zur Vereinfachung wurden die Ergebnisse zu μ_{stick} für C1 und C2 für jeden Wafer zusammengefasst. V_{coll} des verwendeten Testdesigns liegt deutlich unterhalb des Werts für V_{testod} , welcher zur Abbildung eines reales Schockevents nötig wäre. Daher wurde für die Messungen $V_{testod} = V_{coll} - 0.5 \text{ V}$ und $V_{pulse1} = 1.5 \cdot V_{testod}$ konfiguriert. Der Unterschied in der Prozessierung ist für beide Testverfahren sehr gut zu erkennen. Die drei Wafergruppen unterscheiden sich wie erwartet sehr deutlich in ihren Mittelwerten. Zudem zeigt sich, dass durch den hochdynamischen Anschlag vor allem für Gruppe 1 und Gruppe 3 deutlich höhere Werte für μ_{stick} gemessen werden. Die Mittelwerte für μ_{stick} für die drei Wafergruppen und alle Varianten sind in Tabelle 5.16 dargestellt.

Das Ergebnis zeigt, dass μ_{stick} mit größerer Rückstellkraft wie erwartet für alle Wafergruppen und unabhängig von der Testmethode deutlich kleiner wird. Der Unterschied von μ_{stick} zwischen den beiden Testmethoden wird mit erhöhter Adhäsionsneigung deutlich größer. Für Variante 3 und Gruppe 2 ist kaum ein Unterschied zu erkennen, während für Variante 1 und Gruppe 1 ein Unterschied von $\Delta\mu_{stick} > 0.5$ bestimmt wurde. Bei Variante 3 liegt μ_{stick} für den hochdynamischen Anschlag immer noch deutlich über 0.25, während bei der konventionellen Methode μ_{stick} deutlich darunter bestimmt wurde. Bei einem Funktionstest würde die Gruppe 1 durch den hochdynamischen Test, im Gegensatz zur konventionellen Methode, korrekt als

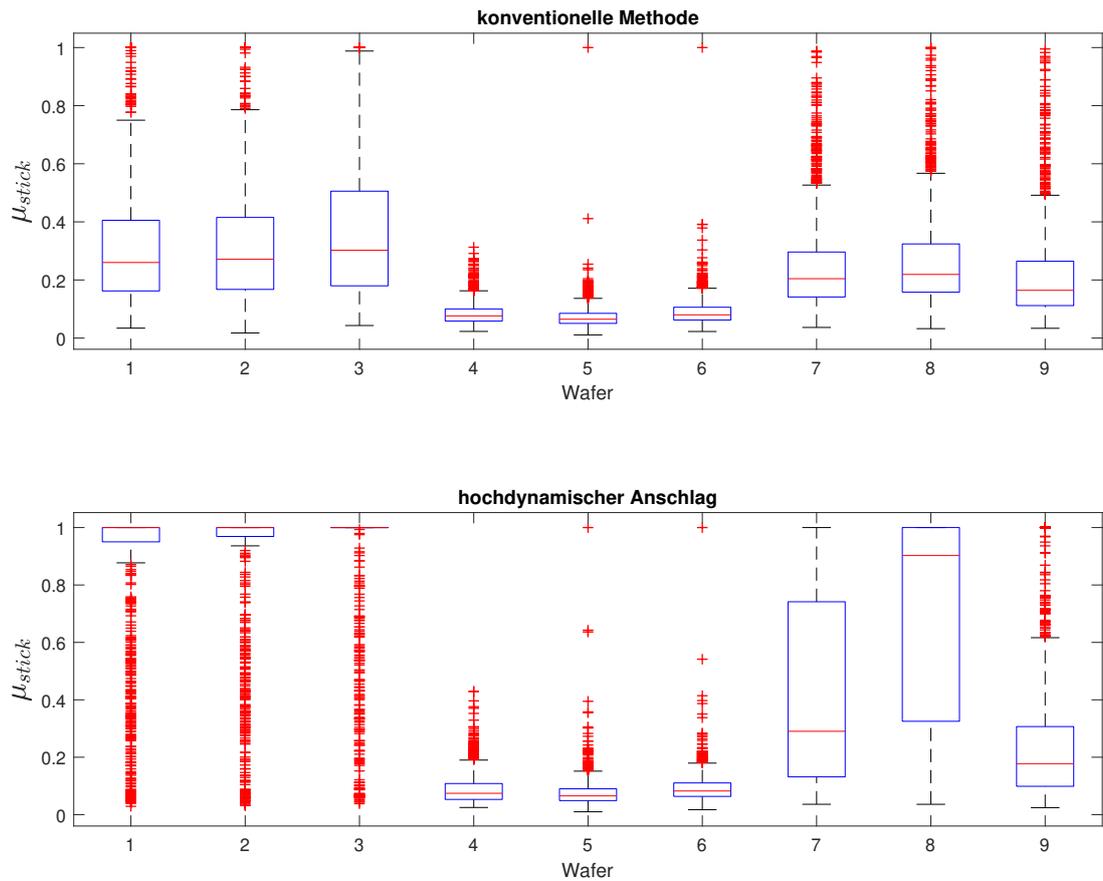


Abbildung 5.24: Boxplot von μ_{stick} der Variante 1 für neun unterschiedliche Wafer. Oben: konventionelle Methode. Unten: *hochdynamischer Anschlag*.

größtenteils fehlerhaft klassifiziert. In Abbildung 5.25 ist eine Korrelation der Mittelwerte von μ_{stick} dargestellt.

Das Verhalten von μ_{stick} für den hochdynamischen Anschlag im Vergleich zur konventionellen Methode, kann in erster Näherung als quadratisch angenommen werden. Dies bedeutet, dass für unauffällige DUTs kein signifikanter Unterschied für μ_{stick} zu erwarten ist, während für spät loslassende oder voll klebende DUTs der Unterschied von μ_{stick} quadratisch ansteigt. Dieses Ergebnis lässt sich vor allem mit dem höheren Wert von V_{pulse1} im Vergleich zu V_{testod} erklären und bestätigt, dass die Methode *hochdynamischer Anschlag* gut geeignet ist, um das Adhäsionsverhalten von DUTs mit Stimuli jenseits von V_{coll} zu testen.

Die Testzeit des hochdynamischen Anschlags hängt sehr stark von μ_{stick} und dem Rampengradienten k_{neg} ab. Deshalb wurden zwei Vergleichsmessungen für unterschiedliche Werte von μ_{stick} und k_{neg} für beide Methoden durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 5.17 dargestellt.

Die Testzeit des hochdynamischen Anschlags liegt für alle Szenarien unterhalb der Testzeit der konventionellen Methode. In der Anwendung als Funktionstest lässt sich 20 – 25 % Testzeit einsparen, da davon auszugehen ist, dass nur ein sehr geringer Teil der DUTs mit erhöhter

Tabelle 5.16: Ergebnisse Mittelwerte μ_{stick} für unterschiedliche Prozessierungen und Varianten.

Variante 1	Gruppe 1	Gruppe 2	Gruppe 3
μ_{stick} konv.	0.343	0.082	0.243
μ_{stick} hochdyn.	0.855	0.085	0.457
Variante 2			
μ_{stick} konv.	0.155	0.035	0.089
μ_{stick} hochdyn.	0.528	0.036	0.136
Variante 3			
μ_{stick} konv.	0.093	0.022	0.047
μ_{stick} hochdyn.	0.389	0.023	0.066

Tabelle 5.17: Vergleich der Testzeit des hochdynamische Anschlags mit der konventionellen Methode.

$\mu_{stick} = 1$	$k_{neg} = 0.5$	$k_{neg} = 1.5$
Faktor Testzeit	1.1	1.2
$\mu_{stick} = 0.03$	$k_{neg} = 0.5$	$k_{neg} = 1.5$
Faktor Testzeit	1.3	1.6

Adhäsion gemessen werden. Alternativ kann der hochdynamische Anschlag auch wie bei den vorgestellten Charakterisierungsmessungen direkt im Anschluss durchgeführt werden. Die Bestimmung von V_{pullin} und V_{hold} wird dann von der konventionellen Methode übernommen und es ist mit einer Erhöhung der Testzeit von ca. 30 % zu rechnen.

Die Ergebnisse zeigen, dass der hochdynamische Anschlag eine gute Alternative zu der konventionellen Methode darstellt, falls höhere Stimuli, als V_{coll} es zulassen würde, erforderlich sind. Für höher gedämpfte DUTs sind hohe Werte V_{pulse1} jedoch oft unnötig, da v_{impact} sich nur noch unwesentlich erhöht. Für Wafer mit erhöhter Adhäsionsneigung sind überproportional höhere Werte für μ_{stick} zu erwarten, während nicht betroffene Wafer sich gleich verhalten. Daher eignet sich die Methode für Charakterisierungsaufgaben, die eine sensitivere Adhäsionsbewertung erfordern als die konventionelle Methode. Zudem kann aus den Ergebnissen in Abbildung 5.22 abgeleitet werden, dass der hochdynamische Anschlag einen realen Schockevent besser abbildet, da bei diesem ebenfalls eine deutlich höhere Adhäsions-

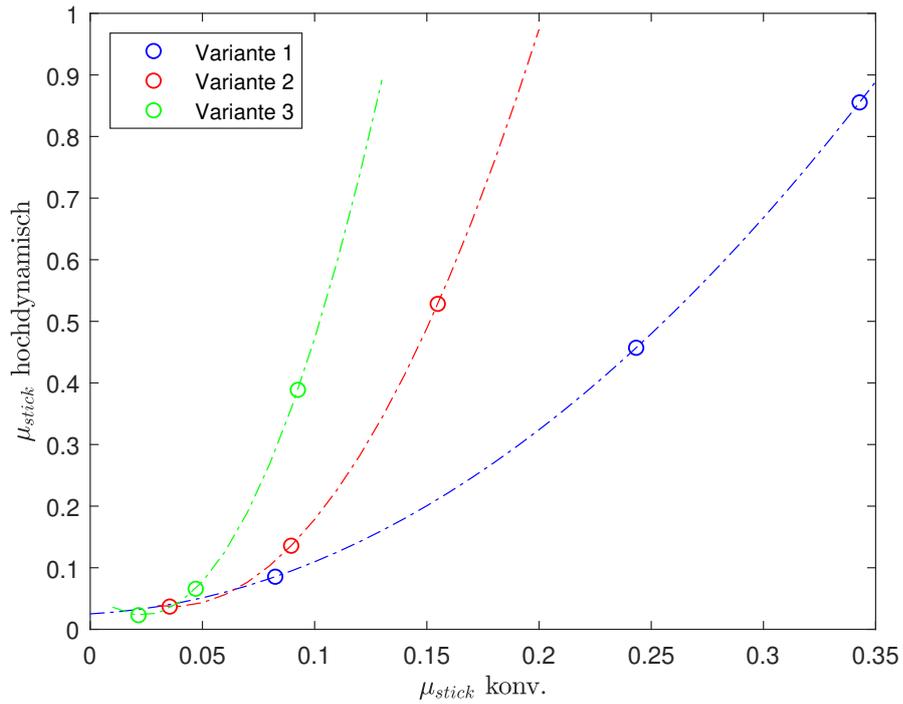


Abbildung 5.25: Korrelation der Mittelwerte von μ_{stick} mit quadratischem Fit für jede Variante mit jeweils einem Datenpunkt pro Gruppe.

onsneigung für die schwere Seite der Z-Wippe zu erwarten ist. Die mögliche Testzeitreduktion und die höhere Sensitivität bei Z-Kernen macht den hochdynamischen Anschlag auch für Sensortypen interessant, die nicht auf erhöhte Stimuli angewiesen sind.

6 Verbesserungen der Charakterisierungstests

In diesem Kapitel werden drei neue Methoden beschrieben, die mit dem Ziel entwickelt wurden, die Charakterisierungsmöglichkeiten auf Vormessebene zu erweitern und somit die Modellverifikation während der Entwicklung zu verbessern. Die Verbesserung der Präzision der zu bestimmenden Parameter sowie die Extraktion neuer Größen stehen hierbei im Fokus, während die dazu benötigte Testzeit nur eine untergeordnete Rolle spielt. Die Methoden werden wie in Kapitel 5 zunächst konzeptionell beschrieben und Konfigurationsmöglichkeiten sowie Einflussgrößen vorgestellt. Anschließend werden sie, soweit möglich, anhand von folgenden Parametern mit dem Stand der Technik verglichen:

- Präzision anhand der Standardabweichung bei Wiederholungsmessungen,
- zusätzliche Information, höhere Informationsdichte,
- Robustheit gegenüber Prozessvariationen, Kontaktierung und Testhardware und
- Testzeit.

6.1 Modendetektion durch Überlastkapazitätsmessung

In Kapitel 4.3.3 wurde die Untersuchung zum Einfluss der Trägerfrequenz- und Amplitude auf das Klebeverhalten von Lateralkernen vorgestellt. Als Ursache für die Kopplung wurde die Anregung verschiedener Fingerresonanzen festgestellt. Die dafür benötigte Modenanalyse wurde mit Hilfe eines Laservibrometers durchgeführt, welches zwar hochpräzise Messungen ermöglicht, jedoch den Nachteil mit sich bringt, dass die zu vermessenden Chips entkappt und gebondet werden müssen. Dies macht die Messmethode langwierig und sehr teuer und verhindert so die Messung größerer Stückzahlen. Eine Möglichkeit zur Modendetektion auf Vormessebene ist daher äußerst wünschenswert. Die Methode der Resonanzfrequenzmessung ist hierfür nicht zielführend, da für diese Messpunkte in der Nähe der Resonanzfrequenz manuell definiert werden müssen. Ein weiterer Frequenzbereich mit noch unbekanntem Moden kann daher nicht abgedeckt werden. Zudem wären Moden mit kleinerer Amplitude auf Grund des Messrauschens auf diese Weise nicht detektierbar und die Bandbreite stark eingeschränkt, da diese deutlich kleiner als die Abtastfrequenz des FPGAs sein muss.

Die Messung der Überlastkapazität C_{od} bei einer hohen Überlastspannung $V_{test_{od}}$ in Kombination mit einer Variation der Trägerfrequenz ermöglicht dagegen eine Detektion einzelner Moden der MEMS-Struktur in Detektionsrichtung. Die resultierende Funktion von C_{od} kann anschließend genutzt werden um einzelne Moden des MEMS-Kerns zu bestimmen.

6.1.1 Methode

Die Wirkungsweise der Messmethode kann anhand eines vereinfachten Modells eines schwingenden Biegebalkens erklärt werden. Der schwingende Biegebalken eines Elektrodenfingers innerhalb einer kapazitiven MEMS-Struktur kann im Allgemeinen als ein RLC Schwingkreis mit einem parallel geschalteten Kondensator, der die statische Kapazität C_0 zwischen fester und beweglicher Elektrode repräsentiert, modelliert werden [81]. Ein entsprechendes Ersatzschaltbild ist in Abbildung 6.1 dargestellt.

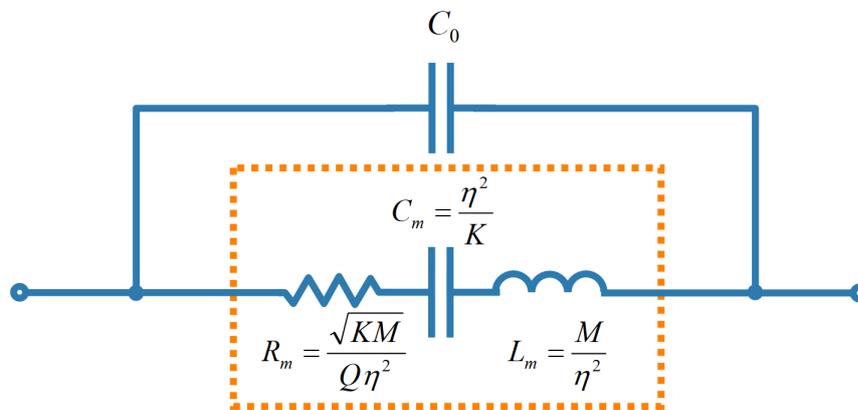


Abbildung 6.1: Ersatzschaltbild eines mechanischen kapazitiven Resonators.

Die Komponenten L_m , C_m und R_m des Schwingkreises entsprechen den mechanischen Parametern der Masse m , der Federsteifigkeit k und dem Dämpfungskoeffizienten λ der schwingenden Struktur. Da die Schwingung des Biegebalkens durch eine externe elektrostatische Kraft verursacht wird, welche sich aus der Kombination der Trägerspannung V_{hf} und einer deutlich höheren Überlastspannung $V_{test_{od}}$ zusammensetzt (vergl. Gleichung 3.1), kann die Gleichung der elektrostatischen Kraft (3.4) zu

$$F_{el} = V_{hf} \cdot V_{test_{od}} \cdot \epsilon_0 \frac{A}{d^2} = \eta \cdot V_{hf} \quad (6.1)$$

vereinfacht werden, wobei η den mechanischen Übertragungsfaktor bezeichnet [82]. Mit dieser Definition können nun die Komponenten des Schwingkreises beschrieben werden:

$$L_m = \frac{m}{\eta^2} \quad (6.2)$$

$$C_m = \frac{\eta^2}{k} \quad (6.3)$$

$$R_m = \frac{\gamma}{\eta^2} \quad (6.4)$$

Die Admittanz Y des Modells ist dann durch

$$Y = j\omega C_0 + \frac{1}{j\omega L_m + 1/j\omega C_m + R_m} \quad (6.5)$$

gegeben und die Ausgangsspannung V_{out} und damit auch die gemessene Kapazität C können daraus mit

$$C \sim V_{out_{rms}} \sim \frac{1}{|Y|} \quad (6.6)$$

abgeleitet werden. In Abbildung 6.2 ist die modellierte Kapazität und der Phasenwinkel für Variationen von $V_{test_{od}}$ und γ dargestellt.

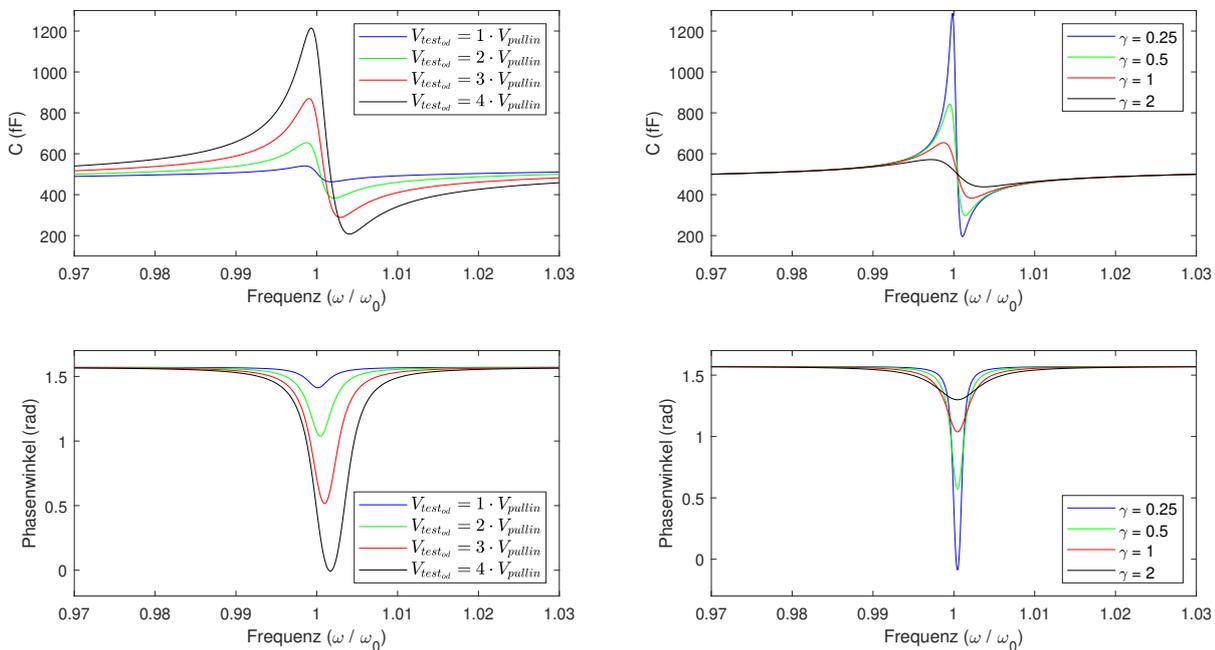


Abbildung 6.2: Plot der modellierten Kapazität und des Phasenwinkels für unterschiedliche Werte von $V_{test_{od}}$ und γ mit $C_0 = 500$ fF und arbiträren Werten für m und k .

Die modellierte Kapazität C zeigt eine Sprungfunktion im Bereich der Resonanz, mit einem negativen Gradienten und einem Absolutwert von C_0 bei exakt ω_0 . Für erhöhte Werte von $V_{test_{od}}$ und kleinere Werte für γ steigt die Sprungfunktion stark an. Daher kann für hochgedämpfte Typen die Überlastspannung nach oben angepasst werden, was jedoch einen Präzisionsverlust zur Folge hat, da für höhere Werte von $V_{test_{od}}$ die Sprungfunktion leicht in Richtung höherer Frequenzen geschoben wird. In Abbildung 6.3 ist exemplarisch das Ergebnis einer Messung der C1-Seite im Vergleich zu dem Ergebnis für die beweglichen Elektrodenfinger der Vibrometermessung für den Lateralkern in Y-Richtung des DUT-Typs 1 dargestellt.

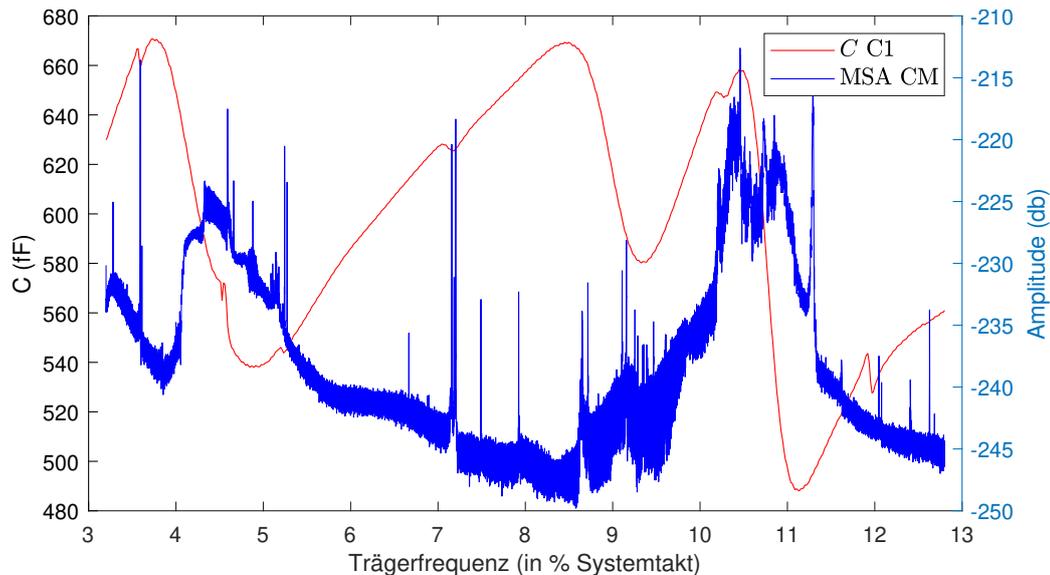


Abbildung 6.3: Plot der gemessenen Überlastkapazität C im Vergleich zu den Ergebnissen einer Laservibrometermessung der beweglichen Elektrodenfinger für den Lateralkern in Y-Richtung des DUT-Typs 1.

Zunächst können drei große Sprungfunktionen mit negativem Gradienten bei jeweils 4–5 %, 8.5–9 % und 10.6–11.2 % von f_0 identifiziert werden. Diese passen zu den Resonanzbereichen der unterschiedlich langen Fingerelektroden (vergl. Kap. 4.3.3). Zudem sind einige deutlich kleinere Sprungfunktionen bei 3.7 %, 4.4 %, 5.3 %, 7.3 % und 10.4 % von f_0 erkennbar. Diese können ebenfalls sehr gut einzelnen Moden aus der Vibrometermessung zugeordnet werden. Leichte Verschiebungen wie bei den Moden bei 7.3 % und 10.4 % von f_0 können auf den unterschiedlichen Kantenverlust der DUTs zurückgeführt werden, da für die beiden Messungen nicht das selbe DUT genutzt wurde. Die Sprungfunktion bei 12 % von f_0 kann einer starken Mode der festen langen Finger zugeordnet werden (vergl. Typ 1 in Abb. 4.16). Einzelne Moden, sowie Resonanzbereiche können daher direkt aus der Messung abgelesen werden. Eine exakte Zuordnung der Moden ist jedoch nur durch eine Vergleichsmessung mit einem optischen System wie Laservibrometer und Stroboskop, oder durch den Abgleich mit Simulationsdaten möglich.

6.1.2 Konfigurationsmöglichkeiten und Einflussgrößen

Der Testschritt Modendetektion durch Überlastkapazitätsmessung kann über folgende Parameter konfiguriert werden:

- die Spannung des Trägers V_{hf} ,
- die Überlastspannung $V_{test,od}$ und
- die Anzahl der Messpunkte n , sowie Start- und Stoppfrequenz

Die Trägerspannung V_{hf} hat keinen direkten Einfluss auf die Admittanz Y , sollte jedoch mit Bedacht gewählt werden, da sie die Amplitude der Schwingung bestimmt (siehe Gleichung

6.1). Zu geringe Werte führen deshalb zu größeren Messfehlern, während zu hohe Werte einen Kollaps der Elektrodenfinger verursachen können. In Abbildung 6.4 sind die Ergebnisse für drei verschiedene Werte von V_{hf} für einen Lateralkern mit $D < 0.5$ und $V_{testod} = 4.5 \cdot V_{pullin}$ dargestellt.

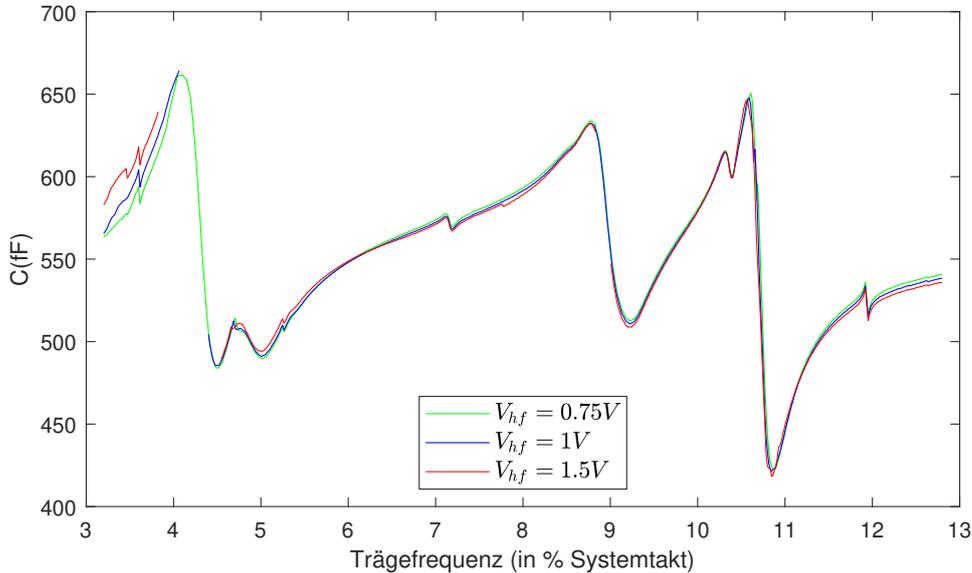


Abbildung 6.4: Plot der gemessenen Überlastkapazität C für einen Lateralkern bei einer Variation von V_{hf} und $V_{testod} = 4.5 \cdot V_{pullin}$.

Die Ergebnisse dieser Messung sind nahezu identisch. Für $V_{hf} = 1.5$ V werden zwei zusätzliche Moden bei 3.4 % und 7.9 % von f_0 detektiert, die ebenfalls in den Ergebnissen der Laservibrometermessung auftauchen (vergl. Typ 1 in Abb. 4.16). Für den Bereich von 3.9 % bis 4.6 % von f_0 wird dagegen kein Wert angezeigt, da hier die hohe Amplitude von V_{hf} zu einem Kollaps der Finger und somit zu einem Kurzschluss geführt hat. Die Messung stellt daher ein gutes Beispiel für die Vor- und Nachteile einer starken Anregung durch V_{hf} dar.

Die Überlastspannung V_{testod} hat wie im Modell gezeigt (vergl. Abb. 6.2) eine starke Auswirkung auf die Höhe der Sprungfunktion und bewirkt eine zunehmende Verschiebung der Sprungfunktion in Richtung höherer Frequenzen. In Abbildung 6.5 sind die Ergebnisse für eine Variation von V_{testod} für einen Lateralkern des gleichen DUT-Typs mit höherer Dämpfung ($D > 1$) dargestellt. Es ist deutlich zu erkennen, dass analog zum Modell eine Erhöhung von V_{testod} einen starken Anstieg der Amplitude der Sprungfunktion hat. Die aus dem Modell vorhergesagte Phasenverschiebung zu höheren Frequenzen ist dagegen nicht zu erkennen, sondern stattdessen eine Verschiebung der Sprungfunktion zu niedrigeren Frequenzen von bis zu 3 % des Absolutwerts. Als Grund hierfür kann der Effekt des „spring-softenings“ angeführt werden. Die hohen elektrostatischen Kräfte, die auf die Elektrodenfinger wirken, verursachen eine Verschiebung der nativen Resonanzfrequenz ω_0 . Dies kann durch

$$\omega' \approx \omega_0 \sqrt{1 - \frac{\epsilon_0 \cdot A}{d^3} \left(\frac{V_{testod}}{V_{pullin}} \right)^2} \quad (6.7)$$

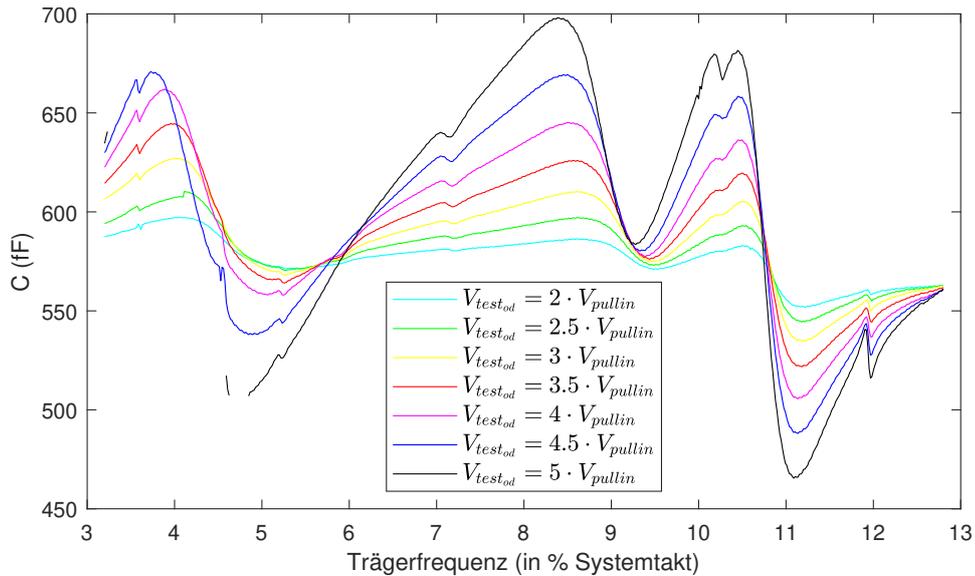


Abbildung 6.5: Plot der gemessenen Überlastkapazität C für einen Lateralkern bei einer Variation von $V_{test_{od}}$ und $V_{hf} = 1.5 \text{ V}$.

beschrieben werden [83]. Für $V_{test_{od}} > V_{pullin}$ ist daher mit einer Verschiebung in Richtung niedrigerer Frequenzen zu rechnen, welche annähernd quadratisch mit $V_{test_{od}}$ zunimmt. Für die Sprungfunktionen bei 4 – 5% und 8.5 – 9% von f_0 kann dies gut beobachtet werden. Für die Sprungfunktion bei 10.6 – 11.2% von f_0 erscheint der Effekt etwas schwächer. Für $V_{test_{od}} = 5 \cdot V_{pullin}$ wurde für Frequenzen unterhalb von 5% keine Werte gemessen, da die hohe Überlastspannung hier abermals zu einem Kollaps der Elektrodenfinger führte.

Die Anzahl der Messpunkte n , sowie Start- und Stopffrequenz haben keinerlei direkten Einfluss auf die Messergebnisse, sondern definieren lediglich den Messbereich und die Messzeit, wobei diese linear mit n zunimmt.

6.1.3 Ergebnisse

Die Messergebnisse der Modendetektion durch Überlastkapazitätsmessung werden anhand der Resultate für Lateral- und Z-Kerne verschiedener DUT-Typen präsentiert, wobei unterschiedliche Anwendungsfälle vorgestellt werden. Die Ergebnisse können nur teilweise mit konventionellen Methoden verglichen werden, da diese entweder nicht die Möglichkeiten bieten in dem verwendeten Messbereich Ergebnisse zu erzielen (konventionelle Resonanzfrequenzmessung, vergl. Kap. 3.2.5) oder undurchführbar sind (Laservibrometermessungen bei von oben verdeckten Strukturen). Die Messwiederholbarkeit entspricht direkt der Messwiederholbarkeit der konventionellen Ruhekapazitätsmessung (vergl. Kap. 3.2.3), da das gesamte Verfahren auf der gleichen Messtechnik basiert und wird deshalb nicht gesondert diskutiert.

Lateralkern

Zunächst wird die direkte Korrelation mit den Laservibrometermessungen diskutiert. Hierzu werden zusätzlich zu dem in Abbildung 6.3 gezeigten Ergebnis, die Messungen für zwei weitere Lateralkerne mit den entsprechenden Laservibrometermessungen verglichen. Die Ergebnisse sind in Abbildung 6.6 dargestellt.

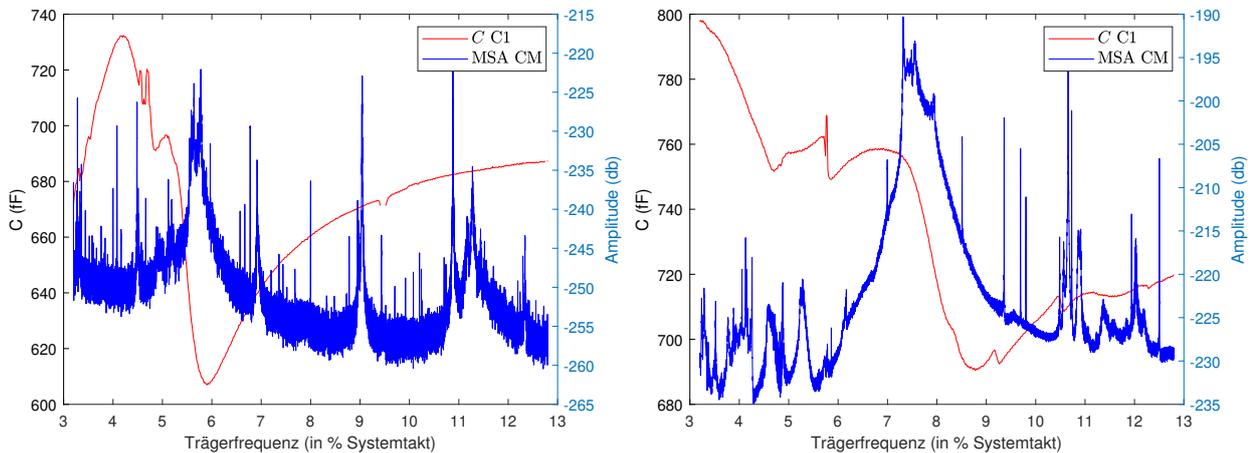


Abbildung 6.6: Plots der Messungen für zwei unterschiedliche Lateralkerne im Vergleich zu den Ergebnissen einer Laservibrometermessung der beweglichen Elektrodenfinger des jeweils gleichen Kerns und DUT-Typs. Links: Lateralkern in X-Richtung des Typs 1, rechts: Lateralkern in X-Richtung des Typs 2.

Für alle Vergleichsmessungen der drei DUT-Typen können die jeweils größten Sprungfunktionen mit dem jeweiligen Resonanzbereich der Finger aus der Laservibrometermessung korreliert werden. Es zeigt sich jedoch, dass nicht unterschieden werden kann, ob der Resonanzbereich den jeweils festen oder beweglichen Fingern zugeordnet werden muss. Diese Zuordnung lässt sich jedoch anhand der Simulationsergebnisse aus dem jeweiligen Design durchführen (vergl. Kap. 4.3.3). Die Detektion einzelner Moden funktioniert für den Lateralkern in Y-Richtung des Typs 1 deutlich besser, da hier viel höhere Überlastspannungen möglich sind als für beide Lateralkerne in X-Richtung. Es kann dabei nicht jede Mode in den Laservibrometermessungen einer Sprungfunktion zugeordnet werden, jedoch jede Sprungfunktion einer Mode. Der Grund hierfür ist das Messprinzip des Laservibrometers, das ausnahmslos Veränderungen in Z-Richtung detektiert. Zwar bilden sich auch durch die leichte Verkipfung des Bauteils, sowie durch innere Asymmetrien alle Transversalbewegungen ab, aber Schwingungen in Z-Richtung sind ebenfalls im Spektrum des Messergebnisses enthalten und können nicht herausgefiltert werden. Diese Schwingungen führen jedoch zu keiner signifikanten Abstandsveränderung zwischen den Fingern und tauchen deshalb nicht im Spektrum der Überlastkapazität auf.

Um die Präzision der Messmethode selbst bewerten zu können, wurde zusätzlich an einem sehr niedrig gedämpften DUT ($D < 0.05$) ein Lateralkern gemessen. Hierfür müssen die Stimuli

mit $V_{hf} = 0.1 \text{ V}$ und $V_{test_{od}} = V_{pullin}$ entsprechend klein gewählt werden, um ein Anschlagen der Finger im Resonanzfall zu verhindern. In Abbildung 6.7 sind die Ergebnisse für die C1 und C2 Elektrode dargestellt.

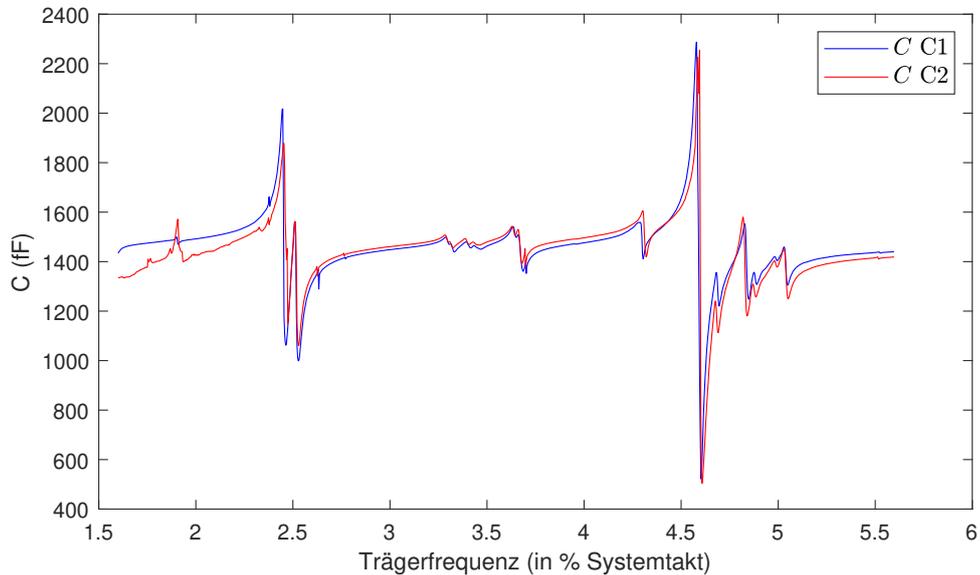


Abbildung 6.7: Plot der gemessenen Überlastkapazität C an C1 und C2 für einen Lateralkern eines sehr niedrig gedämpften DUT ($D < 0.05$).

Aus den Simulationsergebnissen lassen sich die Sprungfunktionen bei 2.4% und 2.5% von f_0 den Resonanzbereichen der jeweils langen festen Elektrodenfinger und den CM Elektrodenfingern zuordnen. Die Sprungfunktion bei 4.6% von f_0 korreliert mit dem Resonanzbereich der kurzen festen Elektrodenfinger. Auffallend ist hier, dass auf Grund der niedrigen Dämpfung die Resonanzbereiche viel schmäler sind, als bei den anderen gemessenen Typen. Es ist sogar eine leichte Verschiebung zwischen C1 und C2 zu erkennen, die auf den lokalen Kantenverlust des MEMS-Kerns zurückgeführt werden kann. Die Sprungfunktion bei 4.6% von f_0 wurde mit einer Schrittweite von 10 Hz zehnmals gemessen. Dabei wurde der Sprung jedes mal zwischen den gleichen Frequenzmesspunkten detektiert. Eine sichere minimale Auflösung der Messmethode bei der verwendeten Hardware kann daher bei 10 Hz angegeben werden.

Z-Kern

Als nächstes werden die Ergebnisse der Modendetektion des Z-Kerns untersucht. Da hier die aufliegende Z-Wippe zur Schwingung angeregt wird, sollten die gemessenen Sprungfunktionen deutlich steilere Gradienten besitzen als die des Resonanzbereichs von einem Ensemble aus Elektrodenfingern eines überdämpften DUT-Typs (vergl. Abb. 6.3). Ein Vergleich mit Laservibrometermessungen ist hier nicht möglich, da bei den Z-Kernen des verwendeten Designs die Elektroden oberhalb der Wippe eine Messung mit dem Vibrometer unmöglich machen. Daher können die Ergebnisse nur mit Simulationsergebnissen korreliert werden. In Abbildung 6.8

sind die Ergebnisse für die jeweiligen Z-Kerne von DUT-Typ 1 und 2 dargestellt.

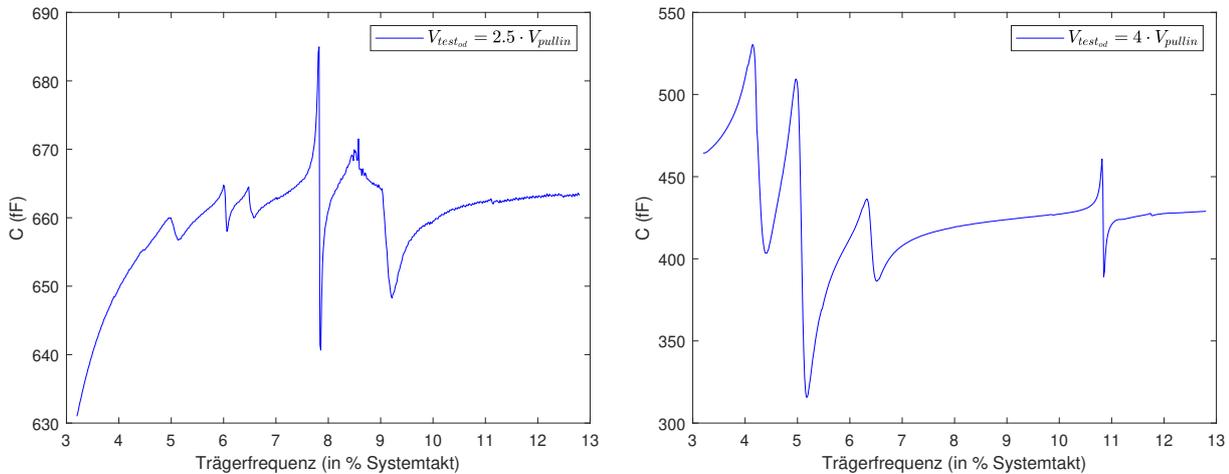


Abbildung 6.8: Plots der gemessenen Überlastkapazität für die jeweiligen Z-Kerne des Typs 1 und 2. Links: Z-Kern des Typs 1, rechts: Z-Kern des Typs 2.

Beide Messungen zeigen mehrere Sprungfunktionen innerhalb des gemessenen Spektrums. Diese sind als Moden der Wippe selbst zu interpretieren. Simulationsergebnisse liegen jedoch nur für die jeweils frei bewegliche Z-Wippe vor. Ein Vergleich ist unmöglich, da sich komplett andere Moden ausbilden, sobald die Z-Wippe einen der Anschläge berührt. Messungen der frei beweglichen Z-Wippe mit $V_{test,od} < V_{pullin}$ liefern auf Grund der zu hohen Dämpfung und zu niedrigen Überlastspannung unbrauchbare Ergebnisse. Deshalb wurde zusätzlich der Z-Kern eines DUT-Typs mit niedriger Dämpfung ($D < 0.2$) und großer Ruhekapazität ($C_{10}/C_{20} > 1.5$ pF) untersucht, um die Moden der Z-Wippe mit geringer Vorauslenkung (nur durch V_{hf}) messen zu können. Zudem wurden für diesen DUT-Typ im Rahmen der Produktentwicklung Laservibrometermessungen des Z-Kerns an acht speziell präparierten DUTs durchgeführt. Bei diesen konnten die oberen Elektroden so entfernt werden, dass die Z-Wippe für die Messung optisch zugänglich wurde und gleichzeitig unbeschadet blieb. Die Ergebnisse der Modenmessung mit $V_{test,od} = 0$ V im Vergleich zu den Mittelwerten aus der Laservibrometermessung sind in Abbildung 6.9 dargestellt. Die gemessenen Sprungfunktionen sind im Vergleich der statischen Überlastkapazität C_0 sehr klein, aber trotzdem gut messbar. Die jeweilige Frequenz der Moden kann aus den entsprechenden Minima der Funktion $dC/d\omega$ deutlich genauer bestimmt werden, welche deshalb ebenfalls abgebildet wurde. Da für beide Messmethoden nicht die selben DUTs genutzt wurden, kann die Abweichung der Moden (maximal 5 % bei M2) durch den unterschiedliche Kantenverlust erklärt werden. Die Sprungfunktion bei ca. 1.1 % von f_0 konnte jedoch keiner Mode aus den Laservibrometermessungen zugeordnet werden. Es wird angenommen, dass hier anstatt bei der Z-Wippe, eine Mode der oberen Elektrodenflächen angeregt wurde.

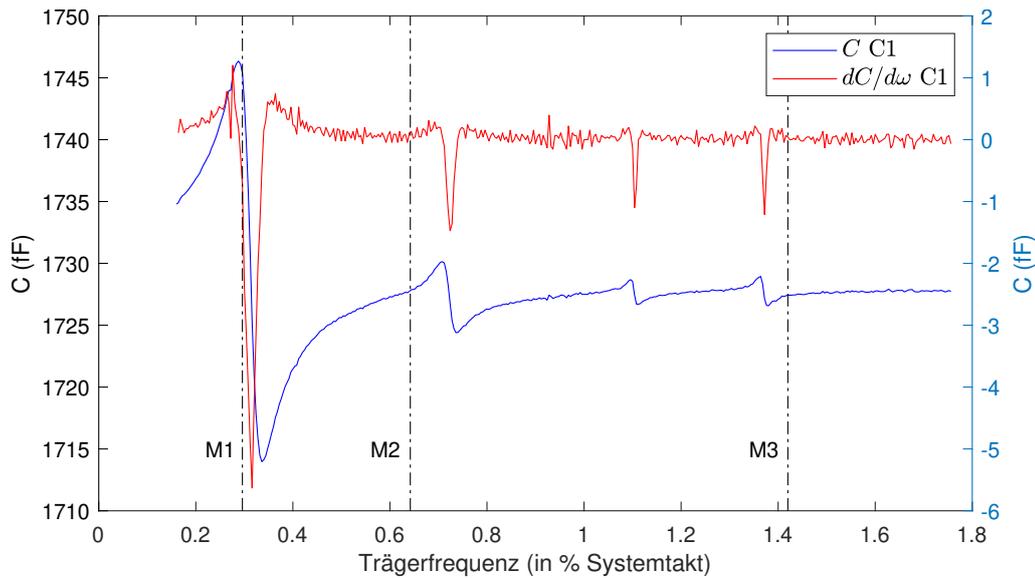


Abbildung 6.9: Plot der gemessenen Kapazität C und der Ableitung $dC/d\omega$ an C1 für den Z-Kern eines sehr niedrig gedämpften DUT-Typs ($D < 0.2$). Die Mittelwerte der aus der Laservibrometermessung bestimmten Moden für acht DUTs in Z-Richtung sind mit M1, M2, M3 bezeichnet.

Resonanzfrequenz der seismischen Masse

Für DUT-Typen mit ausreichend großen Ruhekapazitäten und niedrigen Dämpfungen kann also die Methode der Modendetektion auch ohne Überlast erfolgreich angewendet werden. Dies wirft die Frage auf, ob mit dieser Methode ebenfalls die Resonanzfrequenz der seismischen Massen bestimmt werden kann und inwiefern diese Ergebnisse mit der konventionellen Methode der Resonanzfrequenzmessung vergleichbar sind. Hierzu wurde der gleiche DUT-Typ wie für die Messungen in Abbildung 6.9 genutzt. Die Ergebnisse für einen Lateralkern und Z-Kern mit jeweils $V_{test,od} = 1\text{ V}$ und $V_{hf} = 0.4\text{ V}$ sind in Abbildung 6.10 dargestellt. Für beide Kerne zeigt sich, dass die Abweichung zwischen den beiden Messmethoden relativ gering ausfällt. Für den Lateralkern liegt diese bei 1.21 % des Absolutwerts, für den Z-Kern bei 0.24 % des Absolutwerts. Die höhere Abweichung im Lateralkern kann durch die Verschiebung der gemessenen Resonanzfrequenz, wie in Kapitel 6.1.1 beschrieben, erklärt werden. Die Konfiguration der Stimuli ist zwar für beide Kerne gleich, aber der mechanische Übertragungsfaktor η ist für den Lateralkern auf Grund seiner mechanischen Dimensionierung um einen Faktor von ca. 1.7 höher. Das entsprechende Modell sagt hierfür eine Verschiebung der gemessenen Resonanzfrequenz von 0.67 % im Vergleich zu dem Z-Kern voraus. Die Tendenz einer höheren Abweichung von der konventionellen Methode der Resonanzfrequenzermittlung für höhere mechanische Übertragungsfaktoren passt daher sehr gut zu dem theoretischen Modell. Die Ergebnisse bestätigen somit, dass für niedrig gedämpfte MEMS-Kerne die vorgestellte Methode der Modendetektion in der Lage ist, die Resonanzfrequenz der seismischen Masse mit akzeptabler Genauigkeit zu detektieren. Praktikabel ist die Methode jedoch nur bedingt, da deutlich mehr Messpunkte mit gleicher Messzeit nötig sind, als bei der konventionellen Resonanzfrequenzermittlung. Eine sinnvolle Anwendung findet diese Methode daher nur

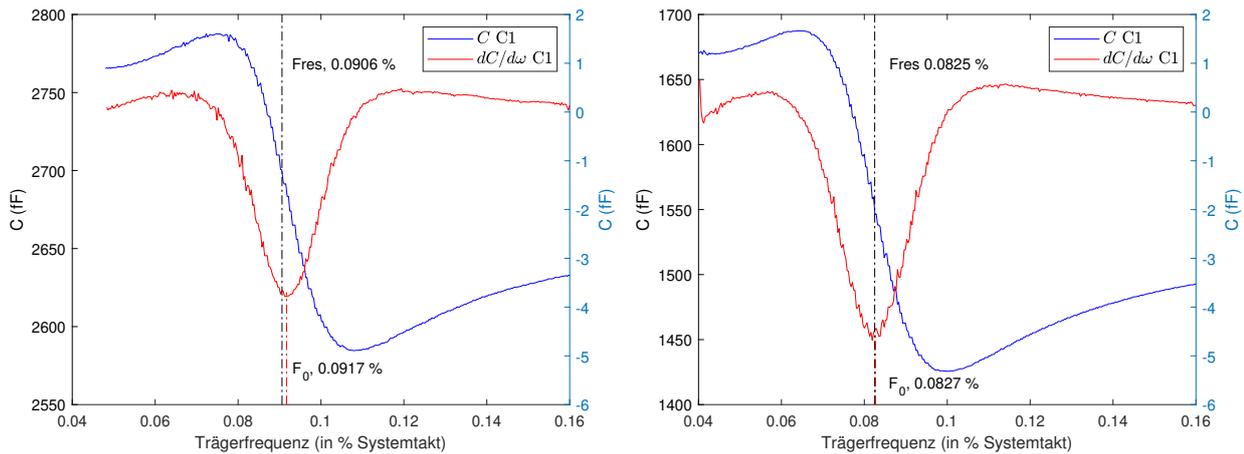


Abbildung 6.10: Plot der gemessenen Kapazität C und der Ableitung $dC/d\omega$ an C1 im Vergleich zu der konventionell ermittelten Resonanzfrequenz eines sehr niedrig gedämpften DUT-Typs ($D < 0.2$). Links: Lateralkern, rechts: Z-Kern.

bei Produkten, für die die konventionelle Methode nicht anwendbar und die Dämpfung des MEMS-Kerns niedrig genug ist ($D < 0.5$).

Eine der Limitierungen der konventionellen Methode ist die maximal messbare Resonanzfrequenz. Diese hängt von dem verwendeten Systemtakt f_0 ab und kann als maximal $0.25 \cdot f_0$ angenommen werden, da eine Phasenbestimmung mit weniger als vier Messpunkten pro Schwingung nur sehr unpräzise möglich ist. Zwar existieren kaum MEMS-Beschleunigungssensoren mit derart hohen Resonanzfrequenzen, da für diese zwar die Bandbreite hoch, die Sensitivität aber extrem niedrig wäre (vergl. Kap. 2.2.2). Jedoch gibt es einen Typen in der kapazitiven MEMS-Drucksensorik, dessen Membran eine nominelle Resonanzfrequenz, die höher als f_0 ist, besitzt. Der Aufbau dieses Typs besteht aus einer Kaverne, die durch eine feine Membran unterteilt ist. Oberhalb der Membran ist eine Öffnung in der Kaverne freigestellt, so dass sich der Umgebungsdruck einstellen kann. Unterhalb der Membran ist ein schmaler, abgeschlossener Hohlraum mit definiertem Druck p_0 und einer Festelektrode. Liegt nun ein Druck an, der höher als p_0 ist, wird die Membran in Richtung Festelektrode gedrückt, was in einer Kapazitätsänderung resultiert. Dieser Aufbau erlaubt eine kapazitive Auswertung der Messgröße analog zu MEMS-Beschleunigungssensoren und somit den Einsatz der gleichen Vormesstechnik. Die Dämpfung der Membran dieses Typs ist niedrig genug, um die Methode der Modendetektion einsetzen zu können. Es wurden daher exemplarische Kapazitätsmessungen für unterschiedliche eingestellte Drücke durchgeführt und mit den Simulationsergebnissen verglichen. In Abbildung 6.11 sind die normierten Ergebnisse für $V_{test_{od}} = 0.5 \text{ V}$ und $V_{hf} = 0.2 \text{ V}$ für jeweils fünf verschiedene Drücke dargestellt. Die Ergebnisse zeigen eine gleichmäßige Verschiebung der Resonanzfrequenz in Richtung höhere Frequenzen für höhere Drücke. Zudem steigt sowohl die Ruhekapazität, als auch die Amplitude von C für höhere Drücke exponentiell an. Beide Ergebnisse passen zu der theoretischen Erwartung, da eine Spannung der Membran durch einen höheren Druck zu einer Erhöhung

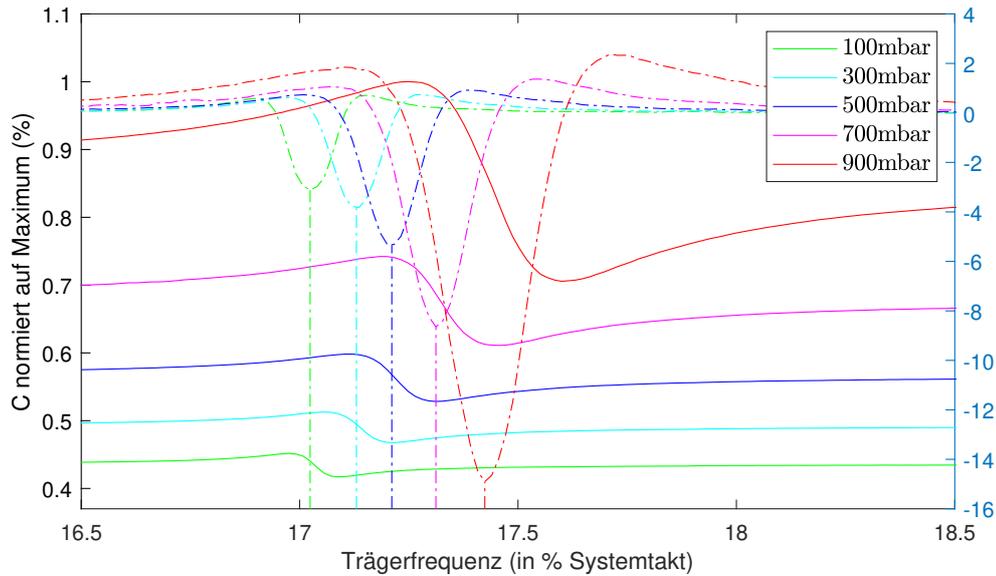


Abbildung 6.11: Plot der gemessenen Kapazität C und der Ableitung $dC/d\omega$ für einen kapazitiven Drucksensor.

der Resonanzfrequenz führt. Gleichzeitig spielt der Effekt des „spring softening“ bei dieser Messung kaum eine Rolle, da vergleichbar kleine Werte für $V_{test,od}$ und $V_{h,f}$ verwendet wurden. Der Druck verringert gleichzeitig den mittleren Abstand d zwischen der Membran und der festen Elektrode und führt somit zu einer höheren Ruhekapazität und einem höheren mechanischen Übertragungsfaktor η und damit zu einer größeren Amplitude. In Tabelle 6.1 sind die gemessenen Resonanzfrequenzen im Vergleich zu den Ergebnissen aus dem Modell dargestellt. Die initiale Abweichung der Ergebnisse des Modells von 0.4 % für einen Druck von 100 mBar wurde auf 0 % gesetzt, da diese vor allem von Prozessparametern bestimmt wird.

Tabelle 6.1: Vergleich der Resonanzfrequenzen aus der Messung und dem Modell in % von f_0 .

	100 mBar	300 mBar	500 mBar	700 mBar	900 mBar
Resonanzfrequenz gemessen	17.048	17.165	17.245	17.335	17.470
Resonanzfrequenz Modell	17.048	17.105	17.167	17.236	17.310
Abweichung in %	0 %	0.35 %	0.45 %	0.55 %	0.92 %

Es zeigt sich, dass die gemessene Verschiebung der Resonanzfrequenz deutlich größer ist als die des Modells. Der Grund hierfür ist der geringere Abstand d für höhere Drücke, welcher analog zu einer Erhöhung von $V_{test,od}$ zu einer Verschiebung der Resonanzfrequenz führt (vergl. Abb. 6.2). Es konnte somit zusätzlich durch die Messung gezeigt werden, dass Anwendungsmöglichkeiten existieren, bei denen die vergleichsweise geringfügige Verschiebung der gemessenen Sprungfunktionen eine signifikante Rolle in der Charakterisierung spielt.

Aus den Ergebnissen kann abgeleitet werden, dass die Methode der Modendetektion durch Überlastkapazitätsmessung eine kostengünstige und zuverlässige Alternative zur Detektion von Moden interner Strukturen, die in Detektionsrichtung wirken, darstellt. Bei niedrig gedämpften DUTs ist es zudem möglich Resonanzen und Moden der frei beweglichen seismischen Masse zu bestimmen. Diese Anwendung lässt sich zudem auf kapazitive MEMS-Drucksensoren übertragen, was erfolgreich an einem DUT-Typ nachgewiesen werden konnte. Die Methode hat auf Grund ihrer vergleichsweise langen Messzeit keine Relevanz für Funktionstests, schließt aber wichtige Lücken in der Vormesstechnik für die Charakterisierung und Designverifikation.

6.2 Erweiterte Adhäsionsbewertung über Gegenelektrode

Die Adhäsionsbewertung auf Vormessebene besitzt die Beschränkung, dass nur Adhäsionskräfte F_{adh} bestimmt werden können für die gilt: $F_{adh} < k \cdot (d - b)$ (vergl. Gl. 3.22). Sobald die Adhäsionskraft größer ist als die Federkraft, die auf die voll ausgelenkte seismische Masse wirkt, kann diese nicht mehr bestimmt werden. Für die Funktionsprüfung ist diese Einschränkung irrelevant, da Teile mit $\mu_{stick} = 1$ immer als schlechte Chips gewertet werden. In der Charakterisierung dagegen kann dies für MEMS-Kerne mit weichen Federn ein Problem darstellen, da unklar ist, ob Teile mit $\mu_{stick} = 1$ Adhäsionskräfte nur knapp über der Federkraft aufweisen, oder deutlich darüber liegen. Die Einschränkung wird durch die Notwendigkeit der Trägerspannung V_{hf} zur Messung der Kapazitäten noch verschärft, da diese den Minimalwert von $V_{pullout}$ festlegt.

Die einzige Möglichkeit diese Einschränkung zu umgehen, ist eine Spannung an der Gegenelektrode anzulegen, so dass zusätzlich zu der Federkraft eine elektrische Kraft entgegen der Adhäsionskraft wirkt. Ein solches Verfahren wurde als Erweiterung der derzeitigen Adhäsionsbewertung implementiert und getestet.

6.2.1 Methode

Die Umsetzung dieser Methode erfolgt durch eine Spannungsrampe von V_{test} an der Gegenelektrode, nachdem die Spannungsrampe der konventionellen Adhäsionsmessung 0 V erreicht hat. Da der Abstand zwischen CM und der festen Gegenelektrode mit $2d - b$ deutlich größer ist als zwischen CM und der für die Messung selektierten Elektrode, werden entsprechend hohe Spannungen für ein Ablösen der seismischen Masse benötigt. Die Adhäsionskraft berechnet sich dann mit:

$$F_{adh} = k \cdot (d - b) + \frac{1}{2} \epsilon_0 A \left(\frac{V_{pullout}^2}{(2d - b)^2} - \frac{V_{hf}^2}{2b^2} \right) \quad (6.8)$$

Eine technische Herausforderung ist hierbei $V_{test} = 0$ V einzustellen, sobald sich die seismische Masse gelöst hat, da sonst bei $V_{test} > V_{snap}$ die seismische Masse stark in Richtung Gegenelektrode beschleunigt wird und dort mit hoher Geschwindigkeit anschlägt, was zu einer starken

Adhäsion an dieser Seite, oder sogar zu einem Kollabieren der Finger führen kann. In Kapitel 5.3.2 wurde bereits untersucht, welche Zeit die seismische Masse benötigt, um bei hohen Beschleunigungen den Anschlag zu erreichen (vergl. Abb. 5.21 und Tab. 5.13). Auch wenn diese Zeit nicht nur von V_{test} , sondern auch von der Dämpfung und der Geometrie des MEMS-Kerns abhängig ist, kann daraus geschlossen werden, dass die Detektion des Ablösens und die Abschaltung von V_{test} innerhalb weniger Taktzyklen (<10) geschehen muss. Der Messablauf ist in Abbildung 6.12 für einen Lateralkern dargestellt.

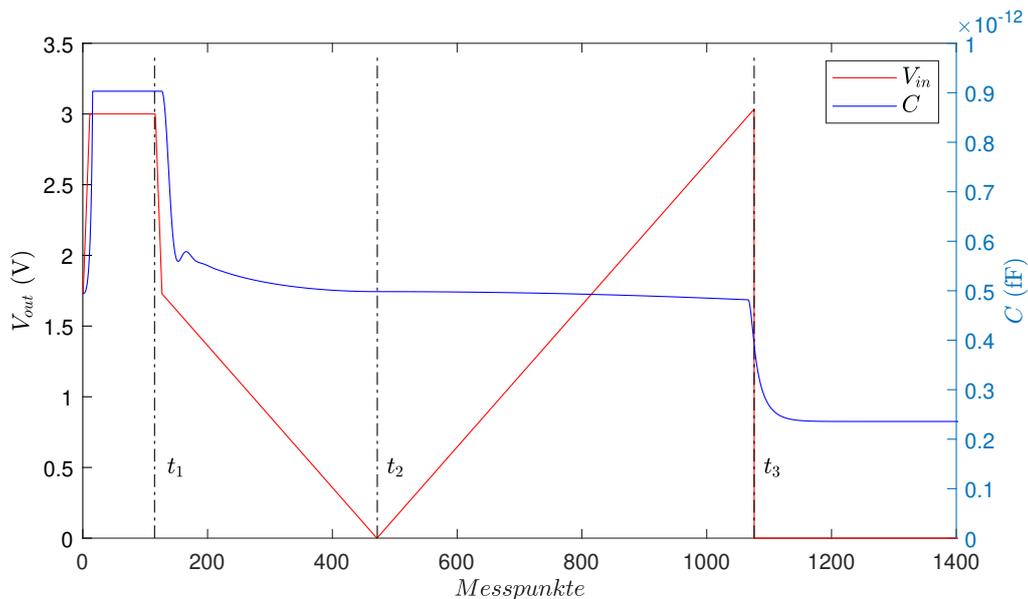


Abbildung 6.12: Plot der Spannung V_{test} und der gemessenen Kapazität C für den modifizierten Messablauf der Adhäsionsbewertung.

Nach Abschaltung der Überlastspannung und $V_{test} = V_{pullin}$ zum Zeitpunkt t_1 wird V_{test} kontinuierlich bis 0 V zum Zeitpunkt t_2 abgesenkt. Wurde bis t_2 kein Loslassen der seismischen Masse detektiert, wird V_{test} auf die Gegenelektrode geschaltet und wieder kontinuierlich erhöht, bis entweder ein Loslassen detektiert wurde (wie in Abbildung 6.12 bei t_3 zu sehen), oder ein einstellbarer maximaler Spannungswert erreicht wurde. Der Träger V_{hf} liegt weiterhin während des gesamten Messablaufs an der kontaktnahen Elektrode an. Es ist gut erkennbar wie während der angelegten Überlast die zusätzliche Rückstellfeder komprimiert wird und ab t_1 für einen deutlichen Rückgang der gemessenen Kapazität mit einer kurzen Oszillation verantwortlich ist. Zudem zeigt sich, dass die Erkennung des Loslasspunktes um einige Systemtakte verzögert stattfindet, V_{test} jedoch schnell genug abgeschaltet wird, um ein starkes Auslenken in Richtung Gegenelektrode zu verhindern.

Um die Messergebnisse einfach darstellen zu können, wird die Spannung an der Gegenelektrode $V_{pullout}$ mit negativem Vorzeichen abgespeichert. So kann bei der Auswertung unterschieden werden, ob bereits ein Loslassen während der negativen Spannungsrampe an der kontaktnahen Elektrode oder während der positiven Spannungsrampe an der Gegenelektrode detektiert wurde. Der bisher zu Adhäsionscharakterisierung verwendete Parameter μ_{stick} lässt sich hierbei nicht

mehr sinnvoll anwenden, da dieser eine Spannung an der Gegenelektrode nicht vorsieht (siehe Gl. 3.24). Stattdessen kann mit Gleichung 6.8 direkt die Adhäsionskraft angegeben werden.

6.2.2 Konfigurationsmöglichkeiten und Einflussgrößen

Die erweiterte Adhäsionsbewertung kann zusätzlich zu den Einstellungen für die konventionelle Methode über folgende Parameter konfiguriert werden:

- Der Rampengradient k_r
- Die maximale Spannung an der Gegenelektrode $V_{testmax}$

Der Rampengradient k_r bestimmt direkt proportional die maximale Testzeit, die Präzision und Auflösung der Messung der Ablösespannung $V_{pullout}$. Generell sollten Konfigurationen $> 10 \text{ mV/Systemtakt}$ für k_r vermieden werden, da der Messfehler durch die leicht verzögerte Detektion von $V_{pullout}$ linear mit k_r ansteigt. Zudem liegt die Auflösung von $V_{pullout}$ dann bereits bei 10 mV .

Die maximale Spannung an der Gegenelektrode $V_{testmax}$ begrenzt ebenfalls die maximale Testzeit, sowie die maximal messbare Adhäsionskraft. So wäre diese zum Beispiel bei einem DUT mit einer Fläche $A = 0.5 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2$, mit der Federkonstante $k = 1.5 \text{ Nm}^{-1}$ und den Abständen $d = 1.5 \text{ }\mu\text{m}$ und $b = 0.5 \text{ }\mu\text{m}$ bei einer Konfiguration von $V_{testmax} = 12 \text{ V}$ und $V_{hf} = 1.0 \text{ V}$:

$$F_{adhmax} = 1.5 \text{ Nm}^{-1} \cdot 10^{-6} \text{ m} + \frac{1}{4} \epsilon_0 10^{-7} \text{ m}^2 \left(\frac{(12 \text{ V})^2}{(2.5 \text{ }\mu\text{m})^2} - \frac{(1.0 \text{ V})^2}{2(0.5 \text{ }\mu\text{m})^2} \right) \approx 7.5 \text{ }\mu\text{N} \quad (6.9)$$

Im Vergleich zu der konventionellen Methode wäre somit für diesen DUT-Typ mindestens eine siebenfach höhere Adhäsionskraft messbar (vergl. Gl. 3.23).

Die Einflussgrößen der Messmethode sind analog zu denen der konventionellen Adhäsionsbewertung und wurden in Kapitel 4 vorgestellt.

6.2.3 Ergebnisse

Die in diesem Kapitel beschriebene Methode stellt eine direkte Erweiterung der herkömmlichen Adhäsionsbewertung dar, weshalb eine Charakterisierung mit unterschiedlichen DUT-Typen und Konfigurationen nicht sinnvoll ist. Die Ergebnisse beschränken sich daher auf einen Funktionsnachweis für einen DUT-Typ mit entsprechend starker Adhäsionsauffälligkeit und über 5% DUTs, die mit $\mu_{stick} = 1$ gemessen wurden. Dieses Kriterium entspricht dem in Kapitel 4.3.3 verwendeten DUT-Typ 2 für den Lateralkern 1 bei einer eingestellten Trägerfrequenz von 6.6% von f_0 . Die Ergebnisse für ca. 7400 DUTs dieses Typs sind als Wahrscheinlichkeitsverteilung von $V_{pullout}$ in Abbildung 6.13 dargestellt. Zusätzlich ist anstatt μ_{stick} die entsprechende Adhäsionskraft F_{adh} abgebildet. Zunächst lässt sich ablesen, dass ca. 7% der DUTs eine Spannung an der Gegenelektrode benötigten, um sich abzulösen. Die Adhäsionskraft bei $V_{pullout} = 0 \text{ V}$ beträgt dann ca. $1.5 \text{ }\mu\text{N}$. Die maximal benötigte Ablösespannung wurde bei

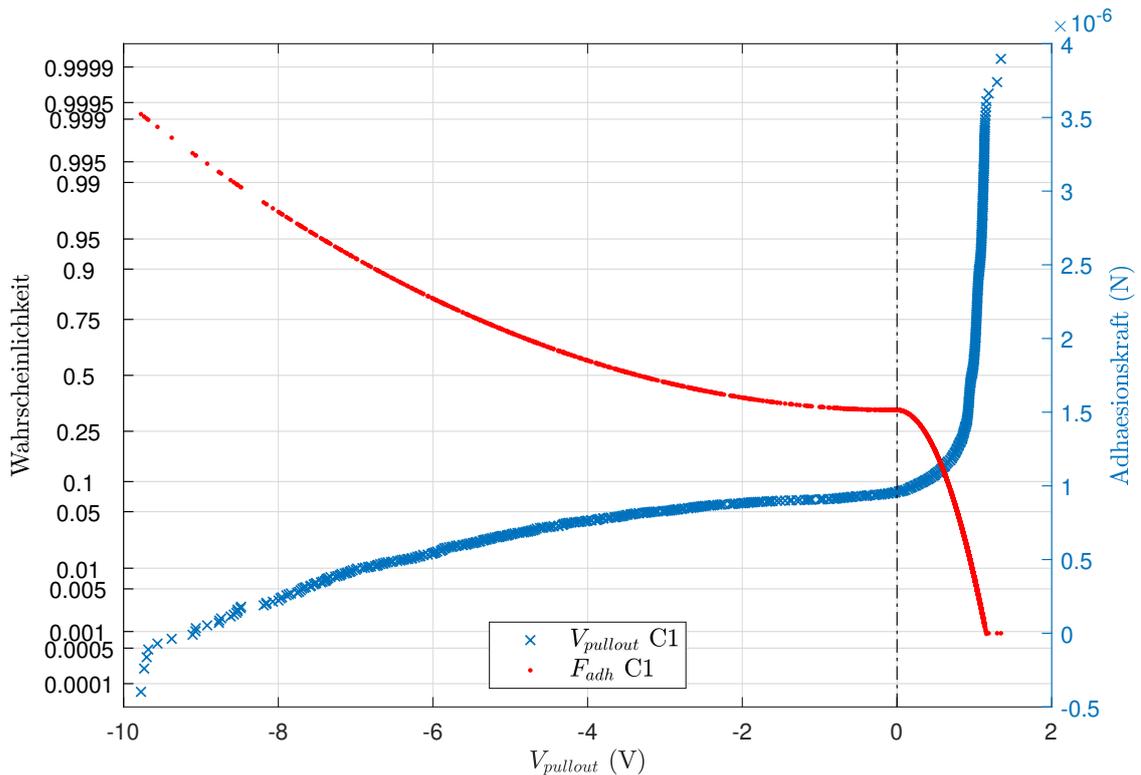


Abbildung 6.13: Plot der Ergebnisse für $V_{pullout}$ und der daraus errechneten Adhäsionskraft F_{adh} für ca. 7400 DUTs. $V_{pullout}$ ist als Wahrscheinlichkeitsverteilung dargestellt.

$V_{pullout} = 9.77 \text{ V}$ detektiert und entspricht somit einer Adhäsionskraft von $3.52 \mu\text{N}$. Für diesen DUT-Typ konnten also mit der erweiterten Adhäsionsbewertung maximal 2.33 mal so hohe Adhäsionskräfte gemessen werden als mit der konventionellen Adhäsionsbewertung. Im Vergleich zu dem Beispiel in Gleichung 6.9 ist dieser Wert deutlich kleiner, was vor allem an der Dimensionierung der Elektrodenfläche und des Elektrodenabstands liegt.

Aus den Ergebnissen kann geschlossen werden, dass die Erweiterung der Adhäsionsbewertung bei der Charakterisierung von Stictionauffälligkeiten von neuen Produkten eine sinnvolle Anwendung findet. Die maximal auftretende Adhäsionskraft eines neuen Designs oder Prozesses zu kennen, ermöglicht eine bessere Optimierung der Adhäsionsrobustheit. Die Testzeit spielt dabei eine untergeordnete Rolle, da diese Methode nur in der Charakterisierung Anwendung findet. Für die Adhäsionsbewertung als Funktionstest ist diese Erweiterung dagegen nicht notwendig, da DUTs mit $\mu_{stick} = 1$ bereits Adhäsionskräfte aufweisen, die zu nah an der Rückstellkraft liegen.

6.3 Korrektur Rohoffset

Der Rohoffset bei MEMS-Beschleunigungssensoren beschreibt die Differenz zwischen den Elektrodenabstände d_1/d_2 . Üblicherweise beträgt diese Vorauslenkung der seismischen Masse d_{offs} weniger als 5% von d . Dies ist jedoch in der Vormesstechnik bereits signifikant, da jede angelegte elektrische Kraft davon betroffen ist. Für die durch die Spannung V_{in} verursachte elektrische Kraft gilt:

$$F_{el} = \frac{1}{2} A \epsilon_0 \left(\frac{V_{in}}{d - x - d_{offs}} \right)^2. \quad (6.10)$$

Folglich wird jede Spannungs- und Kapazitätsmessung durch den Rohoffset beeinflusst, solange das seismische Element nicht die Stopper erreicht hat. Bei Funktionstests führen daher hohe Rohoffsetwerte folgerichtig zu Ausfällen und eine Korrektur ist weder notwendig noch sinnvoll. Für Charakterisierungstests kann es dagegen hilfreich sein, den Einfluss des Rohoffsets zu korrigieren, um Prozessparameter besser sichtbar zu machen und bewerten zu können. Dies gilt insbesondere bei der Bewertung ganzer Wafermaps. Ziel ist daher die Messdaten so nachzubearbeiten, dass diese vom Einfluss des Rohoffset entkoppelt sind.

6.3.1 Methode

Die Stärke der Abweichung kann durch den Korrelationsfaktor k_{offs} zwischen der gemessenen Offsetspannung V_{offs} und der gemessenen Ein- oder Ausgangsspannung $V_{in/out}$, oder der Kapazität C beschrieben werden. Dies ist in Abbildung 6.14 für jeweils einen Lateral- und einem Z-Kern anhand von V_{pullin} für alle DUTs des Typs 1 eines Wafers exemplarisch dargestellt.

Die lineare Korrelation ist für beide Kerne klar erkennbar. Es muss dabei unterschieden werden, ob eine Eingangsspannung oder eine Ausgangsspannung beziehungsweise eine Kapazität mit V_{offs} korreliert wird. Die einzige Eingangsspannung, die als Messgröße erfasst wird, während die seismische Masse nicht mit den Stoppfern in Kontakt ist, ist die Schnappspannung V_{pullin} . Der Korrelationsfaktor k_{offs} ist bei V_{pullin} sowohl von den Parametern des MEMS-Kerns als auch von der Größe der Eingangsspannung abhängig. Er kann deshalb in

$$k_{offs} = k_{offs_{MEMS}} + k_{offs_{el}} \quad (6.11)$$

aufgeteilt werden, wobei $k_{offs_{MEMS}}$ unabhängig von der Eingangsspannung ist. Die lineare Korrelation von V_{pullin} mit d_{offs} über $k_{offs_{el}}$ liegt an der Mitkopplung der elektrischen Kraft mit d_{offs} (vergl. Gl. 6.10). Bei Ausgangsspannungen und Kapazitäten spielt dagegen nur $k_{offs_{MEMS}}$ eine Rolle. $k_{offs_{el}}$ kann daher durch die Messung von $k_{offs_{MEMS}}$ und k_{offs} bei V_{pullin} bestimmt werden. In Abbildung 6.15 ist die Korrelation von V_{out} in Ruheposition und V_{pullin} mit V_{offs} für alle DUTs eines Wafers dargestellt.

Da für V_{out} in Ruheposition $k_{offs} = k_{offs_{MEMS}}$ gilt, beträgt die Korrelation für DUT-Typ 1 $k_{offs_{MEMS}} \approx 0.880 \cdot 10^{-5}$. Die Stärke der elektischen Mitkopplung kann nun mit $k_{offs_{el}} = (k_{offs} - k_{offs_{MEMS}}) / \bar{V}_{pullin} = 0.188 \cdot 10^{-3} \text{ V}^{-1}$ ermittelt werden. Auf diese Weise können bei einer ausreichenden Menge an DUTs die entsprechenden Korrelationsfaktoren des DUT-Typs

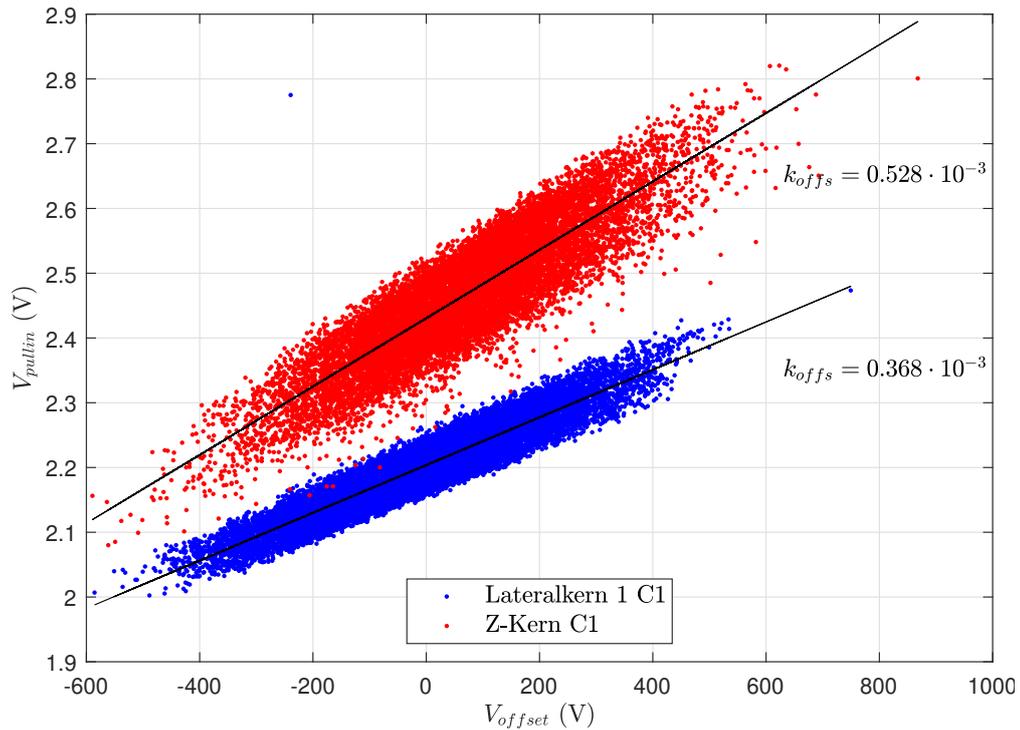


Abbildung 6.14: Korrelationsplot von V_{offset} und V_{pullin} von jeweils einem Lateral- und Z-Kern für ca. 13000 DUTs des Typs 1. Die beiden Korrelationsfaktoren k_{offset} wurden durch den jeweiligen Linearfit ermittelt.

für jeden Wafer gefunden werden. Mit diesen können Messergebnisse im Nachhinein korrigiert und so deutlich schärfere Wafermaps generiert werden, welche Prozessvariationen signifikant besser zeigen. Dies geschieht durch eine Entkopplung der jeweiligen Messwerte über den gewonnenen Korrelationsfaktor. Zum Beispiel lässt sich so die Ruhekapazität C_{10} komplett ohne den Einfluss des Rohoffsets mit

$$C'_{10} = C_{10} - k_{offset_{MEMS}} \cdot V_{offset} \quad (6.12)$$

bewerten. Prozesseinflüsse, die normalerweise vom Einfluss des Rohoffset überdeckt sind, können so sichtbar gemacht werden.

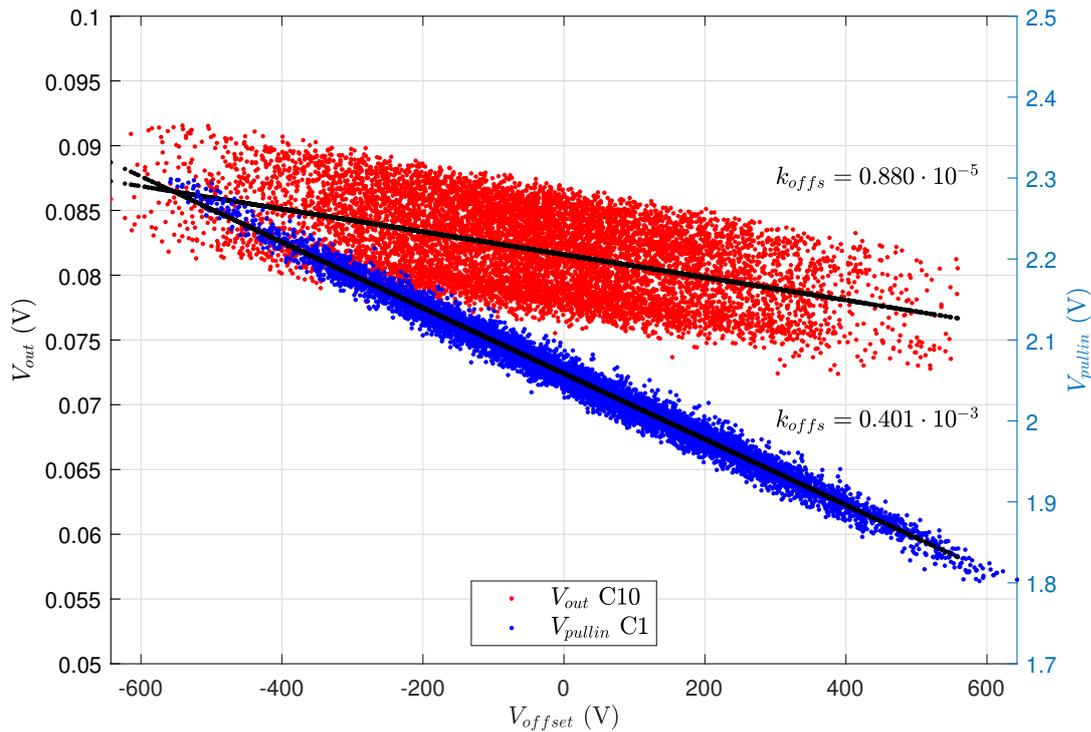


Abbildung 6.15: Korrelationsplot von V_{offset} und V_{out} in Ruheposition sowie V_{pullin} von einem Lateralkern für ca. 13000 DUTs. Die beiden Korrelationsfaktoren k_{offs} wurden durch den jeweiligen Linearfit ermittelt.

6.3.2 Ergebnisse

Die Ergebnisse werden immer im Vergleich zu den Messwerten dargestellt und diskutiert. Die Messwiederholbarkeit ist irrelevant, da die Methode eine reine Nachbereitung der Messdaten liefert. Stattdessen werden die sich bietenden Einsatzmöglichkeiten gezeigt. Zunächst werden zwei Beispiele für V_{pullin} präsentiert, da V_{pullin} der einzige Messwert ist, der von der zusätzlichen elektrischen Mitkopplung, beschrieben durch k_{offset} , betroffen ist. In Abbildung 6.16 ist dies zusammen mit den jeweiligen Messwerten für einen Lateralkern als Wafermap dargestellt.

Für den Korrelationsfaktor wurde $k_{offs} = 4,06 \cdot 10^{-4}$ ermittelt. Der Unterschied in den Wafermaps zwischen V_{pullin} und V'_{pullin} ist klar zu erkennen. Für V_{pullin} ist keinerlei Struktur in der Wafermap zu erkennen, während die korrigierte Wafermap höhere Werte für V'_{pullin} in den Randbereichen zeigt. Die höchsten und niedrigsten Werte für V'_{pullin} sind in einigen Bereichen des Randes zu erkennen, während die Wafermitte eine weitgehend homogene Verteilung zeigt. Zudem ist die Spanne zwischen Minimal- und Maximalwert für V'_{pullin} von 24,3 % auf 4,5 % gesunken. Ein Großteil der Streuung wird demnach allein durch den Rohoffset verursacht. In Abbildung 6.17 ist ein Vergleich für den Z-Kern des gleichen DUT-Typs als Wafermap dargestellt.

Der Korrelationsfaktor wurde mit $k_{offs} = 4,05 \cdot 10^{-4}$ ermittelt und ist damit nahezu identisch zu k_{offs} des Lateralkerns. Ähnlich wie bei dem Lateralkern ist auch hier für die korrigierte Wafermap eine klare Struktur zu erkennen, die in den Messdaten überdeckt ist. Zusätzlich lassen sich

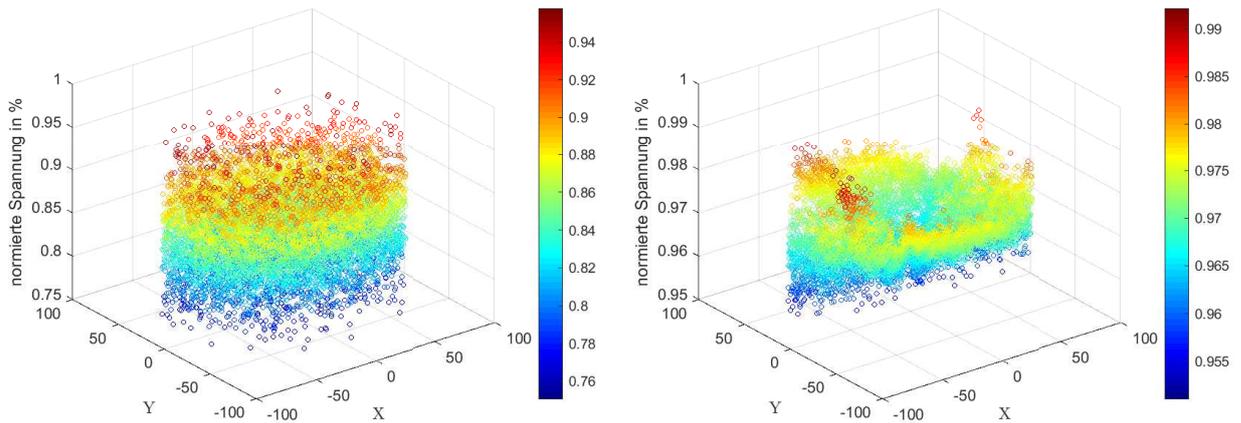


Abbildung 6.16: Plot der Wafermaps für V_{pullin} (links) und um den Einfluss des Rohoffset korrigiertem V'_{pullin} (rechts) für einen Lateralkern.

drei DUTs als Ausreißer identifizieren, die deutlich außerhalb des Wafergangs liegen. Bewertet man diese nicht mit, sinkt die Spanne zwischen Minimal- und Maximalwert für V_{pullin} ebenfalls von 20.5 % auf 7.2 %. Für V_{pullin} kann festgehalten werden, dass der Einfluss des Rohoffset alle anderen Effekte dominiert. Eine Prozessbewertung über den Wafergang ist daher erst nach der Bereinigung von V_{pullin} möglich. Zudem können durch die Nachbereitung Ausreißer sichtbar gemacht werden, die sonst unerkannt bleiben würden.

Als nächstes werden die Ergebnisse der Ruhekapazitäten diskutiert. Da im Gegensatz zu der Messung von V_{pullin} nur $k_{offs_{MEMS}}$ eine Rolle spielt, ist zu erwarten, dass die Streuung von $C_{10/20}$ weniger stark durch den Rohoffset dominiert wird. In Abbildung 6.18 sind die Wafermaps für einen Lateralkern dargestellt. Der Korrelationsfaktor wurde mit $k_{offs_{MEMS}} = 1.04 \cdot 10^{-4}$ bestimmt, was deutlich unterhalb der Korrelationsfaktoren für V_{pullin} liegt. Im Vergleich zu der Wafermap für C_{10} zeigt die korrigierte Wafermap ebenfalls deutlich weniger Streuung und eine klarere Struktur. Die Spanne zwischen Minimal- und Maximalwert ist für C'_{10} von 21.2 % auf 9.5 % gesunken. In Abbildung 6.19 sind die Wafermaps für einen Z-Kern dargestellt. Der Korrelationsfaktor wurde mit $k_{offs_{MEMS}} = 0.99 \cdot 10^{-4}$ bestimmt, was vergleichsweise nah an dem Wert für den Lateralkern liegt. Stärker noch als bei dem Lateralkern ist hier der Unterschied zwischen Wafermap der Rohwerte und der korrigierten Wafermap zu sehen. Der nahezu homogene Wafergang vom Zentrum nach außen hin ist in C_{10} nicht zu erkennen. Die Spanne zwischen Minimal- und Maximalwert für C'_{10} ist von 8.3 % auf 2.4 % gesunken. Die Ergebnisse zeigen deutlich, wie stark der Einfluss des Rohoffset alle anderen Einflussgrößen auf Waferebene dominiert. Die Reduktion der Streuung rangiert je nach Kern und Messgröße zwischen einem Faktor von 2.2 und 5.4. Eine sinnvolle Anwendung findet die Methode in der Prozessentwicklung.

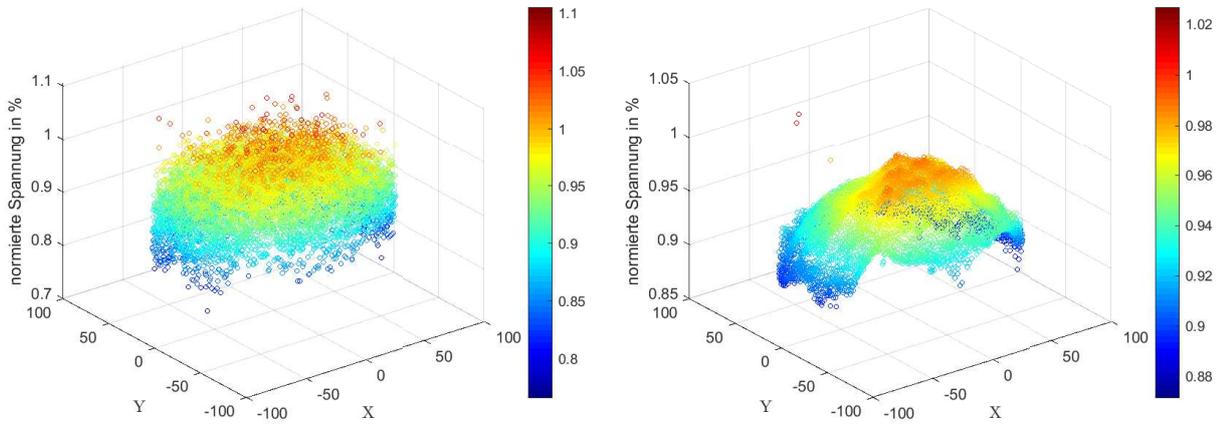


Abbildung 6.17: Plot der Wafermaps für V_{pullin} (links) und um den Einfluss des Rohoffset korrigiertem V'_{pullin} (rechts) für einen Z-Kern.

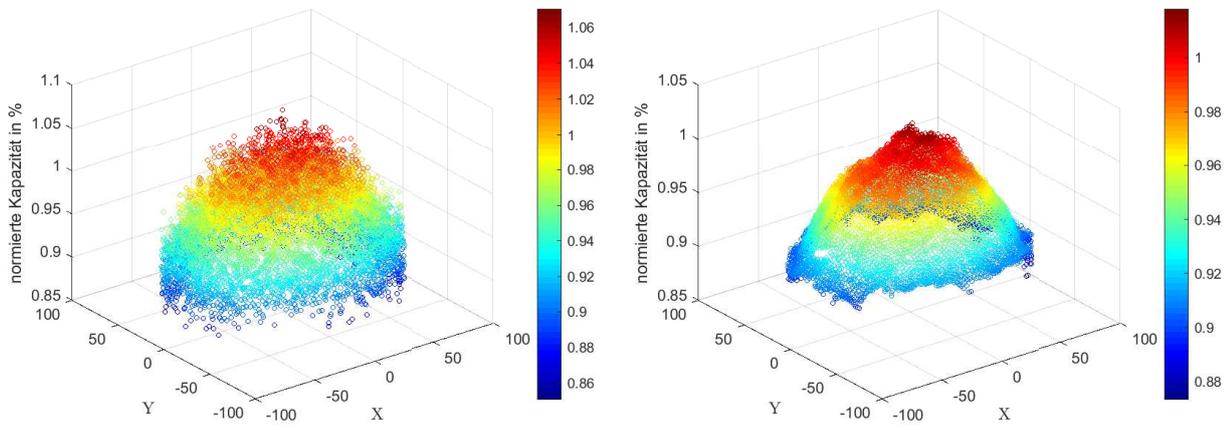


Abbildung 6.18: Plot der Wafermaps für die Ruhekapazität C_{10} (links) und um den Einfluss des Rohoffset korrigiertem C'_{10} (rechts) für einen Lateralkern.

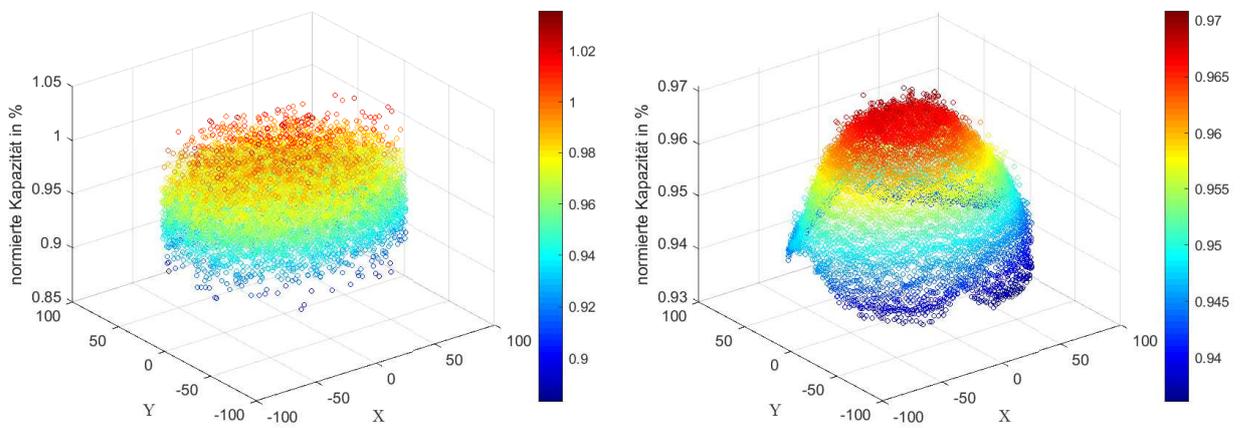


Abbildung 6.19: Plot der Wafermaps für die Ruhekapazität C_{10} (links) und um den Einfluss des Rohoffset korrigiertem C'_{10} (rechts) für einen Z-Kern.

7 Zusammenfassung und Ausblick

7.1 Zusammenfassung

Diese Arbeit untersucht und beschreibt relevante Einflussgrößen auf die Adhäsionsbewertung von MEMS-Beschleunigungssensoren sowie die Verbesserung und Erweiterung bestehender Testkonzepte in der Vormesstechnik unter Einbeziehung der Einflussgrößen. Bei der Charakterisierung der Adhäsionsbewertung wurden sowohl Sensorparameter, als auch Konfigurationsparameter auf ihren Einfluss untersucht. Dabei konnte gezeigt werden, dass bisher in der Literatur nicht bekannte Einflussgrößen auf die Oberflächenadhäsion existieren. Zu ihnen zählt die Dämpfung und Kollapsspannung, sowie der starke Einfluss der Trägerspannung. Es wurden zwei Hypothesen als mögliche Erklärung für den Einfluss dieser drei Parameter entwickelt und durch entsprechende Versuche überprüft. Dabei wird das dynamische Verhalten des Sensor-kerns während des Kontakts für diese Einflüsse identifiziert, was eine Neuheit in der Literatur der Oberflächenadhäsion darstellt.

Auf Basis der Ergebnisse der Charakterisierung der Adhäsionsbewertung wurde eine Methode entwickelt, Moden der Elektrodenfinger bereits auf Vormessebene detektieren zu können. Mit Hilfe dieser kann die Einstellung von Trägerfrequenzen, die zu einer erhöhten Oberflächenadhäsion führen, vermieden werden. Zusätzliche Anwendung findet die Methode bei der Detektion von Resonanzfrequenzen der Membran von kapazitiven Drucksensoren.

Des Weiteren konnte für beschichtete Oberflächen symmetrisch aufgebauter DUTs ausgeschlossen werden, dass die Oberflächenladung sowie die Variation der Rückstellkraft einen signifikanten Einfluss auf die Adhäsionsbewertung haben.

Zudem wurden bereits bekannte Einflussgrößen untersucht und mit Ergebnissen aus der Literatur verglichen. Die Möglichkeit im Rahmen dieser Arbeit DUTs in großen Stückzahlen auf Waferebene messen und auswerten zu können, ermöglichte es eine Datenbasis mit größerem Umfang und höherer Präzision als alle bisherigen Veröffentlichungen zu diesem Thema zu generieren. So konnten die bisher bekannten Ergebnisse für Anpresskraft und die Anzahl der Kontakte größtenteils mit hoher Aussagekraft reproduziert werden.

Bei der Einführung neuer Funktionstests konnte die Testzeit im Vergleich zu den konventionellen Methoden teilweise drastisch reduziert werden. So konnte die Messung und Auswertung der *Sensitivitätskennlinie* anstatt mehrerer Einzelmessungen die Testzeit für diesen Testschritt mit vergleichbarer Messgenauigkeit je nach Applikation bis zu 85 % reduziert werden. Zudem werden zusätzlich die Koeffizienten der Kennlinie bestimmt und stehen der Designverifikation zur Verfügung.

Aus den Rohdaten der *Sensitivitätskennlinie* konnte ein Verfahren entwickelt werden, das den Messparameter D_{hys} zur Verfügung stellt, der linear die Dämpfung des MEMS-Kerns abbildet. D_{hys} ermöglicht eine zuverlässige Dichtheitsprüfung der MEMS-Kaverne in der Produktion. Von Vorteil ist hier, dass auch sehr hoch gedämpfte MEMS-Kerne auf Dichtheit überprüft werden können, für die bisher in der Literatur keine bekannte Methode in der Vormesstechnik existiert. Zudem ist die Testzeit der *Sensitivitätskennlinie*, aus der die Daten entstammen, zwischen 6 und 10 Mal niedriger als die der konventionellen Methode. Für Produkte, bei denen sowohl die *Sensitivitätskennlinie* als auch die Dichtheitsbestimmung die jeweils konventionellen Testschritte ersetzen kann so die Gesamtmesszeit um bis zu 70 % reduziert werden.

Testzeit kann auch in geringerem Maße durch die Nutzung der Methode des hochdynamischen Anschlags eingespart werden. Diese verringert sich um einen Faktor von 1.1 bis 1.6 im Vergleich zu der konventionellen Methode. Anstatt einer statischen Überlast wird hier die seismische Masse in Richtung Anschlag beschleunigt und ist daher besser mit einem realen Schockevent im Feld vergleichbar. Das Resultat ist eine höhere Sensitivität bei der Adhäsionsbewertung für Z-Kerne sowie die Möglichkeit höhere Überlastkräfte bei DUTs mit niedriger Kollapsspannung als Stimulus verwenden zu können. Diese beiden Vorteile machen die Methode auch für die Charakterisierung neuer MEMS-Typen interessant. Speziell in Kombination mit der erweiterten Adhäsionsbewertung über die Gegenelektrode kann so das Adhäsionsverhalten auch außerhalb der Spezifikation präzise bestimmt werden. Durch die Nutzung der Gegenelektrode für ein gezieltes „Losreißen“ der seismischen Masse, können so deutlich höhere Adhäsionskräfte bestimmt werden, was eine Charakterisierung von stark klebenden Prototypen deutlich vereinfacht.

Verbessert wurde ebenfalls die Charakterisierung von Prozesseinflüssen, indem der Einfluss des Rohoffsets auf die Vormesstechnik untersucht und eine Methode gefunden wurde, die Messdaten zu korrigieren. Als Ergebnis bleiben deutlich schärfere Wafermaps, durch die sich Prozesseinflüsse leichter erkennen und bewerten lassen.

7.2 Ausblick

Die Ergebnisse dieser Arbeit haben gezeigt, dass viele Einflüsse auf die Adhäsionsbewertung in der Vormesstechnik erst entdeckt und bestimmt werden können, wenn ausreichend viele DUTs mit unterschiedlichen Stimuli systematisch untersucht werden. Sinnvoll ist deshalb ein Vergleich der Ergebnisse von Charakterisierungsmethoden für Oberflächenadhäsion beim Endmessen, wie Zentrifugenmessungen oder Klopfests für ähnlich große Datenmengen. Hierdurch könnte untersucht werden, wie präzise die Adhäsionsbewertung auf Vormessebene einen tatsächlichen Ausfall durch Adhäsion im Feld voraussagen kann und inwiefern die Stimuli dazu angepasst werden müssten. Eine Herausforderung ist dabei zunächst die Generierung von ausreichend Messdaten. Abgesehen von dem Aufbau der DUTs sind Messungen in der Zentrifuge oder an mechanischen Schocktestern deutlich zeitintensiver als auf Vormessebene. Zudem sind die Stimuli, sowie die Bestimmung der Adhäsionskraft bei solchen Charakterisierungsmetho-

den ebenfalls um Größenordnungen unpräziser als auf Vormessebene. Insgesamt stellt diese Untersuchung daher eine große Herausforderung dar.

Die Verbesserung der Resonanzfrequenz- und Dämpfungsmessung, so dass auch hoch gedämpfte DUT-Typen zuverlässig charakterisiert werden können, ist ebenfalls ein wichtiges Vorhaben für die Zukunft. Zwar konnte für solche DUT-Typen im Rahmen dieser Arbeit eine adäquate Methode als Ersatz für den Funktionstest entwickelt werden. Diese ermöglicht eine Relativbewertung der Dämpfung und ist daher für die Charakterisierung nicht geeignet. Messverfahren, die auf einer erzwungenen Schwingung basieren, sind allein auf Grund der starken Mitkopplungen, die durch die benötigten Stimuli für hoch gedämpfte DUT-Typen entstehen, eher ungeeignet. Das neue Verfahren könnte daher stattdessen aus der Kombination einer Sprungantwort und einem „Ring-Down“-Verfahren bestehen, bei dem die freie Oszillation der seismischen Masse gemessen wird. Wünschenswert wäre ebenfalls eine vollständige Implementierung auf FPGA Ebene, so dass in Zukunft alle wichtigen Charakterisierungsgrößen eines MEMS Beschleunigungssensors FPGA-basiert und somit entsprechend schnell gemessen werden können.

Literaturverzeichnis

- [1] M. Schwarz, J. Franz, M. Reimann *The Future is MEMS. Design Considerations of Microelectromechanical Systems at Bosch*, Torun, Polen: IEEE Mixed Design of Integrated Circuits and Systems. Juni 25-27, 2015.
- [2] K. E. Peterson *Silicon as a Mechanical Material*, proceedings of the IEEE, vol 70, No 5, Mai 1982.
- [3] U. Gomez *Smart Connected Sensors - Enablers for the IOT*, Dresden, Deutschland: IEEE 44. European Solid State Circuits Conference, Keynote speech, Oktober 2018.
- [4] E. Jantunen, J. Campos, P. Sharma et al. *Digitalisation of maintenance*, Mailand, Italien: 2nd International Conference on System Reliability and Safety, Dezember 2017.
- [5] U. Wolz *The required technologies for Automotive towards 2020*, Chiba, Japan: 20th Asia and South pacific Design Automation Conference, Keynote speech, Januar 2015.
- [6] L. M. Roylance *A miniature integrated circuit accelerometer for biomedical applications*, Stanford Kalifornien: Dissertation. Dezember, 1979.
- [7] L. M. Roylance and J. B. Angell *A Batch-Fabricated Silicon Accelerometer*, Stanford CA: IEEE Transaction on Electron Devices. Dezember, 1979.
- [8] F. Rudolf *A micromechanical capacitive accelerometer with a two-point inertial-mass suspension*, Journal: Sensors and Actuators . 1983.
- [9] F. Lärmer und A. Urban *Milestones in Deep Reactive Ion Etching*, Seoul, Korea: Transducers. 2005.
- [10] L. Zimmermann, J.Ph. Ebersohl, F. Le Hung et al. *Airbag application: a micosystem including a silicon capacitive accelerometer, CMOS switched capacitor and true self-test capability*, Journal: Sensors and Actuators. 1995.
- [11] Robert Bosch GmbH, Automotive Electronics.
- [12] J. Classen, J. Reinmuth, A. Kälberer, et al. *Advanced Surface Micromachining Process – A First STEP Towards 3D MEMS*, Las Vegas, USA: Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS), Januar 2017.

- [13] N. Yazdi, F. Ayazi, K Najafi *Micromachined Inertial Sensors*, Proceedings of the IEEE invited paper, 1998.
- [14] L. Rocha *Dynamics and Nonlinearities of the Electro-Mechanical Coupling in Inertial MEMS*, Dissertation, 2005.
- [15] Y. Chiu, Y. Liu, J. Dong et al. *Elimination of nonlinearity in sigma delta MEMS accelerometer*, Busan, Südkorea, IEEE Sensors, 2015.
- [16] C. Nagel, T. Zoller, F. Ante et al. *Radiometric effects in MEMS accelerometers*, Glasgow, UK: IEEE Sensors, November 2017.
- [17] D. Tanner, J. Walraven, K. Helgesen et al. *MEMS reliability in shock environments*, CA, USA: IEEE International Reliability Physics Symposium, April 2000.
- [18] Bosch Sensortec, 2019, URL https://www.bosch-sensortec.com/bst/products/all_products/bmi160 abgerufen Oktober 2019.
- [19] J. Hrisko *Introduction to capacitive mems accelerometers and a case study on an elevator*, 2017, URL <https://makersportal.com/blog/2017/9/25/accelerometer-on-an-elevator> abgerufen November 2019
- [20] K. Reif *Bosch Autoelektrik und Autoelektronik: Bordnetze, Sensoren und elektronische Systeme*, Bosch Fachinformation Automobil. Vieweg+Teubner Verlag. 2011 ISBN 9783834899026
- [21] C.J. Shih, C.H. Yeh *Asymmetric seesaw structure of microelectromechanical systems accelerometer for sensing out-off-plane [sic!] acceleration*, Journal: Sensors and Actuators A: Physical. 2017.
- [22] A. Selvakumar, K. Najafi *A High-Sensitivity -Axis Capacitive Silicon Microaccelerometer with a Torsional Suspension*, Journal of Microelectromechanical Systems. 1998.
- [23] W. Baumgartner, H.U. Thoma *Zum Stromrauschen von Halbleitern*, Journal: Zeitschrift für angewandte Mathematik und Physik ZAM. 1995.
- [24] J.B. Starr *Squeeze-Film-Damping in Solid-State Accelerometers*, SC, USA: IEEE 4th Technical Digest on Solid-State Sensor and Actuator Workshop. June 1990.
- [25] C. Chen, W. Kuo *Squeeze and viscous dampings in micro electrostatic comb drives*, Journal: Sensors and Actuators A: Physical. 2003.
- [26] J.A. Walraven *Failure Mechanisms in MEMS*, NC, USA: Proceedings of IEEE International Test Conference (ITC). 2003.

- [27] X. Xioung, Y. Wu, W. Jone *Material Fatigue and Reliability of MEMS Accelerometers*, Sinaia, Rumänien: IEEE International Symposium on Defect and Fault Tolerance of VLSI Systems, 2007.
- [28] M. Tabib-Azar, K. Wong, Wen Ko *Aging phenomena in heavily doped (p^+) micromachined silicon cantilever beams*, Journal: Sensors and Actuators A: Physical. 1992.
- [29] M. Rose *Fatal attraction*, Journal: Photonics Spectra, vol. 42, no. 11, pp. 77–84, November 2008.
- [30] N.M. Ansari *Understanding the Effect of Surface Topography on Stiction and Friction in MEMS*, Alabama, USA: Dissertation, 2011.
- [31] K. Komvopoulos *Surface engineering and microtribology for microelectromechanical systems*, Kalifornien, USA: Journal Wear, 1996.
- [32] A.W. Adamson, A.P. Gast *Physical Chemistry of Surfaces, 6th Edition*, Wiley India edition. 2012.
- [33] J.N. Israelachvili *Intermolecular and Surface Forces, 3rd Edition*, Kalifornien, USA, Elsevier. 2011.
- [34] R. Maboudian et al. *Critical Review: Adhesion in surface micromechanical structures*, Berkeley, California: Journal of Vacuum Science & Technology B, 1996.
- [35] D. Maugis *Adhesion of spheres: The JKR-DMT transition using a dugdale model*, Journal of Colloid and Interface Science, 1992.
- [36] F. Rusu, M. Pustan, C. Birleanu, et al. *Analysis of the surface effects on adhesion in MEMS structures*, Journal of Applied Surface Science, 2015.
- [37] B. Bhusan *Adhesion and Stiction: Mechanisms, measurement techniques, and methods for reduction*, Columbus, Ohio: Journal of Vacuum Science & Technology B, vol. 21, 2003.
- [38] T. Friedrich *Zuverlässigkeitsaspekte von polykristallinem Silizium und deren Einfluss auf die Funktion von Inertialsensoren*, Dissertation, Halle, Deutschland: ULB Sachsen-Anhalt, 2011.
- [39] S. Dellea, R. Ardito, B. De Masi, et al. *Sidewall Adhesion Evolution in Epitaxial Polysilicon as a Function of Impact Kinetic Energy and Stopper Area*, Journal of Microelectromechanical Systems vol. 25 no. 1, Februar 2016.
- [40] F.M. Werner et al. *Wafer Level Test: Significant Time and Cost Reduction of MEMS Production*, München, Deutschland: in Proc. MICRO.tec 2003 2nd VDE World Microtechnologies Congress, 2003.

- [41] D.L. Landis *A Self-Test System Architecture for Reconfigurable WS*, Washington DC, International Test Conference, August 1989.
- [42] B. Moyer *The MEMS Testing Quagmire*, Article in Electronic Engineering, Dezember 2011, URL <https://www.eejournal.com/article/20111219-mems/> abgerufen Dezember 2019
- [43] P.M. Osterberg, S.D.Senturia *M-TEST: A test chip for MEMS material property measurement using electrostatically actuated test structures*, Journal of Microelectromechanical Systems. 1997.
- [44] R.K. Gupta *Electrostatic pull-in test structure design for mechanical property characterization of microelectromechanical systems (MEMS)*, Dissertation Cambridge, 1997.
- [45] R.I. Pratt et al. *Characterization of thin films using micromechanical structures*, Journal Proc. Mater. Res. Soc. Symp., 1992.
- [46] R.K. Gupta *Electronically Probed Measurements of MEMS Geometries*, Journal of Microelectromechanical Systems. 2000.
- [47] V. Natarajan et al. *Alternate Electrical Tests for Extracting Mechanical Parameters of MEMS Accelerometer Sensors*, Journal of Microelectromechanical Systems. 2000.
- [48] N. Dumas, F. Azais, F. Mailly et al. *A novel method for test and calibration of capacitive accelerometers with a fully electrical setup*, Bratislava, Slowakei: Proceedings of the 11th IEEE Workshop on Design and Diagnostics of Electronic Circuits and Systems, 2008.
- [49] L.A. Rocha et al. *A Pull-in Based Test Mechanism for Device Diagnostic and Process Characterization*, Journal: VLSI Design Volume 8, 2008.
- [50] A. Sisto, O. Schwarzelbach, L. Fanucci *Fully electrical test procedure for inertial MEMS characterization at wafer-level.*, Villach, Österreich: Conference on Ph.D. Research in Microelectronics and Electronics (PRIME), 2013.
- [51] N. Brito, C. Ferreira, F. Alves et al. *Digital Platform for Wafer-Level MEMS Testing and Characterization Using Electrical Response*, Guimaraes, Portugal: Journal Sensors vol. 16, 2016.
- [52] C. Schüler *Abschlussarbeit zur Untersuchung von Temperatureinflüsse auf MEMS-Charakteristika*, Reutlingen, Deutschland: Bachelorthesis, 2019.
- [53] Afore inc. Aiolos Wafer Prober, 2019, URL <https://www.afore.fi/products/aiolos> abgerufen Januar 2020.
- [54] Afore inc. Kronos Wafer Prober, 2019, URL <https://www.afore.fi/products/kronos> abgerufen Januar 2020.

- [55] Feinmetall GmbH, Cantilever Probe Cards, 2019, URL <http://www.feinmetall.de/produkte/probe-cards/cantilever/> abgerufen Januar 2020.
- [56] D. Gobindas, F. Motika, E. Atwood *Wafer-Level Test*, In *Area Array Interconnection Handbook*. Boston, Dordrecht, London: Kluwer Academic Publishers 2001. S. 117-148
- [57] N. Deb, R.D. Blanton *Built-in self test of CMOS-MEMS accelerometers*, Baltimore, MD, USA: International Test Conference, 2002.
- [58] L. Rocha, E. Kretu, R.F. Wolffenbuttel *Analysis and Analytical Modeling of Static Pull-In With Application to MEMS-Based Voltage Reference and Process Monitoring*, Journal of Microelectromechanical Systems vol. 13 no. 2, April 2004.
- [59] H.A. Rump *Untersuchung und Beschreibung physikalischer Mechanismen von Adhäsion in mikromechanischen Inertialsensoren*, Dissertation, Halle, Deutschland: ULB Sachsen-Anhalt, 2001.
- [60] D.B. Heinz, Vu.A. Hong, C.H. Ahn, et al. *Experimental Investigation Into Stiction Forces and Dynamic Mechanical Anti-Stiction Solutions in Ultra-Clean Encapsulated MEMS Devices*, Journal of Microelectromechanical Systems vol. 25 no. 3, Juni 2016.
- [61] D.B. Heinz, Vu.A. Hong, J.Ng. Eldwin, et al. *Characterization Of Stiction Forces IN ULTRA-CLEAN ENCAPSULATED MEMS DEVICES*, San Francisco, Kalifornien: IEEE MEMS Conference. Januar 2014.
- [62] S.J. Timpe, K. Konmvopoulos *An Experimental Study of Sidewall Adhesion in Microelectromechanical Systems*, Journal of Microelectromechanical Systems vol. 14 no. 6, Dezember 2005.
- [63] G.H. Li, I. Laboriante, F. Liu et al. *Measurement of adhesion forces between polycrystalline silicon surfaces via a MEMS double-clamped beam test structure*, Journal of Micromechanics and Microengineering vol. 20 no. 9, September 2010.
- [64] C.H. Mastrangelo *Suppression of Stiction in MEMS*, Materials Research Society Symposium, Proceedings 2000.
- [65] S. Dellea, F. Rizzini, A. Tocchio, et al. *Experimental Study Of Out-Of-Plane Adhesion Force Evolution (And Regression) For MEMS Accelerometers*, IEEE MEMS Conference. Proceedings 2015.
- [66] M. Shavezipur, M. Gou, M. Fisch, et al. *Inline measurement of adhesion force using electrostatic actuation and capacitive readout*, Journal of Microelectromechanical Systems vol. 21 no. 4, August 2012.
- [67] M. Shavezipur, et al. *In-line adhesion monitoring and the effects of process variations on adhesion in MEMS*, Barcelona, Spanien: Transducers, Juni 2013.

- [68] C.M. Douglas, W.A. Rouse, J.A. Driscoll et al. *Experimental investigation and molecular dynamics simulations of impact-mode wear mechanisms in silicon micromachines with alkylsilane self-assembled monolayer films*, Journal of applied Physics vol. 118, Oktober 2015.
- [69] R. Ardito, A. Frangi, A. Corigliano et al. *The effect of nano-scale interaction forces on the premature pull-in of real-life Micro-Electro-Mechanical Systems*, Journal Microelectronics reliability vol. 52, September 2011.
- [70] T. Friedrich, C. Raudzis, R. Müller-Fiedler *Experimental Study of In-Plane and Out-of-Plane Adhesions in Microelectromechanical Systems*, Journal of Microelectromechanical Systems vol. 18, Dezember 2009.
- [71] B. Bhushan *Nanotribology and Nanomechanics, an Introduction*, vierte Edition, ISBN: 978-3-319-51433-8, Springer 2017.
- [72] M. Naumann, T. Regmi, E. Canales et al. *The Effect of Multi-Directional Stimuli on the Stiction-Induced Failure Behavior of MEMS*, Journal of Microelectromechanical Systems vol. 25 no. 3, Juni 2016.
- [73] U. Zaghoul, B. Bhushan, P. Pons et al. *Nanoscale characterization of different stiction mechanisms in electrostatically driven MEMS devices based on adhesion and friction measurements*, Journal of Colloid and Interface Science , März 2011.
- [74] F. Sammoura, A. Sparks, W. Sawyer, et al. *Stiction in low Humidity Environment*, 2009 IEEE 22nd International Conference on Micro Electro Mechanical Systems, März 2009.
- [75] M. Spengen, E. Bakker, J. Frenken, *A 'nano-battering ram' for measuring surface forces: obtaining force–distance curves and sidewall stiction data with a MEMS device*, 2007 Journal Micromechanics and Microengineering, Juni 2007.
- [76] J. De Coster, F. Ling, A. Witvrouw, et al. *Dedicated Test Structure for the Measurement of Adhesion Forces Between Contacting Surfaces in MEMS Devices*, Barcelona, Spanien, Transducers 13, Juni 2013.
- [77] M. Putnik, S. Cardanobile, M. Sniegucki et al. *Simulation methods for generating reduced order models of MEMS sensors with geometric nonlinear drive motion*, Reutlingen, Deutschland: International Symposium on Inertial Sensors and Systems, 2018.
- [78] S. Kehrberg, P. Wellner, C. Geckeler et al. *Modal Analysis of MEMS Using Ultrasonic Base Excitation*, Reutlingen, Deutschland: 9th International Multi-Conference on Systems, Signals and Devices, 2012.
- [79] U. Baehr, M. Freier, M. Lewis, et al. *Rapid Sensitivity Curve Measurement for MEMS Accelerometers*, Reutlingen, Deutschland: Proceedings International Conference on Sensing Technology, 2018.

- [80] S. Kehrberg, P. Wellner, C. Geckeler et al. *Modal Analysis of MEMS Using Ultrasonic Base Excitation*, Reutlingen, Deutschland: 9th International Multi-Conference on Systems, Signals and Devices, 2012.
- [81] J.T. M. van Beek and R. Puers *A review of MEMS oscillators for frequency reference and timing applications*, Journal of Microelectromechanical Systems vol. 22 no. 1, Dezember 2011.
- [82] V. Kaajakari (*Electrical*) *equivalent circuits for microresonators, a tutorial*, URL: http://www.kaajakari.net/~ville/research/tutorials/eq_circ_tutorial.pdf abgerufen November 2019.
- [83] G. Bahl, R. Melamud, B. Kim et al. *Model and Observations of Dielectric Charge in Thermally Oxidized Silicon Resonators*, Journal of Microelectromechanical Systems vol. 19 no. 1, March 2010.

Tabellenverzeichnis

2.1	Adhäsionskräfte in Abhängigkeit zum mittleren Abstand d	22
4.1	Übersicht Stictiontestdesign.	45
4.2	Mittelwerte von μ_{stick} und V_{coll} für einen MEMS-Typ mit S-Feder Aufhängung.	53
4.3	Mittelwerte von μ_{stick} und V_{coll} für einen MEMS-Typ mit U-Feder Aufhängung.	53
4.4	μ_{stick} Mittelwerte für beide DUT-Typen.	64
4.5	Resonanzfrequenzen der Elektrodenfinger	64
4.6	Gemessene Resonanzbereiche der Elektrodenfinger	67
5.1	MSE, Testzeitfaktor und Standardabw. des Koeffizienten e für unterschiedliche k_r	75
5.2	MSE, Testzeitfaktor und Standardabweichung des Koeffizienten e für Variationen von $V_{testmax}$	78
5.3	MSE und Standardabweichung des Koeffizienten e für Variationen von V_{hf}	79
5.4	Messwiederholbarkeit der Koeffizienten und des MSE	82
5.5	Messwiederholbarkeit der konventionellen und errechneten Testsignale.	84
5.6	Messwiederholbarkeit des konventionellen und neuen Rohoffsets.	84
5.7	Messwiederholbarkeit der Oberflächenladung	87
5.8	Vergleich der Testzeit der Sensitivätskennlinie	87
5.9	MSE und k der Simulationsergebnisse für Dämpfungsbereich 1 (links) und für Dämpfungsbereich 2 (rechts).	93
5.10	Messwiederholbarkeit der konventionell gemessenen Dämpfung und der Hysteresefläche für ein niedrig gedämpftes DUT.	94
5.11	Messwiederholbarkeit der konventionell gemessenen Dämpfung und der Hysteresefläche für ein hoch gedämpftes DUT.	95
5.12	Vergleich des Faktors der Testzeitreduktion der Sensitivätskennlinie mit dem Testschritt Resonanzfrequenz und Dämpfung.	97
5.13	Vergleich der Aufprallgeschwindigkeit für verschiedene Werte von V_{pulse1}	100
5.14	Ergebnisse Mittelwert μ_{stick} hochdynamischer Anschlag für unterschiedlich starke Vorkonditionierung.	103
5.15	Ergebnisse Mittelwerte μ_{stick} für unterschiedliche Werte von V_{pulse1}	103
5.16	Ergebnisse Mittelwerte μ_{stick} für unterschiedliche Prozessierungen und Varianten.	106
5.17	Vergleich der Testzeit des hochdynamischen Anschlags	106
6.1	Vergleich der Resonanzfrequenz aus der Messung und dem Modell in % von f_0	119

Abbildungsverzeichnis

1.1	Bild eines geöffneten MEMS-Beschleunigungssensors	1
1.2	Oberfläche eines MEMS-Wafers	2
2.1	Erster MEMS-Beschleunigungssensor	5
2.2	Design des ersten Airbagsensors	6
2.3	BMI160 von Bosch Sensortec	7
2.4	Modell eines Feder-Masse Systems	8
2.5	Modelldarstellung und Foto eines Lateralkerns	10
2.6	Lateralkern mit S-Federstruktur	11
a	Modelldarstellung eines Z-Kerns mit Wippenstruktur	17
b	Modelldarstellung eines Z-Kerns mit Kammstruktur	17
2.8	REM Bild eines Stoppers nach Lebensdauertests	17
2.9	Adhäsion bei Seitenwandkontakt	18
2.10	Darstellung einer Kapillarbrücke zwischen den Kontaktflächen	19
2.11	Vergleich der Oberflächenkräfte als Funktion des Abstands von zwei perfekt flachen Siliziumoberflächen	22
3.1	Der halbautomatische Prober des Testsystems von N. Brito et al. [51]	25
3.2	Ein vollautomatisches Vormesssystem aus der Produktion	26
3.3	Wafer Prober mit geöffneter zentraler Abdeckung	27
3.4	Prüfkarte und Nadelspinne	28
3.5	Blockschaltbild der Testhardware	29
3.6	Schematische Darstellung der Testsoftware	30
3.7	Kontaktabdrücke der Pads nach Kontaktierung	32
3.8	Schematische Darstellung einer C-V-Kennlinie	34
3.9	Plot der Amplituden und Phasenwinkel für unterschiedliche Dämpfungswerte	36
3.10	Plot der Phasenwinkelmessungen verschiedenen Frequenzen	37
3.11	Plot der C-V-Kennlinie der Schnappspannungsmessung und Adhäsionsbewertung	39
3.12	Normierte Darstellung der Auslenkung in Abhängigkeit der Eingangsspannung	40
4.1	Layout des Lateralkerns mit voll differentiellem Aufbau	43
4.2	Design und Layout des Z-Kerns der DUTs	44
4.3	Plot von μ_{stick} über der Federhärte k	48
4.4	Plot der Einzelwerte von μ_{stick} über der Federhärte k	49
4.5	Plot der Einzelwerte von μ_{stick} über der Dämpfung D Wafergruppe 1	50

4.6	Plot der Einzelwerte von μ_{stick} über der Dämpfung D Wafergruppe 2	51
4.7	Plot der Einzelwerte von μ_{stick} über die normierte Oberflächenladungsdifferenz V_{charge} für den Z-Kern	52
4.8	Plot der Mittelwerte μ_{stick} über die angelegte Anpresskraft in g der beiden Lateralkerne	56
4.9	Plot der Mittelwerte μ_{stick} über die angelegte Anpresskraft in g des Z-Kerns	57
4.10	Boxplot von μ_{stick} über der Anzahl n an Messzyklen	58
4.11	Boxplot von μ_{stick} für alle drei Varianten nach unterschiedlicher Vorkonditionierung	59
4.12	Boxplot von μ_{stick} über die eingestellte Trägerfrequenz V_{hf}	61
4.13	Prozentuale Darstellung der DUTs mit $\mu_{stick} > 0.5$ für beide DUT-Typen	62
4.14	Boxplot von μ_{stick} für drei verschiedene Trägeramplituden V_{hf}	63
4.15	Modell reduzierte Ordnung für eine gekoppelte Mode der Aufhängung	65
4.16	Plot über die Auslenkung der Elektrodenfinger für ein Frequenzspektrum von 3 % bis 13 % von f_0	66
4.17	Plot der Mittelwerte von V_{coll} im Vergleich zu den MSA Ergebnissen der Elektrodenfinger von CM	69
4.18	Plot über die Auslenkung der seismischen Masse für ein Frequenzspektrum von 3 % bis 13 % von f_0	70
5.1	Diagramm der Rampenfunktion von V_{test} , der aus V_{test} und V_{hf} zusammengesetzten Eingangsspannung V_{in} und der gemessenen Kapazität C der Sensitivitätskennlinie	73
5.2	Plot der C-V-Kennlinie bereits gemittelter Messdaten von C	74
5.3	Plot von V_{in} und C für die aufsteigende Rampe von V_{test}	76
5.4	Darstellung der C-V-Kennlinien für unterschiedliche Gradienten k_r	77
5.5	Darstellung der C-V-Kennlinien für unterschiedliche maximale Testspannungen $V_{testmax}$	78
5.6	Sensitivitätskennlinien für sieben DUTs mit unterschiedlichem Rohoffset	80
5.7	Das errechnete Testsignal C_{test} in Abhängigkeit von V_{offs}	81
5.8	Korrelationsplot zwischen C_{10} und Koeffizient e für einen Lateralkern und einen Z-Kern	83
5.9	Korrelationsplot zwischen konventionellem negativem Testsignal C1 und dem errechneten Testsignal für einen Lateralkern und einen Z-Kern	83
5.10	Korrelationsplot zwischen konventionellem und neuem Rohoffset für einen Lateralkern und einen Z-Kern	85
5.11	Histogrammplot und Gaussfit der Messdaten des konventionellen und neuen Rohoffset für einen Lateralkern und einen Z-Kern	86
5.12	Korrelationsplot zwischen Referenzmethode und Oberflächenladung aus der Sensitivitätskennlinie für einen Lateralkern und einen Z-Kern	88
5.13	Darstellung der Wafermaps für beide Methoden für einen Lateralkern	89

5.14	Bestimmung der Hysteresefläche D_{hys} aus der <i>Sensitivitätskennlinie</i>	91
5.15	Simulationsergebnisse für D_{hys} für Dämpfungsbereich 1 (Dämpfungswerte von 0.5 bis 3)	92
5.16	Simulationsergebnisse für D_{hys} für Dämpfungsbereich 2 (Dämpfungswerte von 5 bis 10)	94
5.17	Simulationsergebnisse für D_{hys} in Abhängigkeit von Epitaxiedicke und Kantenverlust für einen Lateralkern und einen Z-Kern	95
5.18	Korrelationsplot zwischen konventionell gemessener Dämpfung und D_{hys} für einen Lateralkern und einen Z-Kern	96
5.19	Wafermap der Dämpfung nach konventionellem Messverfahren und D_{hys} für einen Lateralkern	97
5.20	V_{in} und V_{out} für den hochdynamischen Anschlag über die volle Länge der Messung (links), und den kurzen Zeitabschnitt des hohen Pulses (rechts).	99
5.21	Plot der normierten Kapazitätskennlinien für drei verschiedene Werte von V_{pulse1}	101
5.22	Boxplot von μ_{stick} für fünf Wafer einer Testcharge	102
5.23	Boxplot von μ_{stick} für drei unterschiedliche Werte von V_{pulse1}	104
5.24	Boxplot von μ_{stick} der Variante 1 für neun unterschiedliche Wafer	105
5.25	Korrelation der Mittelwerte von μ_{stick} mit quadratischem Fit für jede Variante .	107
6.1	Ersatzschaltbild eines mechanischen kapazitiven Resonators	109
6.2	Plot der modellierten Kapazität und des Phasenwinkels für unterschiedliche Werte von V_{testod}	110
6.3	Plot der gemessenen Überlastkapazität C im Vergleich zu den Ergebnissen einer Laservibrometermessung	111
6.4	Plot der gemessenen Überlastkapazität C bei einer Variation von V_{hf}	112
6.5	Plot der gemessenen Überlastkapazität C bei einer Variation von V_{testod}	113
6.6	Plots der Überlastkapazitätsmessung für zwei unterschiedliche Lateralkerne im Vergleich zu den Ergebnissen einer Laservibrometermessung der beweglichen Elektrodenfinger	114
6.7	Plot der gemessenen Überlastkapazität C an C1 und C2 eines sehr niedrig gedämpften DUT ($D < 0.05$)	115
6.8	Plots der gemessenen Überlastkapazität für die jeweiligen Z-Kerne des Typs 1 und 2	116
6.9	Plot der gemessenen Kapazität C und der Ableitung $dC/d\omega$ an C1 für den Z-Kern eines sehr niedrig gedämpften DUT-Typs ($D < 0.2$)	117
6.10	Plot der gemessenen Kapazität C und der Ableitung $dC/d\omega$ an C1 eines sehr niedrig gedämpften DUT-Typs ($D < 0.2$)	118
6.11	Plot der gemessenen Kapazität C und der Ableitung $dC/d\omega$ für einen kapazitiven Drucksensor	119
6.12	Plot der Spannung V_{test} und der gemessenen Kapazität C für den modifizierten Messablauf der Adhäsionsbewertung	121

6.13	Plot der Ergebnisse für $V_{pullout}$ und der daraus errechneten Adhäsionskraft F_{adh}	123
6.14	Korrelationsplot von V_{offs} und V_{pullin} von jeweils einem Lateral- und Z-Kern	125
6.15	Korrelationsplot von V_{offs} und V_{out} in Ruheposition sowie V_{pullin} von einem Lateralern	126
6.16	Plot der Wafermaps für V_{pullin} und um den Einfluss des Rohoffset korrigiertem V'_{pullin} für einen Lateralern	127
6.17	Plot der Wafermaps für V_{pullin} und um den Einfluss des Rohoffset korrigiertem V'_{pullin} für einen Z-Kern	128
6.18	Plot der Wafermaps für die Ruhekapazität C_{10} und um den Einfluss des Rohoffset korrigiertem C'_{10} für einen Lateralern	128
6.19	Plot der Wafermaps für die Ruhekapazität C_{10} und um den Einfluss des Rohoffset korrigiertem C'_{10} für einen Z-Kern	129