

LEBENSDAUERPROGNOSE THERMISCH-MECHANISCH
BEANSPRUCHTER LÖTKONTAKTE BEI
ÜBERLAGERUNG MIT QUASISTATISCH
AUFGEBRACHTEN BIEGELASTEN

Dissertation

zur Erlangung des Grades

des Doktors der Ingenieurwissenschaften

der Naturwissenschaftlich-Technischen Fakultät

der Universität des Saarlandes

von

Jonas Gleichauf

Saarbrücken

2024

Tag des Kolloquiums: 27.11.2024
Dekan: Prof. Dr.-Ing. Dirk Bähre
Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. Steffen Wiese
Prof. Dr.-Ing. André Zimmermann

Vorsitz: Prof. Dr.-Ing. Chihao Xu
Akad. Mitarbeiter: Dr.-Ing. Niklas König

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Doktorand in der Zentralforschungseinrichtung der Robert Bosch GmbH in Renningen und am Lehrstuhl für Mikrointegration und Zuverlässigkeit der Universität des Saarlandes in Saarbrücken.

Mein besonderer Dank gilt zunächst meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr. Steffen Wiese für die ausgezeichnete Betreuung dieser Arbeit. Die fachlichen und teils kontroversen Diskussionen im Spannungsfeld einer Industriepromotion haben oftmals wertvolle Denkanstöße geliefert und in bedeutendem Maße zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen.

Des Weiteren möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr. André Zimmermann von der Universität Stuttgart vielmals für sein Interesse an der Arbeit und die Übernahme des Zweitgutachtens bedanken. Außerdem danke ich Herrn Prof. Dr. Chihao Xu für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission und Herrn Dr. Nils König für seine Rolle als wissenschaftlicher Beisitzer. Ganz besonders herzlich möchte ich mich für die fachliche Betreuung bei meinem Kollegen Herrn Youssef Maniar bedanken. Vielen Dank für das durchweg kollegiale und freundschaftliche Verhältnis, welches die endlosen Stunden der Lösungsfindung zahlreicher Fragestellungen außerordentlich bereichert hat. Weiterhin bedanke ich mich ausdrücklich bei Herrn Dr. Roumen Ratchev für sein entgegengebrachtes Vertrauen bei der Mitarbeit im Forschungsprojekt und allen meinen Kollegen aus der CR/APT3 für die positive und stets freundschaftliche Arbeitsatmosphäre. Darüber hinaus möchte ich mich bei meinen Vorgesetzten bei der Robert Bosch GmbH, Frau Dr. Charlotte Fischer, Herrn Dr. Pierre Eckold, Herrn Dr. Michael Guyenot, sowie Herrn Dr. Joachim Völker und Herrn Dr. Godehard Schmitz für die vielfältige Unterstützung, die Zurverfügungstellung der benötigten Ressourcen und das damit verbundene uneingeschränkte Vertrauen bedanken. Meinen Kollegen Herrn Simeon Lange und Herrn Marco Güth danke ich für die Unterstützung bei den experimentellen Arbeiten und den fachlichen Austausch über die Geschäftsbereichsgrenzen hinweg. Zuletzt gilt mein ganz besonderer Dank meinen Eltern und meinen beiden Schwestern Annika und Lilith, sowie meiner Partnerin Sarah und ihrer Familie, welche mich während und ganz besonders gegen Ende der Promotionszeit uneingeschränkt unterstützt und sehr viel Verständnis aufgebracht haben.

Kurzfassung

Im Zuge des Transformationsprozesses in der Automobilindustrie hin zur Elektrifizierung des Antriebsstrangs steigen die Anforderungen an verkürzte Entwicklungszeiten für elektronische Baugruppen. Dabei kommt es aufgrund deren Einbausituation zu teils komplexen thermisch induzierten Verwölbungszuständen, wodurch zusätzliche mechanische Belastungen auf die Lötstellenverbindung der Komponenten einwirken. Daher wird im Rahmen dieser Arbeit ein Prüfstand entwickelt, welcher die Erprobung solcher Lötverbindungen unter zyklischer 3-Punkt-Biegung in Kombination mit einer Temperaturwechselbelastung ermöglicht. Konkret wird dabei das Versagen von Kondensator-Lötkontakten in Abhängigkeit der Belastungshöhe bei Variation der Lötstellengeometrie sowie des Bauteilherstellers untersucht. Bauelemente mit kleinerem Lötvolument zeigen kürzere Lebensdauern, wobei sich unabhängig der Größe des Lötkontaktes analytische Lebensdauergesetze zur Beschreibung des Ausfallverhaltens ergeben. Ein Wechsel des Bauteilherstellers wirkt sich ebenfalls signifikant auf die Lötstellenlebensdauer der Komponenten aus. Zur Beschreibung der Ausfalldaten wird ein Lebensdauermodell entwickelt, mit welchem sich in Abhängigkeit der äußeren Belastung die ertragbaren Lastwechsel für beliebige Ausfallwahrscheinlichkeiten prognostizieren lassen. Weiterhin werden Finite-Elemente-Simulationen durchgeführt, um den Schädigungseintrag in das Lötvolument unter den gegebenen Versuchsrandbedingungen zu quantifizieren.

Abstract

In the course of the transformation process in the automotive industry towards the electrification of the powertrain, the requirements for shorter development times for electronic assemblies are increasing. Due to their mounting situation, complex thermally-induced warping conditions occur in some cases, whereby additional mechanical loads act on the solder joint connection of the components. For this reason, a test rig is being developed, which enables the testing of such soldered joints under cyclic 3-point bending in combination with thermal cycling. The failure of capacitor solder contacts is investigated as a function of the load level with variation of the solder joint geometry and the component manufacturer. Components with a smaller solder volume show shorter lifetimes, whereby analytical lifetime laws for describing the failure behavior are obtained regardless of the size of the solder contact. A change of component manufacturer also has a significant effect on the solder joint lifetime. In order to describe the failure data, a lifetime model is developed with which predicts the tolerable load changes for any failure probabilities depending on the external load. Finite element simulations are also carried out in order to quantify the damage to the soldering volume under the given test boundary conditions.

Abkürzungsverzeichnis

ADC	<i>Analog digital converter</i>
AOI	<i>Automated solder inspection</i>
AXI	<i>Automated x-ray inspection</i>
AVT	Aufbau- und Verbindungstechnik
BLR	<i>Board level reliability</i>
CAD	<i>Computer-aided design</i>
CDF	<i>Cumulative density function</i>
CFD	<i>Computational fluid dynamics</i>
CPLD	<i>Complex programmable logic device</i>
CSP	<i>Chip Scale Packages</i>
CSV	<i>Comma-separated values</i>
CTE	<i>Coefficient of thermal expansion</i>
DAC	<i>Digital analog converter</i>
DAC	<i>Discrete Fourier transform</i>
DMS	Dehnmessstreifen
DPL	<i>Double power law</i>
ECU	<i>Electronic control unit</i>
ELV	<i>End-of-life- Vehicle</i>
EOL	<i>End-of-life</i>
ESL	Ersatzserieninduktivität
ESR	Ersatzserienwiderstand
FEM	Finite-Elemente Methode
FPGA	<i>Field programmable gate array</i>
HT	<i>High temperature: $T_{max}, u_{z,max}$</i>
IMC	<i>Intermetallic compound</i>
KBA	Kraftfahrtbundesamt
LED	<i>Light-emitting diode</i>
LSE	<i>Least square error</i>

LGA	<i>Land grid array</i>
LL	Lastlevel
LT	<i>Low temperature: $T_{min}, u_{z,min}$</i>
MLCC	<i>Multilayer-ceramic capacitor</i>
MLE	<i>Maximum-likelihood estimation</i>
MTTF	<i>Mean-time-to-failure</i>
MUX	Multiplexer
OEM	<i>Original equipment manufacturer</i>
PCB	<i>Printed circuit board</i>
PDF	<i>Probability density function</i>
POF	<i>Physics-of-Failure</i>
QFN	<i>Quad-flat no-leads</i>
RGB	Rot, Grün, Blau
RoHS	<i>Reduction of Hazardous Substances</i>
SAC	Zinn-Silber-Kupfer
SMD	<i>Surface mounted device</i>
SMT	<i>Surface mount technology</i>
SPI	<i>Solder paste inspection</i>
SPIB	<i>Serial peripheral interface bus system</i>
TMF	<i>Thermo-mechanical fatigue</i>
TW	Temperaturwechsel
VDA	Verband der Automobilindustrie
VWA	<i>Volume Weight Average</i>

Symbolverzeichnis

Lateinische Symbole

A_{eff}	Effektive Elektrodenfläche
a	Materialparameter
B	Breite
b	Materialparameter
C	Materialparameter
C_x	Kapazität des Kondensators
C_i	Materialparameter der kinematischen Verfestigung
D	Materialkonstante
d	Elektrodenabstand
F	Kraft
f	Frequenz
H	Höhe
h	Dicke
I_{eff}	Effektiver elektrischer Strom
J_2	Zweite Invariante des Spannungsdeviators
L	Länge
L_x	Induktivität des Kondensators
m	Materialparameter
N	Zykluszahl
n	Elektrodenanzahl
p_{tot}	Totaldruck
Q	Materialparameter
R	Parameter der isotropen Verfestigung
R^2	Bestimmtheitsmaß
R_x	Widerstand des Kondensators
Re	Reynoldszahl

T	Temperatur
T_h	Homologe Temperatur
T_{Luft}	Lufttemperatur
$T_{Luft,ein}$	Lufttemperatur bei Prüfraumeintritt
T_w	Wandtemperatur
t	Zeit
U_{eff}	Effektive elektrische Spannung
u	Auslenkung
V	Löt volumen
\dot{V}	Volumenstrom
v_{Luft}	Luftgeschwindigkeit
X	Rückspannungstensor im Spannungsraum
\dot{X}	Deviatorischer Anteil des Rückspannungstensors im Spannungsraum
X_C	Kapazitiver Blindwiderstand
Z	Impedanz

Griechische Symbole

α	Wärmeübergangskoeffizient
α_{CTE}	Thermischer Ausdehnungskoeffizient
β	Formparameter der Weibullverteilung
γ	Schwellenwertparameter der Weibullverteilung
γ_i	Materialparameter der kinematischen Verfestigung
ϵ_0	Dielektrizitätszahl des Vakuums
ϵ_r	Dielektrizitätszahl des Kondensatordielektrikums
ϵ	Dehnung
ϵ'_f	Duktilitätskoeffizient
ϵ^{el}	Elastischer Dehnungsanteil
ϵ^{pl}	Plastischer Dehnungsanteil
$\dot{\epsilon}$	Plastische Dehnrage
$\dot{\epsilon}^{pl}$	Äquivalente plastische Dehnrage
ϵ_{acc}^{pl}	Akkumulierte plastische Dehnung
ϵ_{RF}	Randfaserdehnung
ϵ^{th}	Thermischer Dehnungsanteil
η	Skalenparameter der Weibullverteilung

θ	Inklinationswinkel
μ	Erwartungswert der Normalverteilung
ν	Poissonzahl
ξ	Materialparameter
ρ	Korrelationskoeffizient nach <i>Pearson</i>
ρ_L	Dichte der Luft
σ	Standardabweichung der Normalverteilung
σ	Wahre Spannung
$\bar{\sigma}$	Relativer Spannungstensor
σ'_f	Dauerfestigkeitsbeiwert
σ_v	Visco-Spannung
σ_y	Fließgrenze
φ	Phasenwinkel
Ω	Viskoplastisches Potential
Ω	Rotationswinkel

Tiefgestellte Indizes

<i>elem</i>	Element
<i>fail</i>	Ausfall
<i>Feld</i>	Einsatzbedingungen
<i>ges</i>	gesamt
<i>Lab</i>	Laborbedingungen
<i>max</i>	maximal
<i>me</i>	mechanisch
<i>min</i>	minimal
<i>MLCC</i>	Kondensator
<i>nom</i>	nominal
<i>PCB</i>	Leiterplatte
<i>ref</i>	Referenz
<i>rel</i>	relativ
<i>th</i>	thermisch
<i>x</i>	x-Richtung
<i>y</i>	y-Richtung
<i>z</i>	z-Richtung

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	I
Abstract	III
Abkürzungsverzeichnis	V
Symbolverzeichnis	VII
1 Einleitung und Motivation	1
1.1 Problembeschreibung	1
1.2 Zuverlässigkeit von Lötstellenverbindungen	3
1.3 Wissenschaftliche Zielstellung	5
2 Grundlagen der Lötstellenzuverlässigkeit	7
2.1 Werkstofftechnische Grundlagen von bleifreien Lötlegierungen	7
2.1.1 Veredelung von SnAgCu-Loten	9
2.1.2 Intermetallische Phasen an Grenzflächen	10
2.2 Schädigungsverhalten von Lötstellenverbindungen	12
2.2.1 Temperaturabhängiges Ausfallverhalten	12
2.2.2 Mechanisch induziertes Ausfallverhalten	13
2.2.3 Ausfallverhalten unter kombinierter thermisch-mechanischer Belastung	14
2.2.4 Einfluss von Prozesstoleranzen auf die Zuverlässigkeit von Lötverbindungen	16
2.3 Materialtheorie von Weichloten	17
2.3.1 Modellierung von Elastizität und Plastizität	17
2.3.2 Isotrope Verfestigung	18
2.3.3 Kinematische Verfestigung	19
2.3.4 Nichtlineare kinematische Verfestigung	20
2.3.5 Modellierung von Viskoplastizität	21
2.4 Berechnung der Lötstellenzuverlässigkeit mittels FE-Simulation	24
2.4.1 Modellierung des Verformungsverhaltens von Lötkontakten	24

2.4.2	Ermittlung schädigungsrelevanter Größen	25
2.5	Statistische Beschreibung des Ausfallverhaltens	26
2.6	Lebensdauermodelle für Lötstellenermüdung	31
2.6.1	Empirische Lebensdauermodelle	32
2.6.2	Physics-of-Failure Ansatz in der FE-Simulation	35
3	Entwicklung des Prüfstands	37
3.1	Versuchsträger	37
3.1.1	Aufbau der Testplatine	37
3.1.2	Bauteilcharakterisierung	39
3.1.3	Variation des Lötolumens	43
3.1.4	Extraktion von Geometrieparametern aus AOI-Daten	44
3.1.5	Analyse des Einflusses vom Bauteilhersteller auf die Lötstellenqualität	48
3.2	Konzeption des Teststand-Designs	51
3.2.1	Temperaturzyklus und Ableitung der Biegebelastung	51
3.2.2	Prüfstandintegration in Klimakammer	52
3.2.3	Mechanischer Aufbau des Teststands	58
3.3	Aufbau der Messtechnik	60
3.3.1	Verkabelung der Platinen	60
3.3.2	Impedanzmessung im BLR-Tester	61
3.3.3	Kommunikationsarchitektur und Programmablauf im Prüfstand . .	64
4	Durchführung des Experiments	67
4.1	Validierung der Versuchsrandbedingungen	67
4.1.1	Messung der Temperaturverteilung auf den Testplatinen	67
4.1.2	Dehnungsmessung der Platinen unter 3-Punkt-Biegung	69
4.1.3	Elektrische Messung der MLCC-Bauelemente	73
4.2	Auswertung der Testergebnisse	74
4.2.1	Ausfalldetektion	75
4.2.2	Statistische Auswertung der Bauteilausfälle	79
4.2.3	Analyse der lastabhängigen Lötstellenschädigung	82
4.2.4	Ausfallverhalten von MLCC-Lötstellen unter 3-Punkt-Biegung mit überlagertem TW	85
4.3	Korrelation von Fertigungsparametern mit der Lötstellenausfallwahrscheinlichkeit	91

5	Finite-Elemente-Simulation	95
5.1	Modellbildung	95
5.1.1	Modellierung und Validierung des PCB-Modells	95
5.1.2	Modellierung der Baugruppe	99
5.2	Numerische Vorhersage des Einflusses der Belastungsart auf die Lötstelle .	102
5.3	Simulation des Lötstellenversagens in Abhängigkeit der Belastungshöhe . .	105
6	Diskussion der Ergebnisse	109
6.1	Belastungsabhängige Streuung der Lebensdauerdaten	109
6.2	Einfluss prozessbedingter Schwankungen auf das Ausfallverhalten von Löt- verbindungen	112
6.3	Lebensdauerprognose gelöteter MLCC mittels Finite-Elemente Simulation .	115
7	Zusammenfassung	119
	Literaturverzeichnis	121

Kapitel 1

Einleitung und Motivation

Die vorliegende Forschungsarbeit befasst sich mit der experimentellen Lebensdaueruntersuchung von Lötkontakten unter kombinierter thermischer und mechanischer Wechselbelastung sowie der Methodenentwicklung zur simulationsgestützten Zuverlässigkeitsbewertung gelöteter Bauelemente für deren Einsatz im Bereich von Automotive-Anwendungen. Dazu widmet sich dieses Kapitel einleitend den aktuellen Trends innerhalb der Automobilindustrie sowie den technischen Herausforderungen, welche sich für die Hersteller von elektronischen Komponenten daraus ergeben. Basierend auf den offenen Forschungsfragen leiten sich entsprechende Lösungsansätze ab, welche im Rahmen dieser Arbeit abgehandelt werden sollen.

1.1 Problembeschreibung

„Zuverlässigkeit ist die Fähigkeit einer Ware, denjenigen durch den Verwendungszweck bedingten Anforderungen zu genügen, die an das Verhalten ihrer Eigenschaften während einer gegebenen Zeitdauer unter festgelegten Bedingungen gestellt werden.“

So beschreibt der Verband der Automobilindustrie (VDA) die Produktvorstellungen eines Kunden unabhängig der Käuferschicht und der Preisklasse des Fahrzeugs [1]. Die vom Kraftfahrtbundesamt (KBA) veröffentlichten Zahlen der Neuzulassungen batterieelektrisch betriebener Fahrzeuge der letzten Jahre verdeutlichen die rasante Entwicklung und den gestiegenen Bedarf alternativer Antriebskonzepte (s. Abbildung 1.1).

Dieser Transformationsprozess hin zu nachhaltiger und energieeffizienter Mobilität stellt die deutsche Automobilindustrie dabei vor große technische Herausforderungen. Die Elektrifizierung des Antriebsstranges und die damit einhergehenden Trends hin zum autonomen Fahren führen zu hohen elektrischen Verlustleistungen auf den zumeist organischen Schaltungsträgern (PCB) der Leistungselektronik, wodurch sich die Anforderungen an die Zuverlässigkeit

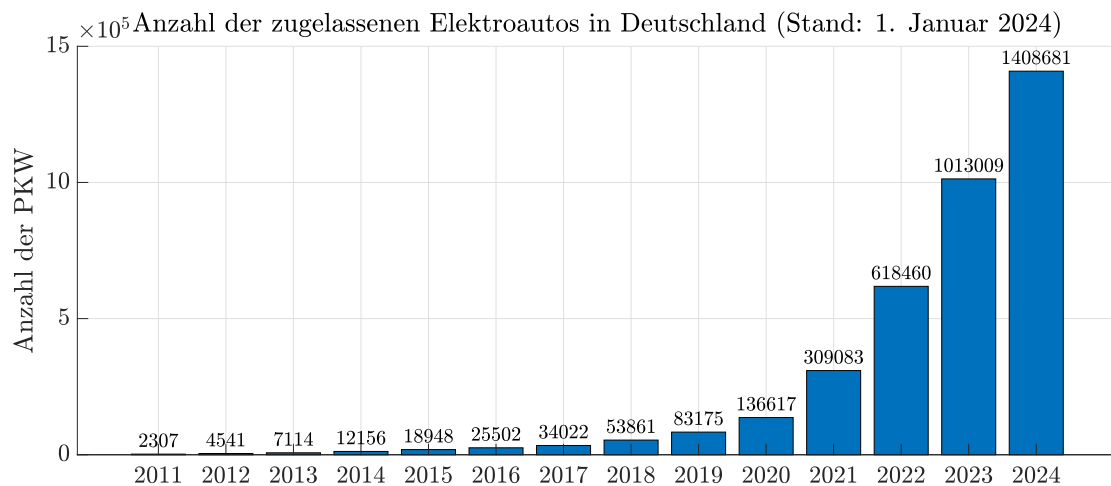


Abbildung 1.1: Entwicklung der Anzahl in Deutschland zugelassener batterieelektrisch betriebener Kraftfahrzeuge von 2011 bis Januar 2024 nach [2].

dieser Baugruppen stetig erhöhen [3]. Parallel dazu werden elektronische Systeme zunehmend sicherheitskritisch wodurch sie entscheidend zur Erhaltung der Fahrtüchtigkeit des Kraftfahrzeuges beitragen [4]. Gleichzeitig steigt aufgrund der produktgetriebenen Miniaturisierung die Packungsdichte auf diesen hochintegrierten Baugruppen, wodurch sowohl eine Mengenreduzierung der eingesetzten Verbindungsstoffe als auch innovative Entwärmungskonzepte erforderlich werden [5]. Die Umstellung von den gesundheitsgefährdenden bleihaltigen auf bleifreie Lotwerkstoffe auf Zinn-Silber-Kupfer-(SAC) Basis führte in der Baugruppenfertigung darüber hinaus zu höheren Prozesstemperaturen, um die stoffschlüssige Verbindung zwischen SMD (surface mounted device) und der PCB zu realisieren [6, 7]. Zudem begünstigte in den letzten Jahren der ständig steigende Kostendruck in Verbindung mit dem Zwang zur drastischen Reduzierung von Entwicklungszeiten einen erheblichen Forschungsaufwand, um die Charakterisierung der bleifreien Lötwerkstoffe in Bezug auf ihr Schädigungsverhalten voranzutreiben [8–10]. Dabei lag der Fokus einerseits auf der Entwicklung neuartiger Legierungen, um die Materialeigenschaften der Verbindungsstoffe gezielt auf die gestiegenen Feldbelastungen anzupassen und andererseits auf der Methodenentwicklung zur Zuverlässigkeitsqualifizierung neuartiger Technologien in der Aufbau- und Verbindungstechnik (AVT). Diese Untersuchungen verfolgen jedoch unabhängig vom jeweiligen Forschungsschwerpunkt stets das Ziel, die Produktlebensdauerprognose zeiteffizienter, kostengünstiger und präziser zu gestalten, um den Anforderungen der OEMs (original equipment manufacturer) an die Zuverlässigkeit der verbauten Leistungselektronik gerecht zu werden [1].

1.2 Zuverlässigkeit von Lötstellenverbindungen

Konkret geht es bei der Zuverlässigkeitsbewertung um das Absichern elektronischer Baugruppen gegenüber teils sehr rauen Umwelteinflüssen, welche während eines Produktlebenszyklus im Kraftfahrzeug auftreten. Diese reichen von hohen Temperaturschwankungen über erhebliche mechanische Belastungen wie Vibrationen bis hin zu feuchteinduzierten elektrochemischen Migrationsprozessen [11, 12]. Generell lässt sich die Ausfallcharakteristik elektronischer Systeme während eines Produktlebenszyklus über eine sogenannte „Badewannenkurve“ darstellen (s. Abbildung 1.2).

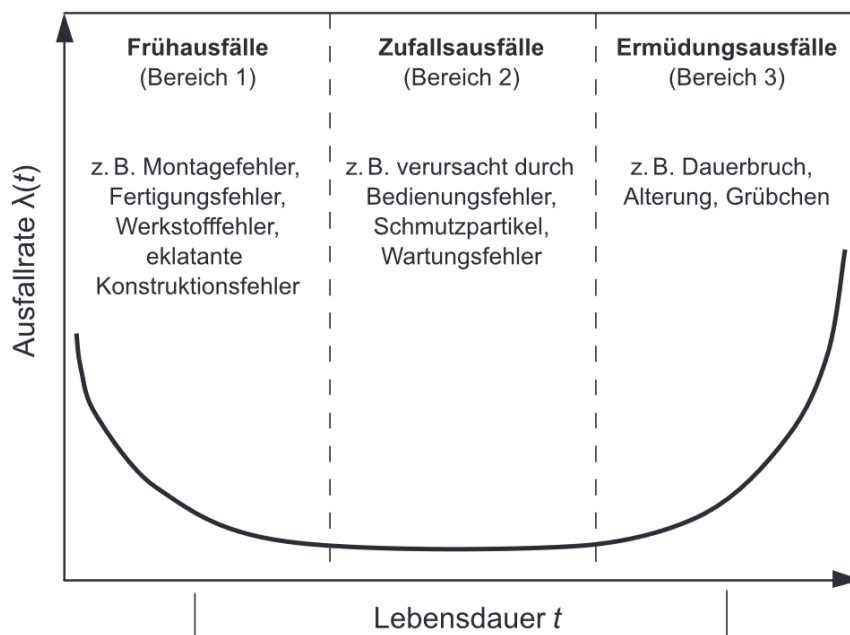


Abbildung 1.2: Badewannenkurve nach [13].

Diese beschreibt die Ausfallrate des Produkts über die Einsatzzeit und teilt sich in eine Phase der auftretenden Frühausfälle mit fallender Ausfallrate (Bereich 1), den Bereich konstanter Fehlerrate (Bereich 2) und mit wieder steigender Ausfallrate den Bereich der alterungsbedingten Ausfälle (Bereich 3). Dabei wird die Phase konstant niedriger Fehlerrate als die nutzbare Betriebsdauer eines Systems bezeichnet [14]. Speziell für die Erprobung ist die letzte Phase der alterungsbedingten Ausfälle von besonderem Interesse, da diese Aufschluss über die erwartbaren Schädigungsmechanismen innerhalb der Lötverbindung gibt. Aus diesem Grund kommen beschleunigte Testverfahren unter Belastungsrandbedingungen zum Einsatz, welche um ein Vielfaches anspruchsvoller verglichen mit denen realer Einsatzbedingungen der Baugruppe sind. Die Herausforderung besteht nun in der Beschreibung der auftretenden Schädigungsmechanismen innerhalb dieser Baugruppen unter kombinierten

Belastungsarten, sowie der Transfer in geeignete Testszenarien, um diese Mechanismen unter kontrollierten Randbedingungen innerhalb stark verkürzter Erprobungsdauer herbeizuführen und deren Funktions- und Wirkungsweise zu charakterisieren. Das Verständnis über die lebensdauerbeeinflussenden Faktoren sowie die daraus resultierende Wechselwirkung zwischen den verschiedenen Materialien und Komponenten innerhalb der Baugruppen sind grundlegend für die Prognose der Zuverlässigkeit solcher Systeme. Insbesondere die Lötstellenverbindungen, welche sowohl die mechanische als auch die elektrische Verbindung zwischen SMD und PCB realisieren, stellen sich unter den eingangs beschriebenen Einflussfaktoren als ausfallkritisches Designelement im Entwicklungs- und Qualifizierungsprozess dar [15, 16]. Beispielhaft für eine solche Baugruppe ist in Abbildung 1.3 das Steuergerät (ECU) einer elektrischen Servolenkung dargestellt, welche für den Einsatz in autonom fahrenden Kraftfahrzeugen vorgesehen ist.



Abbildung 1.3: Steuergerät mit Elektromotor der elektrischen Servolenkung (links) und geöffnetes Steuergerät in Gehäuse (rechts) [17].

Die ECU besteht aus einer PCB mit denen mittels SMT (surface mount technology) aufgelöteten Bauelementen, welche die Steuerungslogik realisieren. Die PCB selbst ist aus einer variablen Anzahl von Leiterbahnschichten aufgebaut, welche über Durchkontaktierungen verbunden und mit isolierendem Basismaterial, bestehend aus Glasgewebe- und Polymermatrixschichten, voneinander getrennt sind. Beim SMT-Prozess folgt dem Applizieren der Lötpaste mit anschließender Pastenkontrolle das Bestückverfahren (pick-and-place) und daraufhin der eigentliche Reflow-Lötprozess mit abschließender optischer Inspektion der Bauelement-Lagetoleranzen auf der PCB [18]. Weiterhin ergeben sich aufgrund der Einbausituation der Schaltungsträger zusätzliche mechanische Belastungen, welche unter Temperatureinfluss aus der unterschiedlichen Wärmeausdehnung von Gehäuse und Platine herrühren [19, 20]. Diese thermisch induzierte Verwölbungssituation sorgt insbesondere im Bereich von Verschraubungen und Einpressverbindungen für komplexe mehrachsige Belastungszustände auf den Schaltungsträgern, welche zu einer beschleunigten Rissbildung in den

Lötkontakten führen. Beispielhaft hierfür ist in Abbildung 1.4 das Modell eines BOSCH-Steuergerätes dargestellt, welches sich im Gehäuse unter Temperatureinfluss verwölbt. Die Verteilung der Dehnungen auf der Platinenoberseite zeigt dabei die höchsten Werte im Bereich der eingepressten Pins, wobei die in diesen höher belasteten Zonen platzierten Bauelemente entsprechend wesentlich höhere Belastungen erfahren.

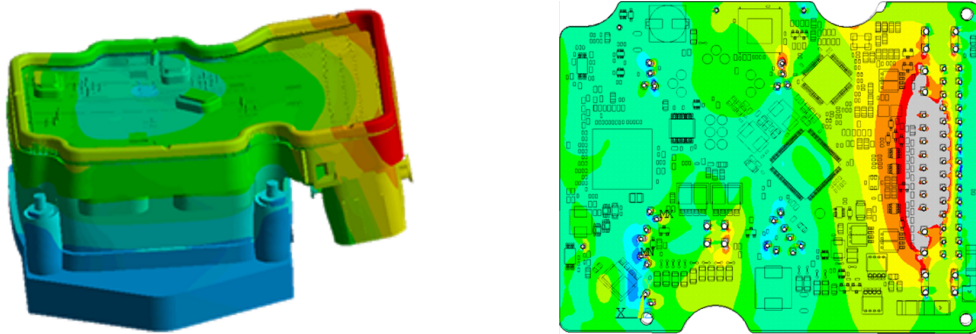


Abbildung 1.4: Verformtes BOSCH ESP-Steuergerät in Gehäuse unter Temperatureinfluss (links) und resultierende Dehnungen (qualitativ) auf Platinenoberseite (rechts) [21].

1.3 Wissenschaftliche Zielstellung

Im Rahmen dieser Arbeit soll daher der Einfluss solch zusätzlicher mechanischen Biegebelastungen auf die Lebensdauer der Lötkontakte von Kondensatoren auf Leiterplatten bei Temperaturwechselerprobung untersucht werden. Zu diesem Zweck wird ein Prüfstand entwickelt, welcher diese Art der Belastung realisiert und die Überwachung der Lötstellendegradation für eine hohe Bauelementanzahl ermöglicht. Aus dieser Zielsetzung leiten sich fünf zentrale Forschungsfragen ab, welche mithilfe der in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse beantwortet werden sollen:

- Wie wirkt sich eine Änderung der Biegebelastungshöhe auf die Lebensdauer der Lötkontakte aus und lassen sich eindeutige Zusammenhänge zwischen der Bauteilausfallwahrscheinlichkeit und der äußeren Belastungshöhe identifizieren?
- Wie wirkt sich eine Größenänderung der Lötstelle oder ein Wechsel des Bauelementherstellers auf die Lebensdauer der gelöteten Bauelemente aus?
- Lassen sich individuelle Prozessparameter hinsichtlich der Bauelementgeometrie oder Aufbautoleranzen als eindeutig lebensdauerbeeinflussend identifizieren?

- Lässt sich auf Basis der Lebensdauerdaten aus dem Experiment ein Lebensdauermodell entwickeln, welches die Vorhersage der ertragbaren Lastzyklen in Abhängigkeit der Belastung und der Ausfallwahrscheinlichkeit ermöglicht?
- Inwieweit ist dieses Modell auch zur Prognose der Lebensdauer auf Basis numerischer Lebensdauerdaten aus der FE-Simulation anwendbar und welche Gültigkeitsgrenzen existieren bei Anwendung eines solchen Modells?

Basierend auf diesen Fragestellungen werden folgende Arbeitspakete definiert, welche im Rahmen der eingangs formulierten wissenschaftlichen Zielsetzung abgehandelt werden:

1. Konzeption, Entwicklung und Umsetzung eines Prüfstands zur Charakterisierung des Ausfallverhaltens gelöteter Kondensatoren, welcher folgende Anforderungen erfüllt:
 - a) Erprobung einer hohen Stückzahl gelöteter Bauelemente für statistisch signifikante Ergebnisse
 - b) Realisierung thermisch homogener Randbedingungen über alle Prüfkörper hinweg während des Temperaturwechseltests mit überlagerter Biegung
 - c) Konstruktive Umsetzung einer 3-Punkt-Biegungsbelastung zur Realisierung unterschiedlicher Belastungsniveaus innerhalb einer Testplatine synchron zum Temperaturverlauf
 - d) In-situ-Prüfung der Lötverbindungen auf elektrischen Ausfall in jedem Temperaturzyklus
2. Statistische Auswertung der Lebensdauerdaten und Korrelation ausgewählter Prozessparameter in Abhängigkeit von
 - a) Biegebelastungshöhe
 - b) Lötstellenform, bzw. Lötstellenvolumen
 - c) Bauteilhersteller
3. Numerische Lebensdauerprognose thermisch-mechanisch beanspruchter Lötkontakte
 - a) Ableitung und Validierung von FE-Simulationsmodellen für die im Experiment betrachteten Bauelementvarianten
 - b) Untersuchung von der Belastungs- und Geometrieabhängigkeiten der numerisch ermittelten Schädigung in den Lötkontakten
 - c) Ableitung und Parametrierung eines analytischen Modells zur Vorhersage der Lebensdauer von Lötkontakten in Abhängigkeit der Belastungshöhe und der Ausfallwahrscheinlichkeit

Kapitel 2

Grundlagen der Lötstellenzuverlässigkeit

In diesem Kapitel werden im Allgemeinen die Eigenschaften der bleifreien Lötwerkstoffe auf Zinn-Silber-Kupfer-Basis behandelt, sowie deren Zuverlässigkeitsbewertung unter verschiedenen Belastungsszenarien. Hierzu widmet sich Abschnitt 2.1 einleitend den für die Aufbau- und Verbindungstechnik relevanten Lötlegierungssystemen sowie deren thermischen und mechanischen Eigenschaften. Das anschließende Unterkapitel 2.2 behandelt die mikrostrukturellen Vorgänge im Lötgefüge, welche zur Schädigung unter thermischer und mechanischer Belastung führen. In Abschnitt 2.3 werden die mathematischen Grundlagen der zur Beschreibung des Verformungsverhaltens verwendeten Materialmodelltheorien behandelt sowie deren Gültigkeitsbereiche aufgezeigt. Das Unterkapitel 2.4 widmet sich Simulationsansätzen zur numerischen Schädigungsbewertung von Lötkontakten, wobei die Methoden zur statistischen Auswertung von Lebensdauerdaten in Abschnitt 2.5 vorgestellt und entsprechende Metriken hinsichtlich der Bewertung von Wahrscheinlichkeitsmodellen erläutert werden. Abschließend stellt Abschnitt 2.6 analytische Lebensdauermodelle zur Beschreibung von Lötstellenermüdung sowie deren Anwendungsbereiche dar.

2.1 Werkstofftechnische Grundlagen von bleifreien Lötlegierungen

Die RoHS-Richtlinie (Reduction of Hazardous Substances) [22] regelt seit Anfang 2003 das gesetzliche Verbot von Lötwerkstoffen auf Zinn-Blei-Basis für den Unterhaltungselektronikbereich und die ELV (End-of-Life-Vehicle Direktive) [23] das Stoffverbot für den Einsatz bleihaltiger Lötlegierungen in Automotive-Anwendungen. Alternativ dazu werden seitdem vor allem binär eutektische Legierungen der Gruppen SnAg, SnCu und ternär eutektische Legierungssysteme wie SnCuNi, SnAgBi und insbesondere SnAgCu im Automotive-Bereich

eingesetzt [24]. Diese SnAgCu-Legierungen weisen Schmelzpunkte zwischen 208°C und 227°C auf und liegen damit um ca. 30 K oberhalb derer vergleichbarer Bleilote auf Zinnbasis. Der Silbergehalt schwankt zwischen 2 und 4, bzw. der Kupfergehalt zwischen 0,2 und 1,2 Gewichtsprozent [25]. Somit befinden sich diese Legierungen in der zinnreichen Ecke des in Abbildung 2.1 dargestellten Zustandsdiagramms für das ternäre SnAgCu-System.

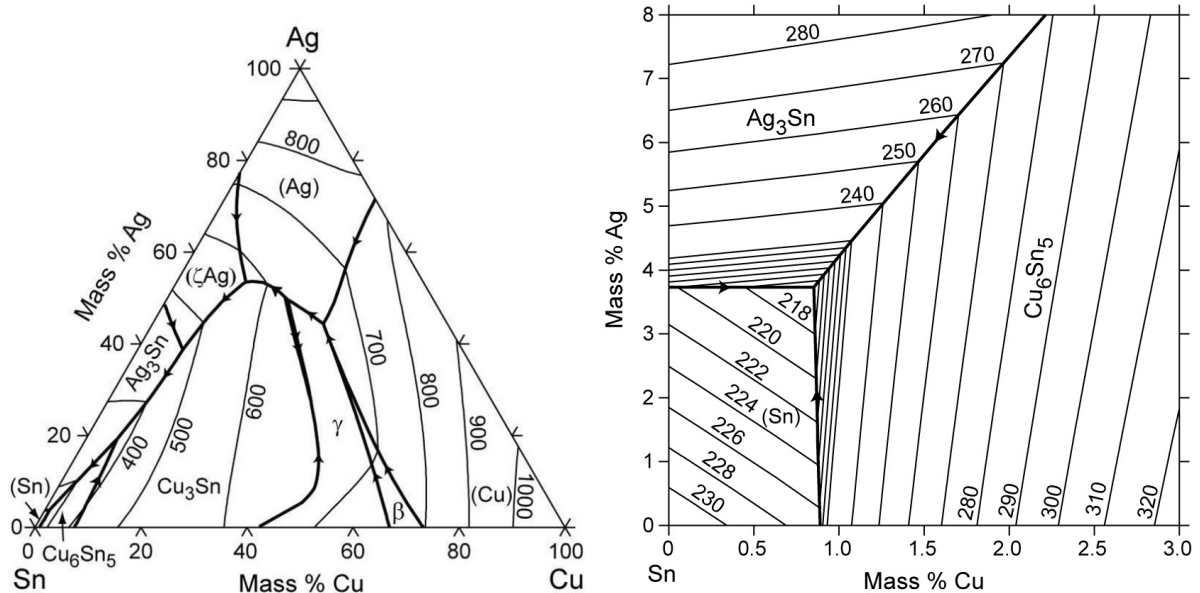


Abbildung 2.1: Ternäres Zustandsdiagramm für ein SnAgCu-Legierungssystem (links) [26] und eine vergrößerte Ausschnitt der zinnreichen Ecke des Zustandsdiagramms (rechts) [27].

Bei ca. 3,5 Gewichtsprozent Silber und 0,9 Gewichtsprozent Kupfer befindet sich das ternäre Eutektikum, welches eine Schmelztemperatur von 217°C aufweist. Im erstarrten Zustand enthält das Gefüge dieser ternären eutektischen Legierung einige wenige Zinndendriten, in deren Lücken kleine Cu_6Sn_5 und intermetallische Ag_3Sn -Phasen in einer β -Zinn-Matrix vorliegen, welche beim Abkühlen der Schmelze zuletzt erstarren (s. Abbildung 2.2) [28]. Bei übereutektischen Legierungen begünstigt ein höherer Silbergehalt die Bildung von plättchenförmigen intermetallischen Phasen aus Ag_3Sn oder säulenförmigen Cu_6Sn_5 -Phasen. Diese hochfesten Stellen in der wesentlich weicheren Zinn-Matrix begünstigen die Rissinitiierung, was in einem verminderten Kriechwiderstand resultiert und sich damit potenziell negativ auf die Zuverlässigkeit der Lötstelle auswirkt [29]. Dieser sich nicht im Gleichgewicht befindliche Zustand deutet darauf hin, dass eine starke Unterkühlung nötig ist, um die Keimbildung und damit ein Wachstum des β -Zinns zu begünstigen. Das Wachstum solcher großen primären intermetallischen Phasen kann einerseits kinetisch (schnelle Abkühlung) oder thermodynamisch (Reduzierung von Silber- und/oder Kupfergehalt) unterbunden werden [28]. Aus diversen Versuchen an Bulkproben geht dabei eindeutig hervor, dass die Ausbildung

von Ag_3Sn -Plättchen, bzw. Cu_6Sn_5 -Hexagonen mit abnehmender Abkühlrate begünstigt wird [30]. Ein feinkörniges Gefüge mit seinen feinverteilten intermetallischen Phasen zeigt dabei entsprechend eine höhere Festigkeit und damit einen höheren Kriechwiderstand. Die Lichtmikroskop-Aufnahmen in Abbildung 2.2 zeigen hierzu diese charakteristischen Phasen im naheeutektischen Gefüge an geätzten und ungeätzten Proben des bleifreien Weichlotes $\text{Sn}_{3,8}\text{Ag}_{0,7}\text{Cu}$.

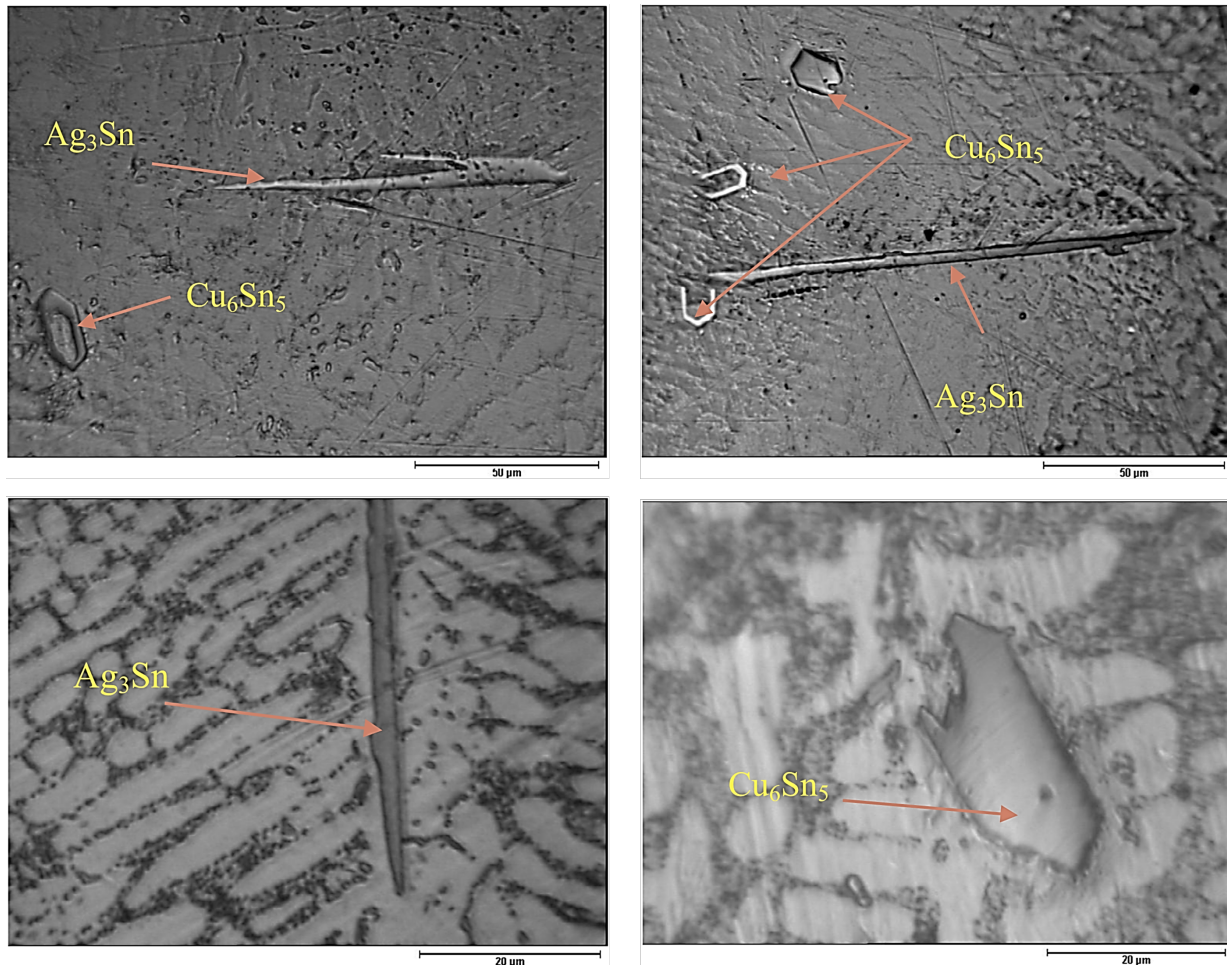


Abbildung 2.2: Lichtmikroskop-Aufnahmen von ungeätzten (oben) und geätzten (unten) Proben zur Analyse der charakteristischen Phasen im naheeutektischen Gefüge des bleifreien Weichlotes $\text{Sn}_{3,8}\text{Ag}_{0,7}\text{Cu}$ [31].

2.1.1 Veredelung von SnAgCu-Loten

Die Abwesenheit von Blei sorgt für eine Schmelzpunkterhöhung, wodurch die Prozesstemperaturen steigen und die Baugruppen entsprechend einer höheren thermischen Belastung

bereits während des Fertigungsprozesses ausgesetzt sind. Durch Zulegieren verschiedener chemischer Elemente („Veredeln“) können die Eigenschaften der SnAgCu-Basislegierung gezielt verändert werden um die Zuverlässigkeitsanforderungen der Baugruppe zu erfüllen. Beim Veredeln geht es dabei in erster Linie um die Verbesserung metallurgischer Eigenschaften im Sinne der Erhöhung der technischen Zuverlässigkeit. Diese betreffen die Gefügeeigenschaften der Lötverbindung (Kristallisation, Gefügeausbildung, Ausscheidungsverhalten) und damit ihre Festigkeit sowie Kriecheigenschaften und die Interaktion mit den Fügepartnern (Grenzflächenbildung, Ausbildung intermetallischer Phasen, Ablegierung) [32]. Daher werden für neue Legierungen zum einen langsame Diffusionsgeschwindigkeiten gefordert, um thermische Alterung zu verzögern und Grenzflächen zu stabilisieren. Andererseits sollen diese Legierungen hohe mechanische Festigkeit aufweisen, um die Geschwindigkeit von Kriechprozessen zu verlangsamen. Da Weichlote bei hohen homologen Temperaturen zum Einsatz kommen, ist Versetzungskriechen der dominierende Prozess zum Abbau von Spannungen, welche sich beispielsweise unter Temperaturwechselbelastung aufbauen. Entsprechend steht beim Veredeln von SnAgCu-Basislegierungen das Einschränken der Beweglichkeit von Versetzungen im Vordergrund, um die Verformung der Lötstelle stärker elastisch aufzufangen. Bei der in dieser Arbeit vorliegenden Lötlegierung sind Bismut und Antimon zulegiert, welche zu einer Mischkristallhärtung im Gefüge führen. Gleichzeitig sorgt die Zugabe von Bismut für eine Schmelzpunktreduzierung, was niedrigere Prozesstemperaturen in der Fertigung zur Folge hat [33]. Die Anwesenheit von Antimon begünstigt eine Kornverfeinerung in sich an den Grenzflächen ausbildenden intermetallischen Phasen. Gleichzeitig verlangsamt es aufgrund seiner größeren Affinität zu Zinn die Reaktion zwischen dem zinnreichen Lotgefüge und dem Kupfersubstrat, wodurch die Dicke dieser Grenzflächen reduziert wird [34]. Des Weiteren ist Nickel hinzulegiert, welches in Kombination mit Bismut in einem gewissen Maße zu Dispersionshärtung des Gefüges führt und ebenfalls bei der Ausbildung intermetallischer Phasen mit dem Kupfersubstrat die Reaktionsgeschwindigkeit herabsetzt [28].

2.1.2 Intermetallische Phasen an Grenzflächen

Diese intermetallischen Verbindungen (IMC) entstehen durch eine Grenzflächenreaktion sowohl zwischen der Bauteilmetallisierung und dem SnAgCu-Basislot, als auch mit dem Kupfersubstrat. Es ist durch zahlreiche Studien mittlerweile hinreichend bekannt, dass Zinn sehr schnell mit Kupfer reagiert und spröde IMC aufbaut [35, 36]. Diese dünnen Schichten sind aufgrund der guten Lötbarkeit und Benetzbarkeit zwar elementar für die zuverlässige Herstellung von Lotverbindungen, neigen allerdings aufgrund ihrer nachteiligen Verformungseigenschaften zum Sprödbruch. Zusätzlich weist die Ausbildung der IMC-Schichtdicke eine

starke Temperaturabhängigkeit auf, sodass bei hohen homologen Temperaturen die IMC mitunter sehr weit in den Lötkontakt hineinwächst [37]. Durch das Zulegieren von Nickel lässt sich die Grenzflächenreaktion von Zinn und Kupfer erheblich verlangsamen, um so die mechanischen Eigenschaften der IMC zu beeinflussen. Dabei entstehen bei Erstarren der Lotschmelze unter den im vorigen Abschnitt angesprochenen Bedingungen die metallischen Verbindungen wie Cu_6Sn_5 und Ag_3Sn . Die Anwesenheit von Nickel behindert jedoch die Bildung von Cu_3Sn , wobei IMC aus $(\text{Cu}, \text{Ni})_6\text{Sn}_5$ entstehen. Tsukamoto [38] zeigt in seinen Untersuchungen die Bildung dieser IMC in Abhängigkeit der Anzahl an Reflow-Zyklen. In Abbildung 2.3 ist entsprechend die Mikrostruktur einer SnCuNi-Legierung sowie der gebildeten IMC nach ein-, bzw. vierfachem Reflowlöten dargestellt.

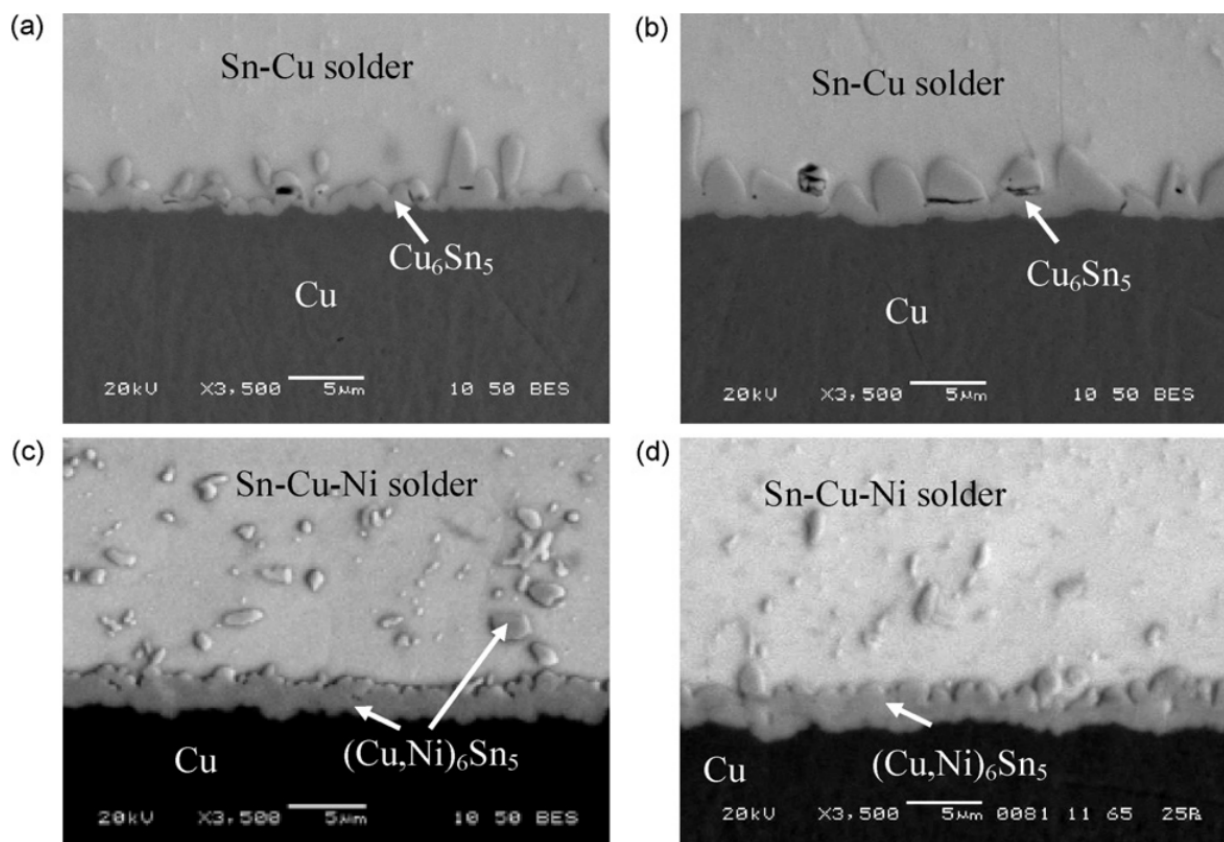


Abbildung 2.3: Elektronenmikroskopische Aufnahmen von IMC an den Grenzflächen zwischen Lot und Kupfersubstrat unter An- und Abwesenheit von zulegiertem Nickel [38].

Eindeutig zu erkennen sind dabei die muschelförmigen Phasen aus Cu_6Sn_5 [39], wohingegen die IMC aus $(\text{Cu}, \text{Ni})_6\text{Sn}_5$ eine wesentlich flachere und glattere Grenzfläche ausbilden. Dabei erhöht sich auch die Rauigkeit der Grenzfläche mit steigender Anzahl an Reflow-Zyklen, was sich negativ auf die Festigkeit der Lötkontakte auswirkt [40, 41].

2.2 Schädigungsverhalten von Lötstellenverbindungen

Die Schaltungsträger sind während eines Produktlebenszyklus teils extremen Temperaturschwankungen aufgrund von Umwelteinflüssen aber auch bedingt durch interne Wärmedissipation von Leistungsbau-elementen oder benachbarten Systemen ausgesetzt. Aufgrund der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten (CTE) der Bauelemente, ihrer Verbindungsstellen und den Schaltungsträgersubstraten kommt es zu mechanischen Scherbewegungen zwischen den Fügepartnern, welche Ermüdungsrisse (Fatigue) im Lötmaterial zur Folge haben. Das Degradationsverhalten von Lötstellen aufgrund von TMF (thermomechanical fatigue) ist in zahlreichen Veröffentlichungen sowohl experimentell untersucht als auch numerisch beschrieben [42–46]. Das Verständnis der mikrostrukturellen Entwicklung des Lötgefüges insbesondere unter wechselnden thermisch und mechanisch induzierter Belastung und die damit verbundene Degradation des Materials ist somit entscheidend für die physikalische Beschreibung des Schädigungsverhaltens.

2.2.1 Temperaturabhängiges Ausfallverhalten

Die Temperaturwechsel begünstigen lokal die Rekristallisationsvorgänge im Lotgefüge, wodurch aufgrund der Kerbwirkung in diesen Regionen entsprechend eine höhere Wahrscheinlichkeit zur Ausbildung von Rissen im Gefüge besteht [47, 48]. Dazu hat Libot [49] die Entwicklung der Mikrostruktur unter thermomechanischer Belastung in einem SnAgCu-Basislot aufgeschlüsselt. Die globale Rekristallisation von Ag_3Sn -Phasen tritt dabei als Folge der thermischen Belastung auf und wird von Versetzungsbewegungen und Umlagerungen begleitet. Im Bereich hoher mechanischer Dehnung entstehen β -Zinn-Subkörner, die unter zyklischer Belastung rotieren, was zu einer stärkeren Desorientierung der Körner und zur Bildung von Korngrenzen mit großen Kornwinkeln führt. Der Riss breitet sich dann intergranular in Form von Korngrenzgleiten entlang dieser großwinkligen Körner aus. Abbildung 2.4 zeigt hierzu die Analyse der Mikrostruktur im Rissbereich unterhalb eines Widerstandbauelements im Hinblick auf die Kornorientierung.

Des Weiteren findet eine Vergrößerung von Ag_3Sn aufgrund der Diffusion von Silber durch die β -Zinn-Matrix statt [50]. Die Ausscheidungen sind dabei in der Zinn-Matrix mit größeren Abständen verteilt, wodurch Versetzungsbewegungen innerhalb des Lotgefüges begünstigt werden. Die großen IMC-Ausscheidungen bieten auch gute Keimbildungsstellen und erleichtern daher die Rekristallisation [49]. Yin [51] hat hierzu gezeigt, dass die Rekristallisation nach 25 – 50 % der charakteristischen Lebensdauer im Wesentlichen abgeschlossen ist und sich Ermüdungsrisse durch den rekristallisierten Bereich bis zum endgültigen Versagen ausbreiten. Die Steifigkeit dieses Bereichs der Lötstelle ist dort wesentlich reduziert und die

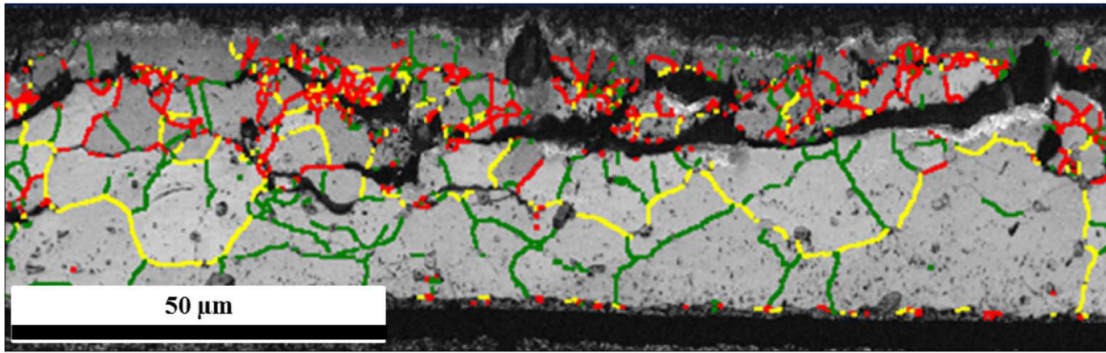


Abbildung 2.4: Korngrenzenorientierung im Bereich der Flanken eines Ermüdungsrissses im Lotgefüge (grün: $0 - 15^\circ$, gelb: $15 - 45^\circ$, rot: $> 45^\circ$) [49].

Korngrenze damit geschwächt, was insbesondere Kriechversagen in der Lötstelle fördert [52, 53]. Die Erprobung elektronischer Baugruppen zur Charakterisierung der Materialschädigung aufgrund von LCF (*low-cycle fatigue*) erfolgt für gewöhnlich in Klimakammern unter kontrollierten Temperaturzyklen. Dabei haben sowohl die Maximaltemperaturen und die Temperaturamplituden als auch die Aufheiz-, bzw. Abkühlraten sowie die Haltezeiten unter Maximaltemperatur einen Einfluss auf die Ermüdung der Lötstellen [54, 55]. Die Quantifizierung der Schädigung erfolgt zumeist über die Ermittlung der Risslänge in den Lötkontakten aus Schlibfbildern nach definierten Entnahmestufen. Diese Art der Versuchsführung ist zwar vergleichsweise einfach zu realisieren, jedoch zeit- und damit kostenintensiv. Insbesondere die Reduktion der thermischen Belastung zur Erprobung unter feldähnlichen Bedingungen führt dabei zu einem starken Anstieg der Versuchsdauer, wonach oftmals vereinfachte, analytische Modelle zur Vorhersage von Beschleunigungsfaktoren herangezogen werden, um eine Lebensdauervorhersage unter Feldbelastung zu treffen [56].

2.2.2 Mechanisch induziertes Ausfallverhalten

Zusätzlich zu den thermischen Lasten erfahren die Baugruppen sowohl im Produktionsprozess als auch während des Betriebszeitraumes äußere mechanische Belastungen. Dabei zielen sogenannte Drop- oder Schock-Tests auf das dehnratenabhängige Schädigungsverhalten der Lötstellen ab, welches sich vorwiegend durch Kohäsionsbrüche innerhalb der intermetallischen Phasen, bzw. in einem Ablösen zwischen Lötmaterial und Schaltungsträgersubstrat äußert [57–59]. Insbesondere beim Einsatz in Kraftfahrzeugen spielen Vibrationsbelastungen im Fahrbetrieb dahingehend eine Rolle, dass hierdurch Lötstellenversagen aufgrund von HCF (*high-cycle fatigue*) auftreten kann. Dabei ist die Art der Schädigung sowie deren Einfluss auf die Lebensdauer der Baugruppe sowohl von der Frequenz, als auch von der Höhe der Belastung abhängig. Während im niederen Belastungsspektrum eher ein dukti-

les Werkstoffverhalten vorherrscht, begünstigen hohe Dehnraten und Lastamplituden ein Wechsel hin zu sprödem Bruchverhalten der Lötstellenverbindung [60–62]. Um elektronische Baugruppen in ihrer Einbausituation vor äußeren Einflüssen zu schützen, sind diese in entsprechenden Gehäusen verschraubt, was zu einer komplexen Verwölbungssituation der Trägerplatine führt. Diese statischen und quasi-statischen Biegebelastungen tragen über die Produktlebensdauer einen nicht unerheblichen Beitrag zur Lötstellendegradation bei, welcher in entsprechenden Studien experimentell und numerisch untersucht worden ist [63–69]. In Bezug auf die Erprobung wird in Abhängigkeit der Testspezifikation von 3-Punkt- und 4-Punkt-Biegebelastung gesprochen, wobei die Last sowohl statisch als auch dynamisch auf die bestückte Trägerplatine aufgebracht wird und mit steigender Belastungsamplitude ein zunehmend lebensdauerreduzierender Einfluss auf die Lötstellenverbindung resultiert [70–72].

2.2.3 Ausfallverhalten unter kombinierter thermisch-mechanischer Belastung

Eine weitere Möglichkeit besteht in der Durchführung zyklischer Biegetests bei erhöhten Temperaturen, um eine zusätzliche Beschleunigung der Lötmaterialdegradation herbeizuführen [73, 74]. Dieser Ansatz einer kombinierten Belastung von Temperatur und mechanischer Biegung rührt insbesondere daher, dass unter reinen Temperaturwechseltests die Bauelemente oder die Platine aufgrund ihrer Freigabespezifikation (z.B. maximale Temperatur) als limitierende Faktoren darstellen. Somit ist es nicht möglich, die Degradation der Lötstelle aufgrund einer weiteren Erhöhung von Maximaltemperatur und Temperaturhub weiter zu beschleunigen, da dies unter Umständen einen Wechsel des Schädigungsmodus jenseits der Lötstelle selbst zur Folge hätte. Meier [75] untersuchte hierzu die Zuverlässigkeit von Kondensatorlötstellen unter Vibrationsbelastung in Kombination mit Temperaturwechsel, was eine erhebliche Beschleunigung der Lötmaterialdegradation zur Folge hatte. Schempp [76] zeigte dazu den lebensdauerreduzierenden Einfluss auf BGA-Lötstellen unter Temperaturwechselbelastung, wenn die Testplatinen in einem Gehäuse verbaut sind. Hierzu wurden analytische Modelle parametrisiert, welche eine Lebensdauerprognose dieser Bauelemente mit einer Genauigkeit von $\pm 40\%$ treffen können. Zwar wurden im Zuge dieser Untersuchungen eindeutig geringere Überlebenswahrscheinlichkeiten für die eingehausten Bauelemente nachgewiesen, es verblieben jedoch Unsicherheiten hinsichtlich der statistischen Signifikanz aufgrund der geringen Anzahl detektierter Bauteilausfälle. Weiterhin zeigte Neher [77] experimentell den lebensdauerreduzierenden Einfluss einer zum reinen Temperaturwechsel überlagerten Biegung für SAC-Lötstellen von Widerständen. Das dort verwendete System bringt dabei in

einer Temperaturwechselkammer synchron zum Temperaturverlauf auf bis zu fünf Platinen eine zyklische 3-Punkt-Biegebelastung auf. Abbildung 2.5 zeigt die Konstruktion, in welche die bestückten Testplatinen eingebaut werden.

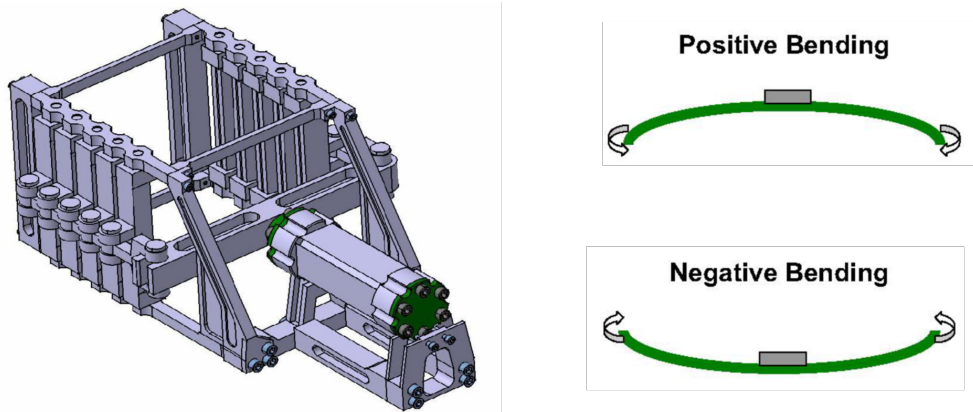


Abbildung 2.5: Prüfstand-Design für thermisch überlagerte Biegetests (links) und Definition der Verwölbungssituation für die Platinen (rechts) [78].

Die Einspannungen sind beidseitig in der Hochachse drehend gelagert um die Platinen entsprechend unter Temperaturänderung synchron zu verwölben. Dazu befindet sich im Druckzylinder ein Öl, welches sich unter Temperaturerhöhung ausdehnt und so die Translationsbewegung des Zylinders realisiert. Der Vorteil bei diesem passiv betriebenen System ist der Wegfall einer zusätzlichen Ansteuerung, wodurch sich die Systemkomplexität erheblich reduziert. Die zum Abscheren der Bauelemente benötigte Kraft wird in Abhängigkeit der definierten Entnahmestufen und der Bauelementgröße als Maß für die Lötstellendegradation herangezogen. Abbildung 2.6 zeigt eine Reduktion der Abscherkräfte über die kombinierten Belastungszyklen für positive und negative Biegung, wobei als positiv eine Belastung des Bauelements auf der konvexen Seite bei Hochtemperatur definiert ist.

Somit konnte hier gezeigt werden, dass die Festigkeit der Lötverbindungen wesentlich sensibler hinsichtlich Zugscherbelastungen verglichen mit Druckbelastungen bei negativer Biegung ist. Ebenfalls legt diese Untersuchung den Einfluss der Bauelementgröße auf die Degradation der Lötverbindung offen, wobei für kleinere Bauelemente die Schädigung schneller voranschreitet. Außerdem konnte nachgewiesen werden, dass sich der Einfluss überlagelter Biegung numerisch über die akkumulierte inelastische Dehnung innerhalb der Lötstellen mithilfe von Finite-Elemente-Simulationen quantifizieren lässt [79]. Diese Untersuchung zeigt erstmals das Potential einer zusätzlichen, von außen aufgebracht mechanischen Biegebelastung zur Beschleunigung des Lötstellenversagens auf Baugruppenebene, lässt jedoch entscheidende Fragen hinsichtlich des Einflusses der Belastungshöhe sowie der Lebensdauerstreuung unter variabler Last offen. Diese Daten konnten unter Anderem aufgrund

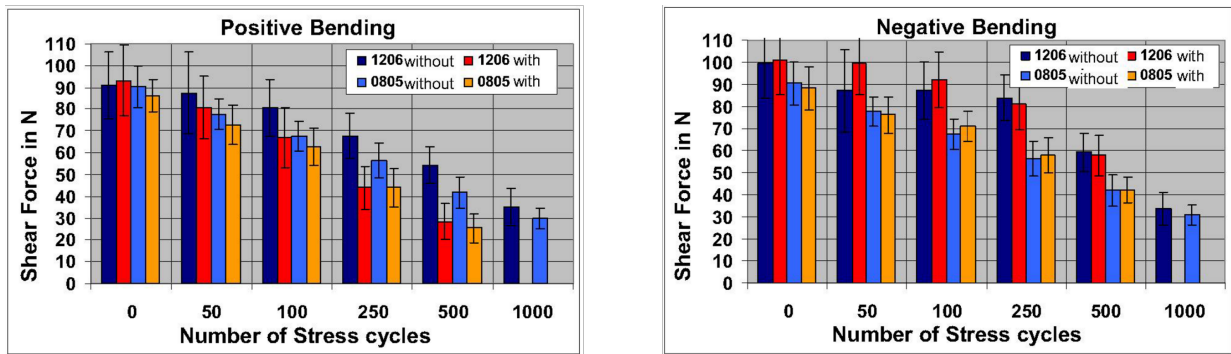


Abbildung 2.6: Messergebnisse der Abscherkräfte in Abhängigkeit von Belastungsart, Verwölbungssituation und Bauteilgröße nach unterschiedlicher Erprobungsdauer [78].

einer zu geringen Grundgesamtheit an getesteten Bauelementen bei dieser Untersuchung nicht statistisch erhoben werden. Das Verständnis über diese Zusammenhänge ist jedoch entscheidend bei der Charakterisierung von Überlebenswahrscheinlichkeiten für Bauelemente elektronischer Baugruppen, welche einerseits den Schwankungen eines Fertigungsprozesses unterliegen und andererseits während ihrer Betriebsdauer unterschiedlicher kombinierter Lasten ausgesetzt sind.

2.2.4 Einfluss von Prozesstoleranzen auf die Zuverlässigkeit von Lötverbindungen

Die in Abschnitt 1.2 beschriebenen hoch automatisierten Prozessschritte in der Fertigung leistungselektronischer Baugruppen unterliegen zwangsläufig Schwankungen (z.B. Lötpastendruck, Bestückverfahren, etc.), welche sich auf die Positionstreuung der Bauelemente und damit auf die Qualität der Lötstelle auswirken [18, 80, 81]. Doch nicht nur die Positionstoleranzen, welche sich aus dem Bestückverfahren ergeben, sondern auch die Schwankungen der Bauteildimensionen wirken sich auf die Ausbildung der Lötstellengeometrie aus. Des Weiteren beeinflusst die Prozessführung des Reflow-Lötprozesses (z.B. das Temperaturprofil, umgebendes Medium, Vorhandensein von Vakuum, etc.) die Gefügeausbildung des Lotwerkstoffes sowie das Auftreten von Fehl- oder Leerstellen (Voiding) [82]. Greszczynski [83] hat in diesem Zusammenhang die Geometriestreuung gelöteter Widerstände im Hinblick auf deren Zuverlässigkeit unter Temperaturwechselbelastung experimentell und simulativ bewertet, jedoch konnte dabei der Einfluss dieser Fertigungsschwankungen auf die Produktlebensdauer insbesondere unter variablen Belastungsszenarien nicht abschließend aufgeklärt werden. Zwar gibt es zahlreiche experimentelle Untersuchungen und numerische Ansätze, welche sich mit der Identifikation geometrischer Einflussfaktoren von Bauelementen und deren

Lötstellen auseinandersetzen, jedoch sind diese aufgrund der fehlenden Verfügbarkeit realer Prozessdaten einer Großserienfertigung kombiniert mit wenigen Ausfalldaten nur bedingt aussagekräftig im Hinblick auf Zuverlässigkeitsbetrachtungen [84, 85]. Um trotz dieser Datenlücke dennoch lebensdauerbeeinflussende Faktoren zu identifizieren, werden mitunter unrealistisch große Abweichungen von der nominalen Bauelementgeometrie oder deren idealen Positionierung numerisch betrachtet, welche in der Realität nicht oder nur in Ausnahmefällen auftreten. Spätestens bei der Berechnung der Bauteilausfallwahrscheinlichkeit, welche direkt von der Auftrittswahrscheinlichkeit entsprechender Parameterkombinationen abhängig ist, führt diese isolierte Betrachtungsweise der Randbereiche mitunter zur fehlerhaften Identifikation von lebensdauerbeeinflussenden Faktoren. Entsprechend ist es notwendig, dass mithilfe neuartiger Erprobungsstrategien der Qualifizierungsprozess leistungselektronischer Baugruppen kontinuierlich angepasst und unter dem Gesichtspunkt statistischer Signifikanz stetig verbessert wird.

2.3 Materialtheorie von Weichloten

Die Kontinuumsmechanik bildet das Fundament für die phänomenologische Beschreibung des makroskopischen Werkstoffverhaltens. Um die Verformung unter variablen Spannungszuständen mathematisch zu beschreiben, bedarf es konstitutiver Gleichungen, welche unter dem Begriff der Materialtheorie zusammengefasst sind. In der Ingenieurpraxis werden vielfach verschieden formulierte Konstitutivgleichungen mit dem Ziel der Verallgemeinerung experimenteller Erkenntnisse verwendet. Derartige Modelle kommen beispielsweise zur Beschreibung des elastischen und plastischen Materialverhaltens sowie des Materialkriechens zum Einsatz [86].

2.3.1 Modellierung von Elastizität und Plastizität

Bei kleinen Verformungen und niedrigen Temperaturen verformen sich Metalle proportional zur aufgetragenen Spannung, was als elastisches Werkstoffverhalten bezeichnet wird. Das Hook'sche Gesetz stellt dabei den linearen Zusammenhang zwischen der momentanen Spannung σ , dem Elastizitätsmodul E und der elastischen Dehnung ε^{el} her:

$$\sigma = E\varepsilon^{el} \quad (2.1)$$

Bei höheren Spannungen oberhalb der Fließgrenze σ_y verformt sich das Material irreversibel, wobei es bei Entlastung nicht mehr in seinen ursprünglichen Verformungszustand zurückkehrt. Dabei lässt sich die Dehnung als Summe aus einem elastischen, plastischen und einem

thermischen Anteil darstellen,

$$\varepsilon = \varepsilon^{el} + \varepsilon^{pl} + \varepsilon^{th} \quad (2.2)$$

wobei der thermische Anteil eine Ausdehnung oder ein Zusammenziehen des Materials aufgrund von Temperaturänderung bezeichnet. Der thermische Ausdehnungskoeffizient

$$\alpha_{CTE} = \frac{\varepsilon^{th}}{\Delta T} \quad (2.3)$$

errechnet sich dabei aus dem Quotienten der thermisch induzierten Dehnung und dem Temperaturunterschied ΔT bezogen auf eine Referenztemperatur im spannungsfreien Zustand. Die Modellierung von Plastizität wird für Materialien verwendet, die über ihre Elastizitätsgrenze hinaus belastet werden. Insbesondere Metalle weisen einen elastischen Anfangsbereich auf, in dem die Verformung proportional zur Spannung verhält, aber sich jenseits der Elastizitätsgrenze eine bleibende plastische Dehnung ergibt. Bei Entlastung wird der elastische Anteil der Gesamtverformung wiederhergestellt. Sobald die äußere Last jedoch vollständig verschwindet, verbleibt eine dauerhafte Verformung aufgrund der plastischen Dehnung im Material zurück. Die Entwicklung der plastischen Dehnung hängt dabei entscheidend von der Belastungshistorie wie Temperatur, Spannung und Dehnungsgeschwindigkeit sowie von internen Variablen wie Streckgrenze, Rückspannung und Schädigung ab. Um das elastisch-plastische Materialverhalten zu simulieren, gibt es mehrere konstitutive Modelle für die Plastizität, welche sich in ihrer Komplexität teils stark unterscheiden. Die Wahl des konstitutiven Modells hängt im Allgemeinen von den experimentellen Daten ab, die zur Anpassung der Materialkonstanten zur Verfügung stehen. Ein Materialmodell gilt als ideal plastisch, wenn keine Verfestigung möglich ist, d.h. wenn die Höhe der Fließspannung in keiner Weise vom Grad der Plastifizierung abhängt. In diesem Fall ist die Fließfläche unabhängig von der Verformung derer das Material unterliegt und vollkommene Plastizität entspricht einer konstanten einachsigen Fließspannung σ_y . Hierzu zeigt Abbildung 2.7 eine Spannungs-Dehnungs-Kurve unter der Annahme idealer Plastizität mit entsprechender Darstellung der Fließfläche in der π -Ebene [87].

2.3.2 Isotrope Verfestigung

Bei der plastischen Verformung bewirkt die isotrope Verfestigung eine gleichmäßige Vergrößerung der Fließfläche und führt zu einer Erhöhung der Fließspannung. Das Fließkriterium hat die Form:

$$F(\sigma) - \sigma_y(\xi) = 0 \quad (2.4)$$

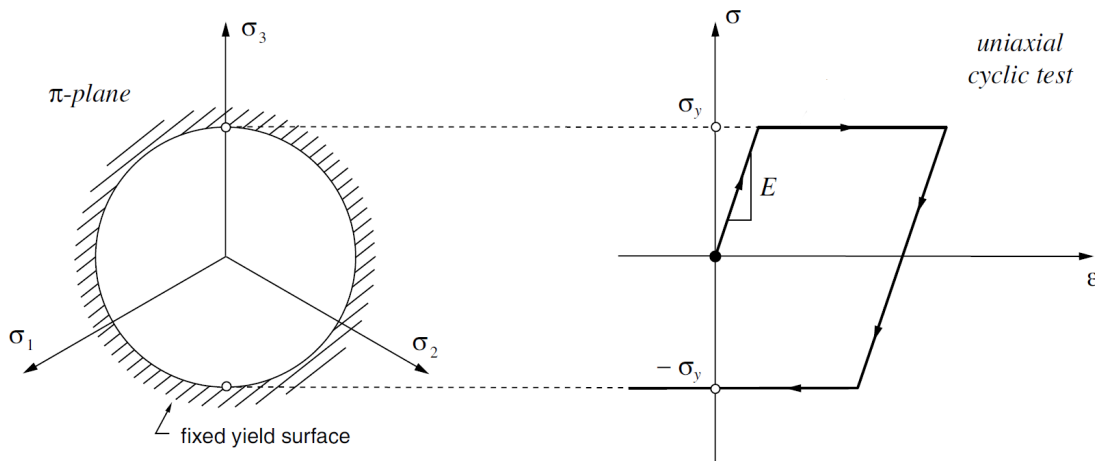


Abbildung 2.7: Spannungsraum mit konstanter Fließfläche für den Fall idealer Plastizität (links) und zugehörige Spannungs-Dehnungs-Kurve für den uniaxialen Be- und Entlastungsfall (rechts) [87].

wobei $F(\sigma)$ eine skalare Funktion der Spannung σ darstellt und die Fließspannung $\sigma_y(\xi)$ sich als Funktion eines Satzes interner Materialvariablen ξ entwickelt. Diese Art der Verfestigung kann das Verhalten von Materialien unter monotoner Belastung und elastischer Entlastung modellieren, liefert aber oft keine guten Ergebnisse für Strukturen die nach einer Lastumkehr aus dem plastischen Zustand eine zusätzliche plastische Verformung erfahren. Bei einem mehrachsigen Plastizitätsmodell entspricht die isotrope Verfestigung der Zunahme des Radius der Fließfläche im Hauptspannungsraum. Diese wird über den monotonen Anstieg der isotropen Größe

$$R = Q \left(1 - e^{-b\epsilon_{acc}^{pl}} \right) \quad (2.5)$$

ausgedrückt, welche der Fließspannung überlagert wird. Der Materialparameter Q beschreibt den asymptotischen Wert der nach der Stabilisierung erreichten Spannung und b regelt die Geschwindigkeit der Sättigung, die eine Funktion der akkumulierten plastischen Dehnung ϵ_{acc}^{pl} darstellt. Abbildung 2.8 zeigt die Vergrößerung der Fließfläche zusammen mit einer typischen Spannungs-Dehnungs-Kurve für einen einachsigen zyklischen Versuch im Falle einer isotropen Verfestigung [87].

2.3.3 Kinematische Verfestigung

Bei der plastischen Verformung bewirkt die kinematische Verfestigung eine Verschiebung der Fließfläche im Spannungsraum. Bei einachsiger Spannung führt die plastische Verformung dazu, dass die Zugstreckgrenze zunimmt und der Betrag der Druckstreckspannung abnimmt. Diese Art der Verfestigung kann das Verhalten von Werkstoffen unter monotoner oder

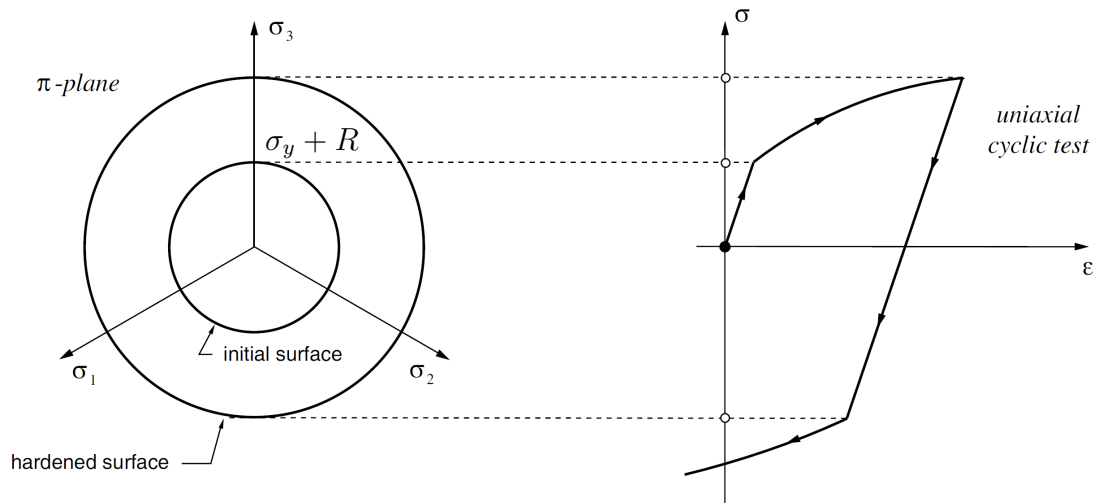


Abbildung 2.8: Spannungsraum mit vergrößerter Fließfläche für den Fall isotroper Verfestigung (links) und zugehörige Spannungs-Dehnungs-Kurve für den uniaxialen Be- und Entlastungsfall (rechts) [87].

zyklischer Belastung beschreiben und wird zur Modellierung von Phänomenen wie dem Bauschinger-Effekt und Ratcheting verwendet. Das Fließkriterium hat dabei folgende Form:

$$F(\bar{\sigma}) - \sigma_y = 0 \quad (2.6)$$

wobei $F(\bar{\sigma})$ eine skalare Funktion der relativen Spannung $\bar{\sigma}$ und der Fließspannung σ_y darstellt. Der relative Spannungstensor errechnet sich über

$$\bar{\sigma} = \sigma - X \quad (2.7)$$

wobei die Rückspannung X die Verschiebung der Position der Fließfläche im Spannungsraum ist und sich als Folge der plastischen Verformung entwickelt. Dabei ist zu beachten, dass die relative Spannung per Definition deviatorisch ist. Die Rückspannung ist dabei die thermodynamische Kraft, welche mit der kinematischen Verfestigung verbunden ist und die Translation der Fließfläche gemäß Abbildung 2.9 im Spannungsraum darstellt [87].

2.3.4 Nichtlineare kinematische Verfestigung

Das nichtlineare kinematische Verfestigungsmodell ist eine dehnratenuabhängige Version des von Chaboche [88] vorgeschlagenen kinematischen Verfestigungsmodells. Das Modell ermöglicht die Überlagerung mehrerer unabhängiger Rückspannungstensoren und kann mit

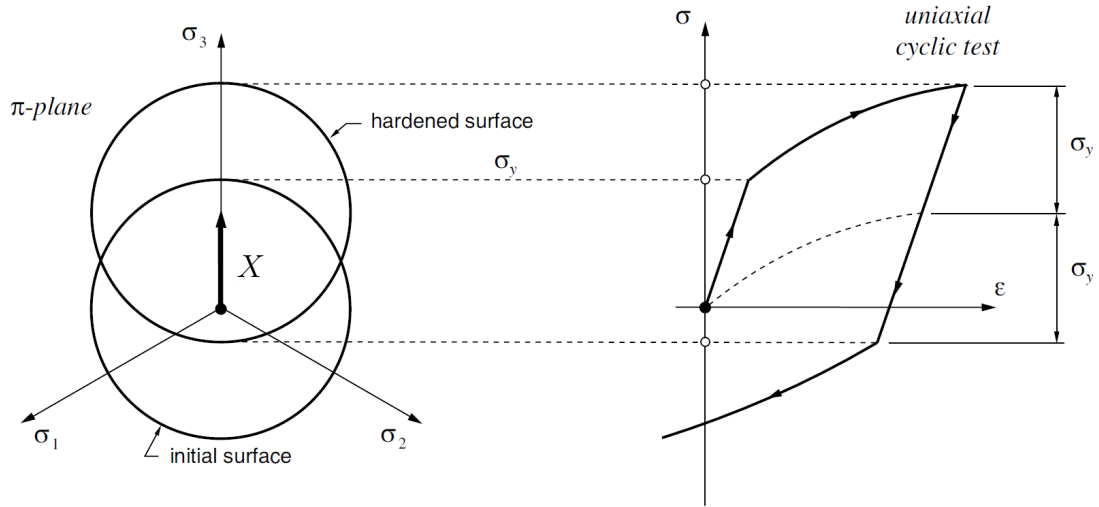


Abbildung 2.9: Spannungsraum mit verschobener Fließfläche für den Fall kinematischer Verfestigung (links) und zugehörige Spannungs-Dehnungs-Kurve für den uniaxialen Be- und Entlastungsfall (rechts) [87].

jeglichen isotropen Verfestigungsmodellen kombiniert werden. Das Modell verwendet eine zugehörige Fließregel mit entweder dem standardmäßigen von Mises-Fließkriterium [89] oder dem Hill-Fließkriterium [90]. Die relative Spannung wird zur Bewertung der Fließfunktion verwendet, wobei der Rückspannungstensor durch die Überlagerung einer Reihe sich entwickelnder kinematischer Rückspannungstensoren X_i gegeben ist [91]:

$$X = \sum_{i=1}^n X_i \quad (2.8)$$

Dabei bezeichnet n die Anzahl überlagerter kinematischer Modelle und die Entwicklung eines jeden überlagerten Rückspannungsmodells wird durch die kinematische Verfestigungsregel ausgedrückt:

$$\dot{X}_i = \frac{2}{3} C_i \dot{\epsilon}^{pl} - \gamma_i \dot{\epsilon}^{pl} X_i \quad (2.9)$$

wobei C_i und γ_i Materialparameter darstellen, $\dot{\epsilon}^{pl}$ die plastische Dehnrates und $\dot{\epsilon}^{pl}$ die Höhe der äquivalenten plastischen Dehnrates. Bei dieser kinematischen Verfestigungsregel stellt der erste Term die Verfestigung aufgrund von Rückspannung dar und der zweite Term die Verfestigung aufgrund dynamischer Erholung [91, 92].

2.3.5 Modellierung von Viskoplastizität

Viele der mikroskopischen Phänomene, die einer inelastischen Verformung von Festkörpern zugrunde liegen, hängen von der Zeit ab. Diese phänomenologischen Auswirkungen zeitab-

hängiger Mechanismen werden bei Metallen insbesondere bei absoluten Temperaturen von mehr als einem Drittel des Schmelzpunkts sichtbar ($T_h > 0,3$). Da Lötwerkstoffe in industriellen Anwendungen bei hohen homologen Temperaturen von $T_h > 0,45$ eingesetzt werden, dürfen diese zeitabhängigen Verformungseigenschaften des Materials bei der Modellierung nicht vernachlässigt werden. Zur Verdeutlichung sind in Abbildung 2.10 typische Ergebnisse einachsiger Zugbelastung von Metallprobekörpern bei höheren Temperaturen schematisch dargestellt.

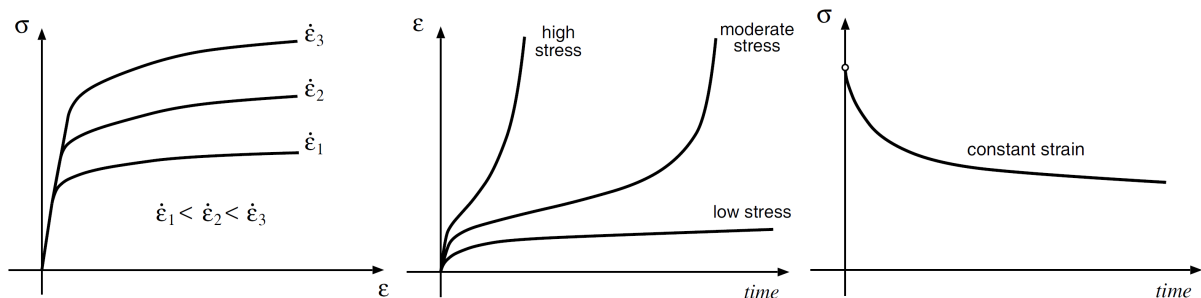


Abbildung 2.10: Viskoplastisches Materialverhalten unter Dehnratenvariation im Zugversuch (links), Spannungsvariation im Kriechversuch (Mitte) und im Relaxationsversuch (rechts) [87].

Abbildung 2.10 (a) zeigt Spannungs-Dehnungs-Kurven, wie sie in einachsigen Zugversuchen bei verschiedenen Dehnungsgeschwindigkeiten ermittelt werden. Im Allgemeinen ist der Elastizitätsmodul weitgehend unabhängig von der Belastungsgeschwindigkeit, anfängliche Streckgrenze und die Verfestigungskurve stark von der Dehnrates ab. Ein weiterer Aspekt der Zeitabhängigkeit ist das Phänomen des Kriechens. Die Kurven in Abbildung 2.10 (b) zeigen dazu die Entwicklung der plastischen Dehnungen über die Zeit in Versuchen, bei denen Zugproben auf verschiedene Spannungsniveaus belastet und über lange Zeiträume bei konstanter Spannung gehalten werden. Das Material erfährt ein kontinuierliches plastisches Fließen, welches bei höheren Spannungsniveaus beschleunigt wird. Die hohen Dehnrates am Ende der Kurven für hohe und mittlere Spannungen sind als tertiäres Kriechen bekannt. Das tertiäre Kriechen führt zum endgültigen Bruch und folgt aus der Entwicklung einer inneren Schädigung des Materials. Der Aspekt der Spannungsrelaxation ist in Abbildung 2.10 (c) dargestellt, wobei die Probe auf ein vorgeschriebenes Niveau gedehnt und über einen langen Zeitraum (bei konstanter Dehnung) gehalten wird. Die zeitabhängige Reaktion zeigt sich in diesem Fall durch den kontinuierlichen Abbau der Spannung im Laufe der Zeit. Die Annahme der Existenz eines elastischen Bereichs, der durch eine Fließfläche begrenzt wird, ist wesentlich für die Formulierung von dehnratenunabhängigen Plastizitätsmodellen. Für Viskoplastizitätsmodelle ist jedoch eine solche Annahme keineswegs erforderlich. Insbesondere bei höheren Temperaturen können viele Materialien als fließend modelliert werden wenn sie unter

Spannung stehen, sodass die Fließspannung praktisch Null ist. In solchen Fällen müssen eine Fließfläche und ein entsprechender elastischer Bereich nicht in die Formulierung der Theorie aufgenommen werden. Das vereinheitlichte Viskoplastizitätskonzept von Chaboche nutzt sowohl die zeitunabhängige Verfestigung als auch die dehratenabhängige Plastizität. Kinematische und isotrope Verfestigungsanteile werden dabei simultan zur Beschreibung der Verfestigung aufgrund primären Kriechens verwendet. Außerdem wird der Zeiteffekt durch einen thermodynamisch konsistenten Ansatz eingeführt, der ein viskoplastisches Potenzial Ω definiert und aus welchem sich die plastische Dehnrates ableiten lässt [93]:

$$\dot{\varepsilon}^{pl} = \frac{\partial \Omega}{\partial \sigma} \quad (2.10)$$

Die Wahl des viskoplastischen Potentials bestimmt dabei die plastische Fließregel, wobei sich die Potentialfunktion aus den in experimentellen Beobachtungen wie z.B. der Dehnratenabhängigkeit, dem Kriech- und Spannungsrelaxationsverhalten (s. Abbildung 2.10) ermitteln lässt. In der viskoplastischen Theorie von Chaboche basiert das Potential auf der Visco-Spannung,

$$\sigma_v = J_2(\sigma - X) - R - \sigma_y \quad (2.11)$$

welche eine Funktion der inneren Zustandsgrößen R (isotrope Verfestigung) und X (Rückspannungstensor aufgrund kinematischer Verfestigung) sowie der Fließgrenze σ_y darstellt. J_2 bezeichnet dabei die zweite Invariante des Spannungsdeviators, um eine Unabhängigkeit der Materialtheorie vom Bezugssystem sicherzustellen. Der Zusammenhang zwischen der Visco-Spannung und der plastischen Dehnrates ist in der Regel stark nichtlinear. In Verbindung mit den Verfestigungsregeln (s. Gleichung 2.5, bzw. Gleichung 2.9) kann ein vereinheitlichtes Materialmodell über einen großen Bereich von Geschwindigkeiten durch eine Potenzfunktion angenähert werden [94]:

$$\dot{\varepsilon}^{pl} = \left(\frac{\sigma_v}{D} \right)^n \quad (2.12)$$

wobei D und n Materialkonstanten bezeichnen. Dieser Ausdruck entspricht der Norton'schen Gleichung (oder dem Odqvist'schen Gesetz im dreidimensionalen Kontext) für das sekundäre Kriechen unter Vernachlässigung der Verfestigung. Der Exponent n hängt vom Werkstoff, vom betrachteten Bereich der Verformungsgeschwindigkeit und von der Temperatur ab. Dieser reicht von einem theoretischen Wert von $n = 1$ für das „Diffusionskriechen einer perfekten Legierung“ bis zu sehr hohen Werten, wenn man sich dem Bereich der niedrigen Viskosität des Werkstoffs (z.B. bei tiefen Temperaturen) nähert. Für Praxisanwendungen im Geltungsbereich von technischen Werkstoffen befindet sich der Wert von n zwischen 3 und 30.

Diese Fließregel zeigt jedoch Einschränkungen insbesondere im höheren Dehnratenregime [95]. Dort bleibt die Visco-Spannung eine Potenzfunktion der plastischen Dehnrates, d.h. nur eine logarithmische Abhängigkeit der Spannung von der Dehnrates deckt die mittleren und niedrigen Dehnratenbereiche ab. Aus diesem Grund beschreibt die von Chaboche vorgeschlagene Potenzfunktion zwei unterschiedliche Dehnungsgeschwindigkeitsbereiche, für welche die Steigung im hohen Dehnratenregime nicht notwendigerweise horizontal ist [94].

$$\dot{\varepsilon}^{pl} = \left\langle \frac{\sigma_v}{D_1} \right\rangle^{n_1} + \left\langle \frac{\sigma_v}{D_2} \right\rangle^{n_2} \quad (2.13)$$

Diese plastische Fließregel wird als ONERA2-Modell [88] bezeichnet und zeigt sich im Vergleich zu den anderen Fließregeln flexibler im Hinblick auf den Gültigkeitsbereich im hohen und niedrigen Dehnratenregime, wobei die Steigung der Kurve über die Dekaden der Dehnrates variiert [96].

2.4 Berechnung der Lötstellenzuverlässigkeit mittels FE-Simulation

Für die numerische Bewertung der Lötstellendegradation werden heutzutage spezielle Finite-Elemente-Programme verwendet, um die komplexen Spannungs- und Verformungszustände der Baugruppen unter äußerer Belastung aufzulösen. Ausgangspunkt ist ein realitätsnahes 3D-Modell des Aufbaus, welches mit den geometrischen Eigenschaften der originalen Baugruppe übereinstimmt. Weiterhin sind entsprechende Materialmodelle für die am Aufbau beteiligten Materialien zu implementieren, welche für das betrachtete Belastungsregime geeignet sind. Die Eingabe der Belastungsrandbedingungen erfolgt in Abhängigkeit der Lastdomäne (bspw. thermisch-transient oder statisch-mechanisch) und richtet sich nach denen im Experiment definierten Lastszenarien. Für die Vorhersage der Lebensdauer kommen typischerweise empirische Modelle zum Einsatz, welche einen Zusammenhang zwischen den mittels FEM ermittelten Schädigungsgrößen und den experimentellen Ergebnissen herstellen [4].

2.4.1 Modellierung des Verformungsverhaltens von Lötkontakten

Als Schädigungsgröße wird in den meisten Fällen die viskoplastische Dehnung oder die Dehnungsenergiegedichte im Lötkontakt zur Quantifizierung der Ermüdung herangezogen [97]. Die Wahl des Materialgesetzes bestimmt hierbei die Akkumulation inelastischer Größen unter zyklischer thermomechanischer Belastung. In den vergangenen Jahren wurden zahlreiche Materialgesetze vorgestellt, erweitert und stetig angepasst [98]. Zur Ermittlung der Material-

parameter werden jedoch stets Experimente an Bulkproben zugrunde gelegt, welche sich um Größenordnungen von den Abmessungen realer Lötkontaktgeometrien unterscheiden. Sidhu [99] hat in diesem Zusammenhang auf Unterschiede hinsichtlich des Kriechverhaltens von Bulkproben verglichen mit realen Lötkontakten hingewiesen, wonach beispielsweise die IMC im Gefüge zu unterschiedlichen Schädigungsmechanismen führen können. Hierzu sind die experimentellen Ergebnisse und numerischen Ansätze von Wiese [100, 101] zu nennen, welche diesen Größeneinfluss auf Lötkontaktgeometrien im Submillimeterbereich eindeutig darlegen. Bezüglich der Modellierung weisen sowohl Deshpande [102] als auch Kuczynska [103] in den betreffenden Untersuchungen auf die multiaxialen Spannungszustände innerhalb der Lötkontakte hin, welche sich aus Zug- und Scherspannungen zusammensetzen. Dabei führt unter Anderem die grobkörnige Mikrostruktur der zinnreichen Legierungssysteme zu einer Triaxialität des Spannungszustandes, dessen Ausprägung und Höhe sich direkt auf die Lebensdauer der Lötstellen auswirkt. Eine entsprechende Implementierungsvorschrift wurde hierzu von Bao [104] vorgestellt, welcher den Einfluss der Triaxialität bei der Akkumulation inelastischer Größen auf Materialprobenebene mitberücksichtigt. Kuczynska [105] konnte in diesem Zusammenhang die Übertragbarkeit dieser Vorschrift auf Lötkontaktgeometrieebene nachweisen. Dabei ist der Einfluss der Triaxialität auf das Akkumulationsverhalten nicht implizit im Materialmodell enthalten, sondern vielmehr eine Korrektur am Ende eines jeden Lösungsschrittes der FE-Simulation. Besonders bei komplexen Spannungszuständen, die im Rahmen dieser Forschungsarbeit aufgrund der Überlagerung von thermischer und Biegebewehrung in den Lötkontakten zu erwarten sind, muss der Einfluss der Multiaxialität in der Simulation mitberücksichtigt werden. Des Weiteren hat Kuczynska die Fähigkeit zur Vorhersage von gemessenen Hysteresen an SAC305-Lötkontaktgeometrien für verschiedene Materialformulierungen ([88, 106, 107]) getestet, wobei das vereinheitlichte viskoplastische Modell mit kinematischer Verfestigung von Chaboche (s. Abschnitt 2.3.5) eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen gezeigt hat [108]. Ähnliche Untersuchungen wurden vom Autor [109, 110] an dem in dieser Forschungsarbeit eingesetzten Lotwerkstoff durchgeführt, wobei sich auch hier das Materialmodell von Chaboche zur Modellierung des Verformungsverhaltens auf Lötkontaktgeometrieebene als geeignet herausstellte.

2.4.2 Ermittlung schädigungsrelevanter Größen

Um den Einfluss lokaler Spannungsüberhöhungen aufgrund von Singularitäten im Lotvolumen zu minimieren, wird eine Volumenmittelung über alle Elemente der betreffenden Geometrie durchgeführt. Darveaux [111] beschreibt hierzu in seinen Untersuchungen ausführlich die sogenannte VWA-Methode (engl. Volume Weight Average), über welche sich neben

Geometrieeffekten auch Vernetzungseinflüsse ausmitteln lassen. Die für einen Lastzyklus akkumulierte plastische Dehnung

$$\bar{\varepsilon}_{acc}^{pl} = \frac{1}{V_{ges}} \sum_{i=1}^{n_{elem,ges}} \left(\varepsilon_{acc,elem_i}^{pl} V_{elem_i} \right) \quad (2.14)$$

errechnet sich dabei aus der Summe der akkumulierten plastischen Dehnung eines jeden Elements $\varepsilon_{acc,elem_i}^{pl}$ multipliziert mit seinem Elementvolumen V_{elem_i} und anschließend dividiert mit dem Gesamtvolumen der Lötkontaktgeometrie V_{ges} , welches aus einer Gesamtzahl von $n_{elem,ges}$ Elementvolumen besteht. Diese Methode funktioniert allerdings nur unter der Voraussetzung, dass im Materialmodell keine nichtlineare zyklische Ent-, bzw. Verfestigung berücksichtigt ist. Andernfalls würde $\bar{\varepsilon}_{acc}^{pl}$ von der Anzahl der simulierten Belastungszyklen abhängen, sodass dies kein einheitliches und damit vergleichbares Schädigungskriterium für den Lötkontakt darstellen würde.

2.5 Statistische Beschreibung des Ausfallverhaltens

Die mathematische Beschreibung des Ausfallverhaltens elektronischer Bauteile und Systeme verfolgt das Ziel, über einen definierten Zeitbereich mit möglichst hoher Präzision Aussagen über die Wahrscheinlichkeit des Auftretens eines Bauteilversagens zu treffen. Mithilfe verschiedener statistischer Verfahren werden in Abhängigkeit der beobachteten Ausfallcharakteristik entsprechende Funktionen abgeleitet, welche in der Lage sind, die Verteilung dieser im Beobachtungszeitraum aufgetretenen Ausfälle zu beschreiben. Dabei richtet sich die Anwendung einer bestimmten Funktion nach der Art besonderen Fragestellung, welche adressiert werden soll [1]. Standardmäßig werden zur Darstellung von Ausfallhäufigkeiten Histogramme verwendet, wobei jede Säule ein Zeitintervall repräsentiert, dessen Höhe die absolute Häufigkeit im betreffenden Intervall beschreibt. Gebräuchlicher ist in diesem Zusammenhang die relative Häufigkeit

$$n_{rel} = \frac{n_{fail}}{n_{ges}} \quad (2.15)$$

wobei n_{fail} die Anzahl der Ausfälle einer Klasse und n_{ges} die Gesamtzahl an Ausfällen beschreibt. Abbildung 2.11 zeigt beispielhaft die Histogrammdarstellungen zweier fiktiver Datensätze für einen identischen Beobachtungszeitraum mit unterschiedlicher Grundgesamtheit n_{ges} in Abhängigkeit einer beliebigen Zeiteinheit t . [112]

Es zeigt sich, dass die Aussagekraft und damit die Qualität einer solchen Darstellung stark von der Grundgesamtheit an Ausfalldaten und von der Wahl der Intervallbreite abhängig

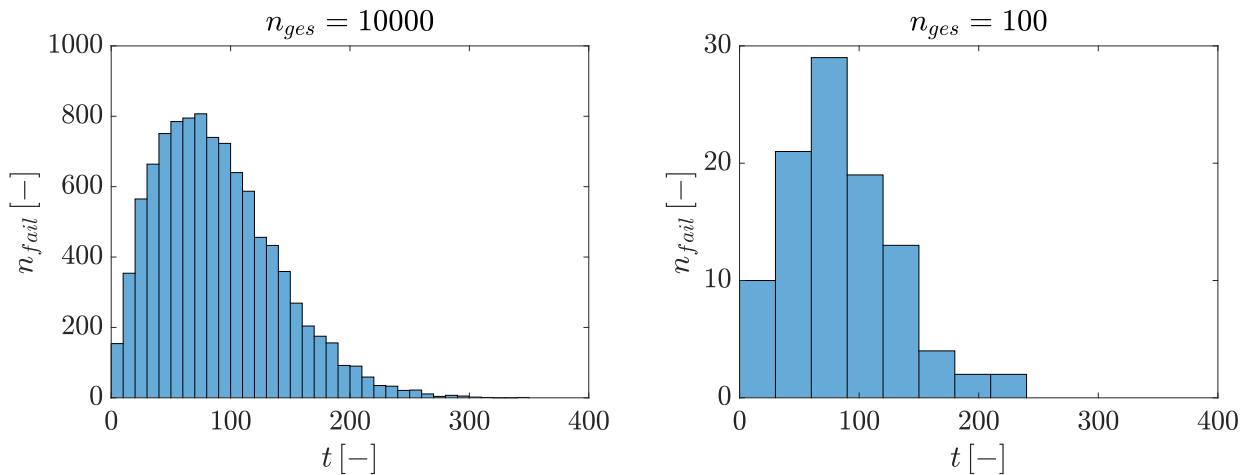


Abbildung 2.11: Einfluss der Grundgesamtheit n_{ges} an beobachteten Ausfällen auf die Güte der Verteilung.

ist. Im Extremfall treten bei sehr kleinen Datensätzen mitunter Lücken auf der Abszisse auf, welche nur mit breiteren Zeitintervallen kompensiert werden können. Dies führt mitunter dazu, dass sich die Anzahl der Klassen stark verkleinert und damit Information über die Häufigkeitsverteilung verloren geht. Daher erhöht eine große Grundgesamtheit an Ausfalldaten in jedem Fall die Aussagekraft der entsprechenden Dichtefunktion $f(t)$, welche sich aus dem Grenzübergang $n_{ges} \rightarrow \infty$ als Umriss des Histogramms ableiten lässt und folgend auch als PDF (probability density function) bezeichnet wird. Ausgehend von der PDF ergibt sich die Verteilungsfunktion

$$F(t) = \int_0^t f(\tau) d\tau \quad (2.16)$$

als Integral über der Dichtefunktion und bildet damit die Summe der relativen Häufigkeiten über ein bestimmtes Zeitintervall ab. Diese Funktion wird im Folgenden als CDF (cumulative density function) bezeichnet und ist in der Zuverlässigkeitstheorie auch als Ausfallwahrscheinlichkeit $F(t)$ gebräuchlich [112]. Abbildung 2.12 zeigt die Dichte- und Verteilungsfunktion anhand eines fiktiven Datensatzes mit einer Grundgesamtheit von $n_{ges} = 1000$ Ausfällen.

Charakteristisch für die Verteilungsfunktion ist der Beginn im Ursprung des Koordinaten und ein monoton steigender Verlauf bis zu $F(t) = 1$, wenn $n_{rel} = 1$ erreicht wird und damit alle Bauteile ausgefallen sind. In Bezug auf die Lebensdauer-, bzw. Zuverlässigkeitsbetrachtung technischer Systeme und Komponenten hat sich die Weibull-Verteilung als zielführend für die Beschreibung eines unterschiedlichen Ausfallverhaltens herausgestellt.

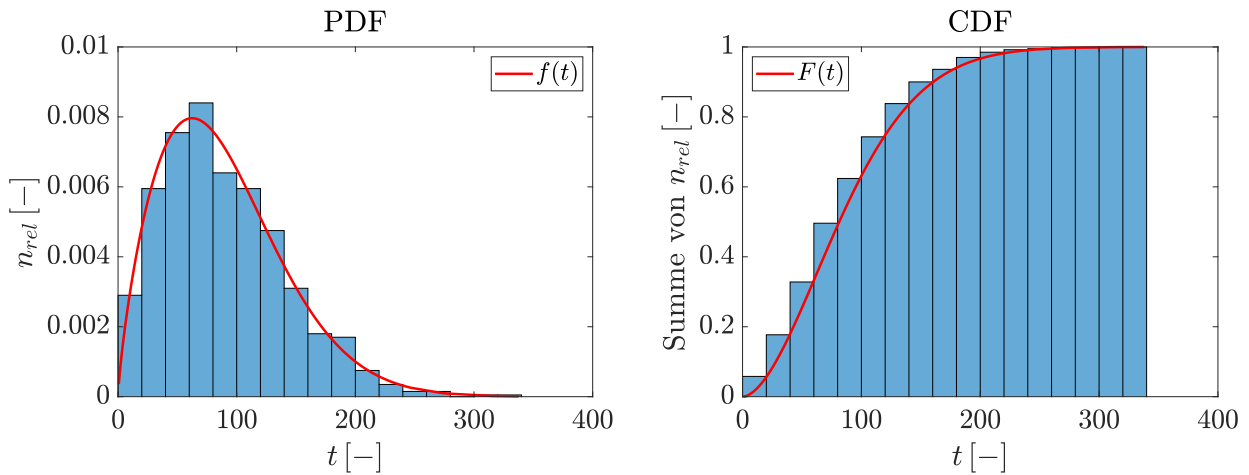


Abbildung 2.12: Ableitung von PDF und CDF aus einem Weibull-verteilten Datensatz.

Die Dichtefunktion der zweiparametrischen Weibull-Verteilung

$$f(t) = \frac{dF(t)}{dt} = \frac{\beta}{\eta} \left(\frac{t}{\eta}\right)^{\beta-1} e^{-\left(\frac{t}{\eta}\right)^\beta} \quad (2.17)$$

beinhaltet den Formparameter β und den Lageparameter η , welcher auch als charakteristische Lebensdauer bezeichnet wird. Abbildung 2.13 zeigt den Einfluss des Formparameters β auf den Verlauf der PDF und CDF unter Beibehaltung eines identischen Lageparameters von $\eta = 1$ [113].

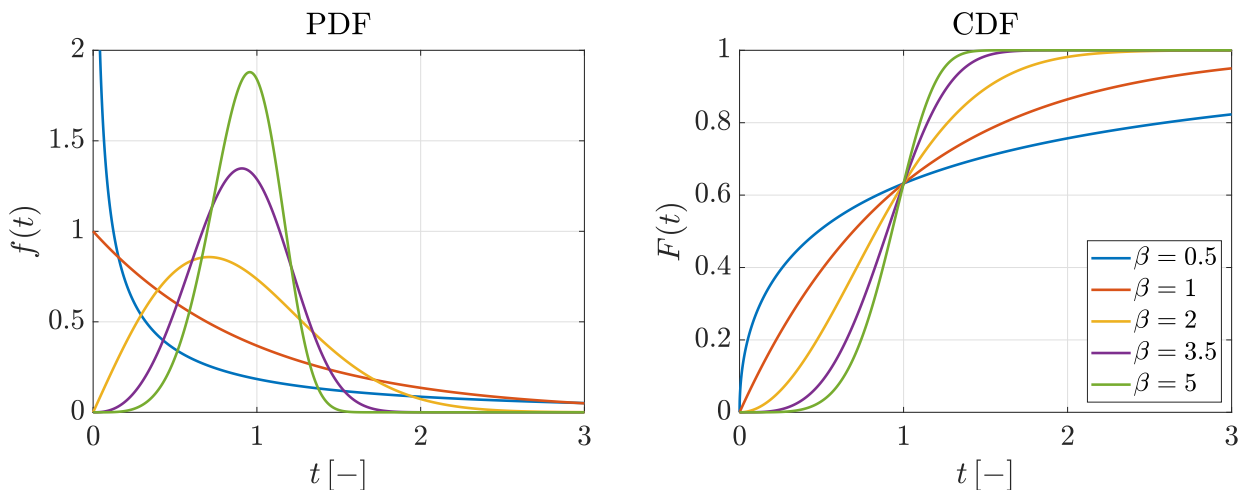


Abbildung 2.13: Einfluss des Formparameters auf die PDF und CDF einer Weibull-Verteilung.

Dabei wird deutlich, dass für Werte von $\beta \leq 1$ die PDF die Form einer Exponentialfunktion annimmt, welche mit steigender Beobachtungszeit gegen $f(t) = 0$ konvergiert.

Für $\beta > 1$ steigt die Dichtefunktion zunächst an, um nach Erreichen des Maximums wieder abzuflachen. Dabei zeigt ein Wert von $\beta = 3,5$ annähernd den Verlauf einer Normalverteilung. Bei Betrachtung der Verteilungsfunktion ergibt sich für den Fall von $t = \eta$ eine Ausfallwahrscheinlichkeit von

$$F(t) = 1 - e^{-1} \approx 0,632 \quad (2.18)$$

welche bei der zweiparametrischen Weibullverteilung als eine mittlere Ausfallwahrscheinlichkeit interpretiert werden kann, wodurch der charakteristischen Lebensdauer η eine besondere Bedeutung zukommt. Die zweiparametrische Weibull-Verteilung legt aufgrund ihrer Formulierung zugrunde, dass direkt zu Beginn der Beobachtung das Auftreten von Ausfällen beschrieben wird. Weist das betrachtete System jedoch eine ausfallfreie Zeit auf, lässt sich die Verteilung um einen Parameter γ erweitern, welcher als Schwellenwert bezeichnet wird und die PDF entlang der positiven Zeitachse verschiebt. Die Dichtefunktion dieser 3-parametrischen (3P)-Weibull-Verteilung

$$f(t) = \frac{\beta}{\eta} \left(\frac{t - \gamma}{\eta} \right)^{\beta-1} e^{-\left(\frac{t-\gamma}{\eta}\right)^\beta} \quad (2.19)$$

stellt damit eine allgemeine Form der Weibull-Verteilung dar und kann mit $\gamma = 0$ wieder in die 2P-Form überführt werden [113]. In diesem Zusammenhang lässt sich die mittlere Zeit bis zum Ausfall

$$\bar{F} = \gamma + \eta \Gamma \left(\frac{1}{\beta} + 1 \right) \quad (2.20)$$

mithilfe der Gamma-Funktion

$$\Gamma(x) = (x - 1)! \quad (2.21)$$

ermitteln, welche grafisch als Schwerpunkt der Fläche unterhalb der PDF interpretiert werden kann. Die Standardabweichung der 3P-Weibull-Verteilung

$$\sigma = \eta \sqrt{\Gamma \left(\frac{2}{\beta} + 1 \right) - \Gamma \left(\frac{1}{\beta} + 1 \right)^2} \quad (2.22)$$

errechnet sich aus der Wurzel der Varianz und kennzeichnet die Streubreite der Daten um den Mittelwert der Verteilung [114]. Die Parameter des 3P-Weibulls werden mithilfe von parametrischen Schätzverfahren an die Lebensdauerdaten angepasst, wobei sich die MLE-Schätzmethode (engl. Maximum-Likelihood-Estimation) in vielen Fällen als das effizienteste Verfahren erwiesen hat [115]. Im Kern gibt diese Schätzmethode an, wie wahrscheinlich die beobachtete Stichprobe in Abhängigkeit der möglichen Parameterwerte der Verteilung

folgt. Somit gibt die Maximierung der stetigen MLE-Funktion jene Parameter vor, welche am wahrscheinlichsten die beobachteten Daten wiedergeben. Die entscheidenden Vorteile dieses Verfahrens gegenüber der Schätzmethode der kleinsten Fehlerquadrate (LSE) sind unter anderem eine präzisere Schätzung der Parameter bei geringerer Varianz unter einer zuverlässigeren Angabe von Konfidenzintervallen. Weiterhin wird das Auftreten von zensierten Daten berücksichtigt, welche bei Beobachtungsende zwar noch nicht ausgefallen sind, jedoch in die Grundgesamtheit miteinbezogen werden. Dies wird insbesondere dann wichtig, wenn Perzentile mit kleiner Datenbasis präzise abgeschätzt werden sollen [116]. Über statistische Anpassungstests lässt sich die Annahme einer zugrunde gelegten Verteilung nach- oder zurückweisen, darüber hinaus geben diese Auskunft über die Anpassungsgüte der Verteilung an die experimentell ermittelten Daten. Zu nennen ist in diesem Zusammenhang der Anderson-Darling (AD)-Test [117], welcher ab einem Stichprobenumfang von $n \geq 8$ herangezogen werden kann. Dieses Verfahren stellt eine Modifikation des Kolmogorov-Smirnov (KS)-Tests [118] dar und bildet eher Abweichungen vom Verteilungsmodell an den Rändern als der KS-Test ab [112]. Der AD-Test verwendet für die Berechnung der kritischen Werte spezielle Verteilungsmodelle. Dabei liefert das Signifikanzniveau als Ergebnis eines Hypothesentests in Form des p-Wertes unterhalb $p = 0,05$ die angenommene Verteilung als nicht zutreffend zurück. Folgt die Verteilungsfunktion der hypothetisch angenommenen Wahrscheinlichkeitsverteilung, quantifiziert der AD-Wert die Anpassungsgüte, wobei kleinere Werte eine bessere Anpassung der Daten an die Verteilung charakterisieren. Weiterhin ist es bei der Erprobung von Bauteilen und Systemen von elementarer Bedeutung, den Vertrauensbereich der Näherungsfunktion auf Grundlage der experimentell erhobenen Ausfalldaten anzugeben. Dies ist notwendig, da in jedem Testszenario immer nur eine begrenzte Stichprobenmenge betrachtet werden kann, ohne die Grundgesamtheit aller möglichen Ausprägungen des Systems zu erfassen. Zur einfachen grafischen Darstellung hat sich die Auftragung der CDF auf einem sogenannten Weibull-Wahrscheinlichkeitspapier durchgesetzt, wie sie in Abbildung 2.14 anhand eines fiktiven Datensatzes gezeigt ist.

Dabei sind auf der Ordinate in doppellogarithmischer Auftragung die Perzentile der Dichtefunktion und auf der Abszisse in logarithmischer Auftragung die Ausfallzeitpunkte in Zeiteinheiten abzüglich des Schwellenwertes aufgetragen. Der Vertrauensbereich wird standardmäßig symmetrisch zum Median der Dichtefunktion innerhalb einer 5 %- und einer 95 %-Vertrauensgrenze angegeben. Konkret bedeutet dies, dass eine Zufallsvariable in 90 von 100 Fällen innerhalb dieses Bereichs auftritt. Es zeigt sich, dass im niedrigen Perzentilbereich die Grenzlinien auffächern und sich dadurch der Vertrauensbereich vergrößert. Dies liegt darin begründet, dass dort nur sehr wenige Daten vorhanden sind und sich dadurch die Breite der Verteilung innerhalb eines Perzentilbereiches (auch: Ranggröße) vergrößert. Aufgrund

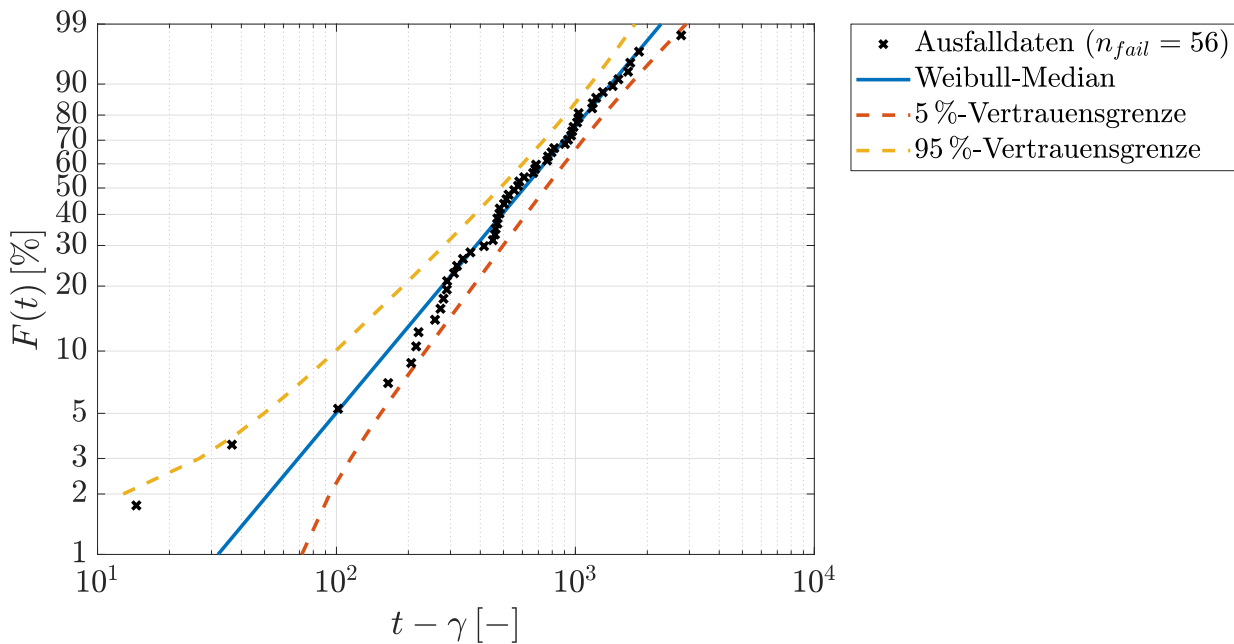


Abbildung 2.14: Weibull-Wahrscheinlichkeitspapier für einen fiktiven Datensatz.

der aufwendigen wahrscheinlichkeitstheoretischen Herleitung von Ranggrößen-Verteilungen sei an dieser Stelle auf [119] verwiesen. Es wird jedoch deutlich, dass mit zunehmenden Ausfallzahlen im Perzentilbereich um den MTTF (mean-time-to-failure) bei $F(t) = 63,2\%$ der Vertrauensbereich deutlich enger wird, wodurch der Median die Ausfalldaten mit großer Sicherheit beschreibt [120].

2.6 Lebensdauermodelle für Lötstellenermüdung

In den drei vorhergehenden Unterabschnitten wurden die grundlegenden Voraussetzungen zur Anwendung analytischer Lebensdauermodelle erläutert. Diese reichen von einem Verständnis des Schädigungsmechanismus über die Implementierung konstitutiver Gleichungen für die Materialmodellierung in der FEM bis hin zur Ermittlung der Ausfallzeitpunkte mithilfe statistisch abgesicherter Experimente. Bei der Auswahl geeigneter Lebensdauermodelle spielt dabei auch die Definition von Ermüdungsversagen eine entscheidende Rolle, was sich folglich auf die Gültigkeit der Lebensdauervorhersage auswirkt. In der Literatur gibt es große Diskrepanzen wie Ermüdungsversagen interpretiert wird. Im klassischen metallurgischen Sinne treten Ermüdungsbrüche auf wenn das Bauteil zyklischen Spannungen und Dehnungen ausgesetzt ist, die zu dauerhaften Schäden führen [121]. Bei langfristiger und wiederkehrender Belastung kann es jedoch auch zu Versagen bei Spannungen kommen, welche weit unterhalb der Streckgrenze des Materials liegen. Bei Ermüdungsbrüchen

ist sowohl der Zeitpunkt der Rissentstehung als auch die Ausbreitung dieser Risse unter zyklischer Belastung von besonderem Interesse. In der Realität ist es angesichts der Konfiguration von mikroelektronischen Baugruppen jedoch äußerst schwierig, die Entstehung und Ausbreitung von Ermüdungsrissen messtechnisch zu verfolgen. Daher müssen zweckmäßigere Versagenskriterien definiert werden, welche für den jeweiligen Anwendungsfall zielführend sind. Gängige Kriterien stellen dabei elektrische Messwerte wie ein sich über die Belastungszyklen entwickelnder Spannungsabfall dar oder eine vollständige Unterbrechung des Stromkreises [122]. Daher ist es insbesondere beim Vergleich von Lebensdauerdaten aus verschiedenen Quellen unabdingbar, die der Detektion des Ausfalls zugrunde liegenden Kriterien zu berücksichtigen [123].

2.6.1 Empirische Lebensdauermodelle

Unter Einsatzbedingungen kann sich eine Lötstellendegradation innerhalb elektronischen Baugruppen über Zeiträume von mehreren Jahren entwickeln. Aus diesem Grund ist eine Beschleunigung der Alterungsmechanismen notwendig, um nach kurzer Erprobungsdauer Aussagen über die Lebensdauer der Baugruppen zu erhalten. Norris und Landzberg [124] stellten zur Abschätzung der erwartbaren Lebensdauer unter Feldbelastung den sogenannten Beschleunigungsfaktor (AF) vor, welcher die ertragbare Lastwechselspielzahl unter Laborbedingungen N_{Lab} ins Verhältnis zur der unter Feldbelastung N_{Feld} setzt, wobei eine Temperaturwechselbelastung zugrunde gelegt wird:

$$AF = \frac{N_{Feld}}{N_{Lab}} = \left(\frac{\Delta T_{Feld}}{\Delta T_{Lab}} \right)^{a_{NL}} \left(\frac{f_{Feld}}{f_{Lab}} \right)^{b_{NL}} e^{c_{NL} \left(\frac{1}{T_{Feld}} - \frac{1}{T_{Lab}} \right)} \quad (2.23)$$

Dabei bezeichnet ΔT den Temperaturhub, f die Zyklusanzahl pro Tag und T_{Feld} die Maximaltemperatur unter Feld-, bzw. T_{Lab} die unter Laborbedingungen. Die Parameter a_{NL} , b_{NL} und c_{NL} sind abhängig vom Material bzw. vom getesteten Aufbau. Diese Art der Extrapolationsrechnung ist jedoch streng limitiert hinsichtlich ihrer Übertragbarkeit auf andere Baugruppen, Lötkontaktgeometrien und Lastszenarien [56]. Zu den wohl weitestverbreiteten analytischen Modellen zählt das Coffin-Manson-Lebensdauermodell [125], welches die Amplitude der plastischen Dehnung $\Delta \varepsilon^{pl}$ mit den Belastungszyklen zum Ausfall N_f korreliert:

$$\frac{\Delta \varepsilon^{pl}}{2} = \varepsilon'_f (2N_f)^m \quad (2.24)$$

Dabei wird ε'_f als Duktilitätskoeffizient bezeichnet, während m einen Materialparameter darstellt. Eine Erweiterung dieses Modells um den elastischen Verformungsanteil in Form

der Basquin-Gleichung [126]

$$\frac{\Delta\varepsilon^{pl}}{2} = \varepsilon'_f(2N_f)^m + \frac{\sigma'_f}{E}(2N_f)^k \quad (2.25)$$

beinhaltet zusätzlich den Dauerfestigkeitsbeiwert σ'_f und einen weiteren Materialparameter k . Engelmaier [127] legt in seinem Modell die Verformung des Lotmaterials aufgrund unterschiedlicher thermischer Ausdehnungskoeffizienten der Fügepartner unter Temperaturwechselbelastung zugrunde. Seine Formulierung zur Errechnung der ertragbaren Lastwechsel

$$N_f = \frac{1}{2} \left(\frac{\Delta\tau}{2\varepsilon'_f} \right)^{\frac{1}{c}}, \text{ mit } c = -0\,442 - 6 \cdot 10^{-4}T_m + 1,74 \cdot 10^{-2}\ln(1 + f) \quad (2.26)$$

stellt hierbei eine Modifikation des isothermen Coffin-Manson-Modells dar, wobei T_m die Mitteltemperatur des Temperaturhubs bezeichnet. Die Scherdehnung $\Delta\tau$ lässt sich dabei über die thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Fügepartner in Kombination mit der Geometrie des Lötkontakts errechnen. Dieses Modell berücksichtigt jedoch nicht den lokalen CTE und die unterschiedlichen Spannungsniveaus, denen eine Lötstelle ausgesetzt ist. Auch die von Engelmaier vorgeschlagenen Dehnungsberechnungsmethoden berücksichtigen keine elastische Verformung und sind hauptsächlich auf keramischen Substraten anwendbar. Darüber hinaus berücksichtigen verschiedene vorgeschlagene Konstanten wie der Duktilitätskoeffizient nicht alle möglichen Variationen, wie z.B. Temperaturbereiche für thermische Zyklen und unterschiedliche Spannungsniveaus [128]. Im Laufe der Zeit wurden an Engelmaiers ursprünglichem Lebensdauermodell zahlreiche Anpassungen und Veränderungen vorgenommen. Die Erweiterung um einen probabilistischen Korrektur-Term zur Vorhersage der ertragbaren Lastwechsel bei einer bestimmten Ausfallwahrscheinlichkeit F

$$N_f(F) = \frac{1}{2} \left(\frac{\Delta\tau}{2\varepsilon'_f} \right)^{\frac{1}{c}} \left(\frac{\ln(1 - F)}{\ln(0,5)} \right)^{\frac{1}{\beta}} \quad (2.27)$$

soll dabei die Streuung der Lebensdauerdaten bei einer definierten Belastung abbilden, wobei der Parameter β aus der Annahme eines 2P-Weibull-verteilten Datensatzes herrührt [128]. Evans [129] legte die Einschränkung des Modells für 3P-Weibull-verteilte Datensätze am Beispiel von BGA-Lötstellendegradation unter verschiedenen Lastszenarien offen. Im Zuge weiterer Untersuchungen stellte Mahmud [130] heraus, dass probabilistische Lebensdauermodelle herkömmlichen, deterministischen Modellen hinsichtlich ihrer Vorhersagegenauigkeit der Lötstellenausfallwahrscheinlichkeit überlegen sind. Besonders hervorzuheben sind dabei die Untersuchungen von Castillo [131], welcher sich mit der Ableitung vereinheitlichter

statistischer Methoden zur Modellierung von Ermüdungsschädigung beschäftigt. Bezugnehmend auf dehnungsbasierte Ansätze zur Beschreibung der Lebensdauer stellte sich heraus, dass diese stets folgende Eigenschaften aufweisen [132]:

1. Die Lebensdauer erhöht sich mit abnehmender Dehnungsamplitude.
2. Die Daten weisen über den gesamten Lebensdauerbereich eine positive Krümmung auf (konkav von oben).
3. Die Streuung der Ermüdungslebensdauerdaten nimmt mit abnehmender Dehnungsamplitude zu.
4. Unterhalb eines bestimmten Dehnungsbereichs ist kein Ermüdungsbruch zu erwarten.
5. Die Ermüdungslebensdauer hat einen zufälligen Charakter. Daher ist es zielführend, anstelle einer einzigen Lebensdauerkurve (welche den Mittelwert beschreibt) zusätzlich die Perzentilkurven zur Beschreibung der Lebensdauer anzugeben.

Abbildung 2.15 zeigt hierzu anhand eines fiktiven Datensatzes beispielhaft die zugehörigen Perzentilkurven über einen ausgewählten Zeit- und Dehnungsbereich. Aus diesen Überlegun-

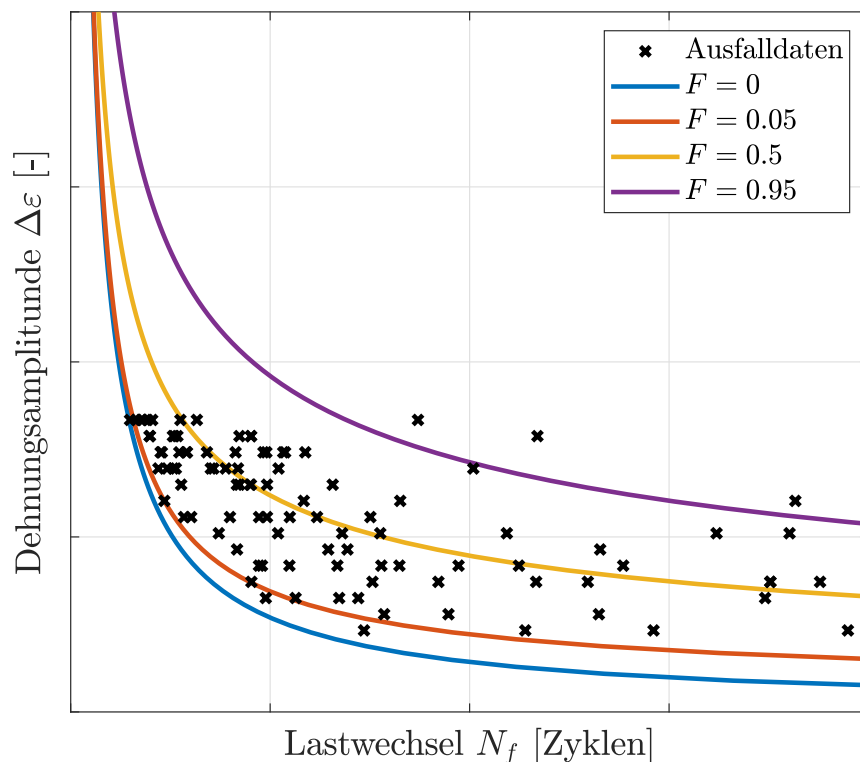


Abbildung 2.15: Perzentilkurven ausgewählter Ausfallwahrscheinlichkeiten auf Basis eines 3P-Weibull-verteilten Datensatzes nach [132].

gen heraus entstand ein Weibull-Regressionsmodell zur Berechnung der Ausfallwahrscheinlichkeit F für 3P-Weibull-verteilte Datensätze in Abhängigkeit der Dehnungsamplitude:

$$F(N_f, \Delta\varepsilon) = 1 - \exp \left(- \left[\frac{(\ln N_f - A)(\ln \Delta\varepsilon - B) - \gamma}{\eta} \right]^\beta \right) \quad (2.28)$$

Dabei bezeichnen die Konstanten A und B jeweils die asymptotischen Grenzwerte der Perzentilkurven in x-, bzw. y-Richtung. Die Einführung dieser Parameter rührt aus der Annahme, dass sowohl ein Zeitbereich als auch einen Belastungsbereich existiert, in welchem keine Ausfälle detektiert werden.

2.6.2 Physics-of-Failure Ansatz in der FE-Simulation

Die Physics-of-Failure-Methode (POF) modelliert ihren Ansatz auf der Grundlage von Versagensursachen wie Korrosion, Ermüdung, Bruch und Verschleiß oder anderen Stressfaktoren. Das Gesamtkonzept für den Entwurf und die Entwicklung eines zuverlässigen Produkts legt dabei den Schwerpunkt auf die Vermeidung von Ausfällen. Dies setzt jedoch voraus, dass die Grundursachen des Versagensmechanismus eindeutig verstanden sind. FE-basierte Methoden bieten entscheidende Vorteile bei der Bewertung von Lötstellendegradation für verschiedene Designkonfigurationen, einschließlich geometrischer Variationen und Kombinationen verschiedener Materialien. Darüber lassen sich über die Simulation kritische (höchstbelastete) Designelemente identifizieren, sodass im frühen Stadium des Produktentwicklungsprozesses konstruktive Gegenmaßnahmen zur Lastreduktion vorgenommen werden können. Insbesondere im Hinblick auf die Effizienzsteigerung einzelner Entwicklungsphasen hat sich die FE-Simulation hinsichtlich des Ersatzes oder der Auslegung geeigneter Zuverlässigkeitstests als nützlich erwiesen. Basierend auf der experimentellen Charakterisierung wurden dazu verschiedene phänomenologische FE-Materialmodelle vorgeschlagen, die das stationäre Kriechen als den wichtigsten inelastischen Verformungsmechanismus für Lötmaterialien identifizierten [133]. Kriechmodellen liegen jedoch stets Kriechexperimente zugrunde, welche in der Regel unter uniaxialer Belastung mit konstanter Kraft durchgeführt werden [134] und sich damit teils stark von typischen Betriebsbedingungen zyklischer Art in Automotive-Anwendungen unterscheidet. Hierbei sind insbesondere Temperaturwechselbelastungen relevant, die einerseits unterschiedlichen Dehnraten in den Lötkontakten induzieren und andererseits Haltezeiten bei konstanter Temperatur, unter welchen Spannungsrelaxation im Material erwartet wird. Darüber hinaus vernachlässigen Kriechmodelle die Verfestigungseigenschaften sowie Erholungsprozesse, die außerhalb des stationären Kriechens liegen. Diese sind während des primären Kriechzustands ausgeprägter und damit relevanter für

die zyklischen Verformungen unter typischen Automotive-Prüfbedingungen [96]. Daher hat es sich als zielführend für die FE-basierte Lebensdauerbewertung herausgestellt, die errechneten schädigungsbasierten Größen wie eine akkumulierte plastische Dehnung $\Delta\varepsilon_{acc}^{pl}$ in einer dem Coffin-Manson-Lebensdauermodell ähnlichen Gleichung mit den experimentell ermittelten Lastzyklen bis zum Ausfall N_f zu korrelieren [111]:

$$N_f = C(\Delta\varepsilon_{acc}^{pl})^{-m} \quad (2.29)$$

Dabei stellen C und m Materialparameter dar. Typischerweise bewegen sich die Werte von m für bleifreie Lötlegierungen unter der Annahme von Ermüdungsbrüchen im Bereich von $1 \leq m \leq 3$ [135].

Kapitel 3

Entwicklung des Prüfstands

Dieses Kapitel widmet sich dem Aufbau des Teststandes zur Erhebung statistisch abgesicherter Lebensdauerdaten gelöteter MLCC, mit welchem sich deren Ausfallverhalten unter 3-Punkt-Biegung in Kombination mit Temperaturwechselbelastung charakterisieren lässt. Hierzu werden zunächst in Kapitel 3.1 das Layout der Testplatine eingeführt, sowie die Bauelemente entsprechend Ihrer Fertigungstoleranzen charakterisiert. In Unterpunkt 3.2 wird die Konstruktion des Teststandes entwickelt, wobei das Design die Homogenisierung der thermischen Situation auf den Testplatinen sicherstellt. Abschließend wird in Abschnitt 3.3 die Kommunikationsarchitektur des Prüfstands sowie die Integration der elektrischen Überwachung in den Messablauf vorgestellt.

3.1 Versuchsträger

Die Gestaltung der Versuchsträger bestehend aus Leiterplatte und gelötetem Bauteil richtet sich nach den Anforderungen an die zu erzielenden Versuchsergebnisse, welche den Einfluss der Belastungssituation unter Berücksichtigung der fertigungsbedingten Streuung der Versuchsträger auf die Lebensdauer abbilden sollen.

3.1.1 Aufbau der Testplatine

Die Testplatine besteht aus symmetrisch aufgebauten Lagen, wobei deren Material und zugehörige Dicke in Tabelle 3.1 aufgelistet sind. Die Leiterplatte ist aus sechs Kupferlagen mit zwei Cores aufgebaut, welche aus jeweils zwei Kupferlagen mit FR-4 Prepreg bestehen. Die Cores sind jeweils durch eine Doppellage Prepreg vom Gewebetyp 7628 getrennt, was in Kombination mit chemisch-galvanisch aufkaschierten Kupferlagen auf Ober- und Unterseite zu einer nominalen Leiterplattendicke von $t_{PCB} = 1,6\text{ mm}$ führt.

Die Abmaße einer solchen PCB belaufen sich auf $L_{PCB} = 190\text{ mm}$ x $B_{PCB} = 380\text{ mm}$, mit einem Spaltenabstand von $9,4\text{ mm}$. Abbildung 3.1 zeigt das Layout der Kupferlage an der

Tabelle 3.1: Lagenaufbau der Testplatine mit den entsprechenden Schichtdicken.

Lagen-Nr.	Lagenbezeichnung	Dicke in μm
1	Kupfer (chemisch-galvanisch)	35
2	Prepreg 7628	350
3	Core (2x Kupfer, 1x FR-4)	240
4	Prepreg 7628	350
5	Core (2x Kupfer, 1x FR-4)	240
6	Prepreg 7628	350
7	Kupfer (chemisch-galvanisch)	35

Testplattenoberfläche, welches in einer zur Mittellinie symmetrischen Matrixanordnung mit 16 Reihen und 32 Spalten die Platzierung von insgesamt 512 Bauelementen ermöglicht.

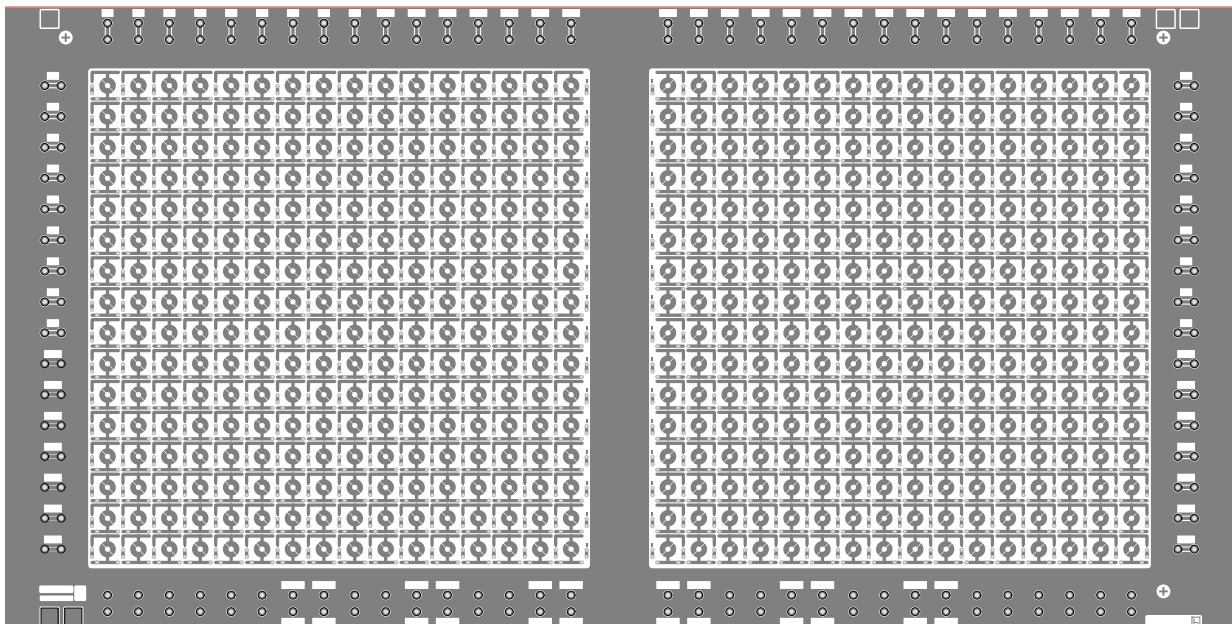


Abbildung 3.1: Layout der Testplatine.

Im Randbereich der Platine befinden sich die Anschlüsse der einzelnen Reihen und Spalten für die elektrische Messung der Bauelemente. Durch diese Art der Verschaltung (Matrix-Anordnung) wird die Anzahl der benötigten Kabelstränge erheblich reduziert. Für eine detaillierte Beschreibung des Schaltplans und die Durchführung der elektrischen Messung wird an dieser Stelle auf Abschnitt 3.2 verwiesen. Neben der Reduktion des Komplexitätsgrades hinsichtlich der Verkabelung stellt die Anordnung der Bauteile eine symmetrische Lastverteilung sicher, wenn die Platine in Dickenrichtung gebogen wird. Auf diese Weise stellen sich auf den 32 Spalten verschiedene Belastungsniveaus ein, welche links und rechts der Symmetrieachse entsprechend doppelt vorhanden sind. Somit erfahren beispielsweise

die Bauelemente auf Spalte 16 dieselbe mechanische Last wie auf Spalte 17 bei Auslenkung der Platine an der Symmetrieachse. Dieses Layout ermöglicht damit eine gleichzeitige Erprobung von 16 verschiedenen Belastungshorizonten, im Folgenden auch als Laststufen oder Lastlevels (LL) bezeichnet.

3.1.2 Bauteilcharakterisierung

Im Zuge dieser Untersuchung werden zweipolige Kondensator-Bauelemente, sog. MLCC (multilayer-ceramic capacitor) vom Typ 1206 X7R mit einer nominalen Kapazität von $C_{nom} = 10 \mu F$ betrachtet. Hierzu ist in Abbildung 3.2 ein Testplatinausschnitt mit denen in Matrixstruktur aufgelöteten MLCC dargestellt.

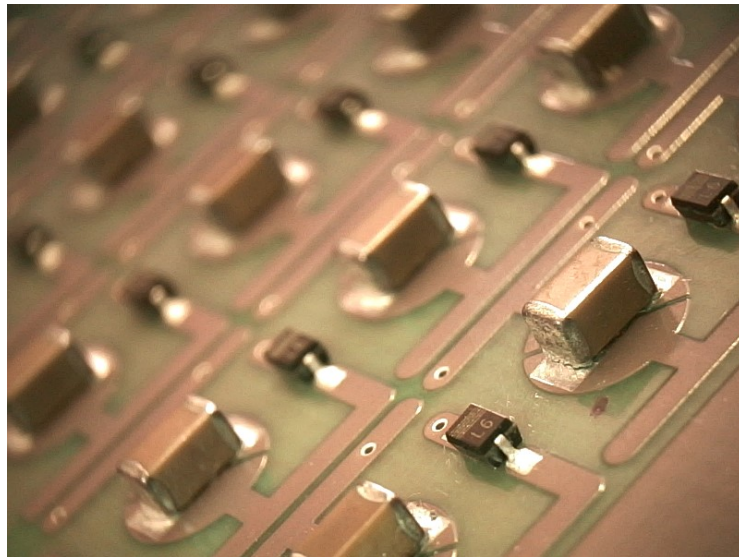


Abbildung 3.2: MLCC auf Testleiterplatte im Matrix-Layout.

Diese Vielschichtkondensatoren sind passive elektrische Bauelemente, welche aus einer Vielzahl einzelner parallel geschalteter Keramikkondensatoren zusammengesetzt sind und somit hohe Kapazitätswerte bei vergleichsweise kleinen Bauteilabmessungen erreichen. Die vierstellige Zahl in der Typenbezeichnung beschreibt die nominelle Bauteilgröße in Zoll, für die Kennung 1206 entspricht dies einer nominellen Bauteillänge von $L_{MLCC,nom} = 3,2 \text{ mm}$ und einer Breite von $B_{MLCC,nom} = 1,6 \text{ mm}$, wobei die Höhe $H_{MLCC,nom}$ identisch zur Bauteilbreite ist. Die Bezeichnung X7R kennzeichnet temperaturstabile Class II-Dielektrika, welche innerhalb ihrer zugelassenen Betriebsgrenzen von $-55 \text{ }^\circ\text{C}$ bis $125 \text{ }^\circ\text{C}$ eine maximale Abweichung von $\pm 15 \%$ hinsichtlich ihrer Kapazitätswerte aufweisen, wobei die Änderung der Kapazität nichtlinear über die Temperatur erfolgt [136]. Neben einer hohen Temperaturstabilität weisen solche MLCC einen niedrigen äquivalenten Reihenwiderstand auf, was

zu kleinen Verlustleistungen und damit zu geringer Eigenerwärmung führt. Aufgrund dieser günstigen thermischen und mechanischen Eigenschaften ist diese Bauform vor allem im Hinblick auf die immer weiter fortschreitende Miniaturisierung dominierend im Bereich der Leistungselektronik für Automotive-Anwendungen [136]. Neben der Größe des Bauelements sind unter Anderem das Material des Dielektrikums, sowie die Anzahl der darin enthaltenen Elektroden maßgeblich für dessen elektrische Eigenschaften. Die Bauteilkapazität C_x errechnet sich daraus wie folgt,

$$C_x = \epsilon_0 \epsilon_r \frac{n A_{eff}}{d} \quad (3.1)$$

wobei ϵ_0 und ϵ_r die Dielektrizitätszahlen für das Dielektrikum und für das Vakuum beschreiben. Die Anzahl der Elektroden wird mit n bezeichnet, die effektive Fläche und der Abstand der Elektroden mit A_{eff} , bzw. mit d . Das Dielektrikum Class II besteht aus gesintertem Bariumtitanat (BaTiO_3), das aufgrund seines hohen elektrischen Widerstands den Ladungstransport unterbindet und in welches ca. 400 Nickelelektroden alternierend eingebettet sind. Die beiden Terminierung aus Silber (Ag) stellen die elektrische Verbindung zwischen den Elektroden im Dielektrikum und den Lötkontakten her, wodurch dieses Bauelement auch als Zweipoler bezeichnet wird. Dazu zeigt Abbildung 3.3 schematisch einen MLCC sowie die innere Struktur des Bauelements.

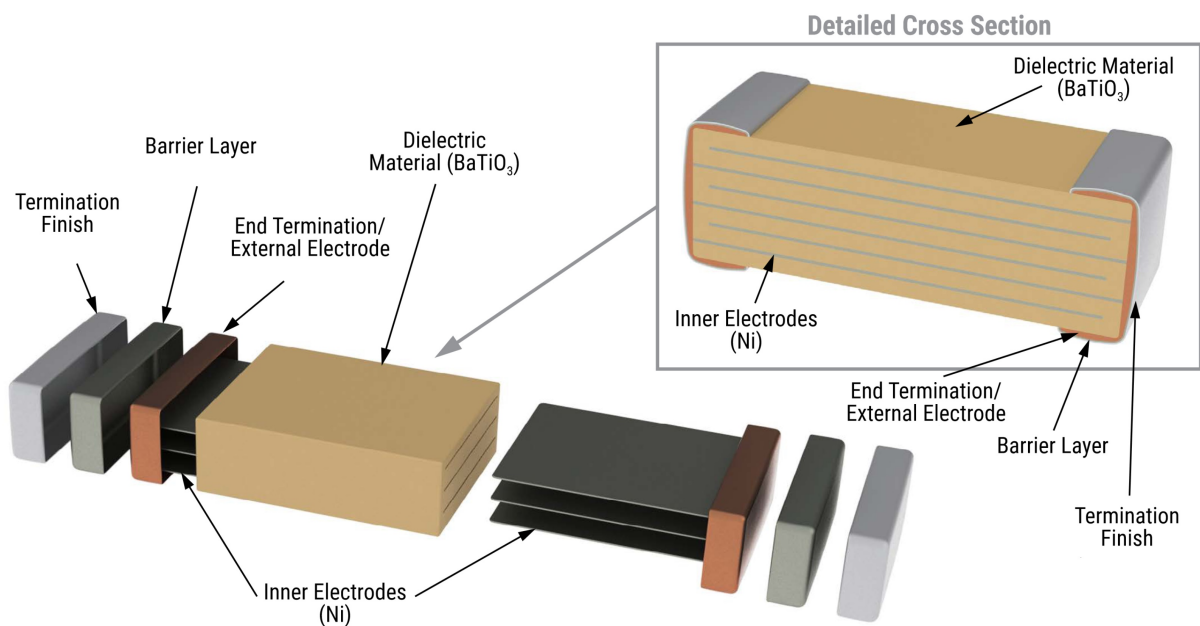


Abbildung 3.3: Schematische Darstellung eines MLCC [137].

Der Herstellungsprozess dieser Bauelemente teilt sich in mehrere einzelne Schritte, wobei zunächst die einzelnen Keramiksichten mittels Foliengießen (engl. Tape Casting) produziert werden. Die Metallschichten der Elektroden sind im Siebdruck-Verfahren aufgetragen, wobei

im Anschluss Keramik und Metall abwechselnd gestapelt und gepresst werden. Nach dem Zuschnitt wird der Keramik-Metall-Verbund gesintert und die Terminierungen über einen Eintauchprozess (engl. Dipping) aufgetragen. Die Kondensatoren verlassen ihre Produktionsstätte in Bauteilrollen zu 2000 Stück, welche für den Bestückprozess in der Linie eingesetzt werden. Aufgrund dieses mehrstufigen und teils sehr komplexen Herstellungsprozesses ist eine Charakterisierung der Produktionsschwankungen hinsichtlich der Bauteilabmessungen notwendig. Außerdem folgt daraus, dass herstellerübergreifend unterschiedliche Produktionsverfahren und Prozessparameter zum Einsatz kommen, welche wiederum die Eigenschaften der Bauelemente trotz identischer Bezeichnung beeinflussen. Daher werden im Zuge dieser Untersuchung MLCC 1206 X7R Bauelemente zweier unterschiedlicher Zulieferer A und B betrachtet. Hierzu werden zunächst Länge L_{MLCC} , Breite B_{MLCC} und Höhe H_{MLCC} von jeweils 200 Bauelementen beider Hersteller aus einer Bauteilrolle einzeln optisch vermessen. Für die Messung kommt ein *Olympus Microscope Digital Camera Model DP26* mit einer maximalen Bildauflösung von 2448×1920 Megapixel zum Einsatz, welches Messgenauigkeiten von $\pm 1 \mu\text{m}$ ermöglicht. Die Definitionen der Geometrieparameter des MLCC beziehen sich auf das Dielektrikum inklusive der Silberterminierung und sind in Abbildung 3.4 dargestellt.

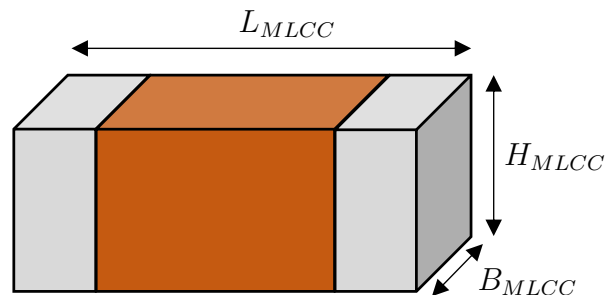


Abbildung 3.4: Definition für die Geometrieparameter des MLCC.

Laut Herstellerangabe sind Bauteilbreite und -höhe für beide Zulieferer jeweils identisch, wonach eine quadratische Grundfläche der Terminierung resultiert und damit eine Unterscheidung in diese beiden Größen obsolet wäre. Beim Vermessen gibt damit die Lage des Bauteils in der Rolle die Definition von Breite und Höhe vor. Abbildung 3.5 zeigt hierzu die Ergebnisse der Verteilungen für die Bauteilabmessungen von Hersteller A und B.

Es stellt sich heraus, dass die Bauteilbreiten und -höhen von Hersteller B bimodal verteilt sind, sodass die Terminierungsgrundfläche entgegen der im Datenblatt angegebenen Spezifikation als nicht quadratisch angenommen werden muss. Weiterhin zeigt sich eine bevorzugte Lage für der Bauteile des Herstellers B innerhalb der Bauteilrolle. Außerdem weist Zulieferer B generell eine wesentlich geringere Bauteillänge auf, MLCCs des Herstellers A hingegen

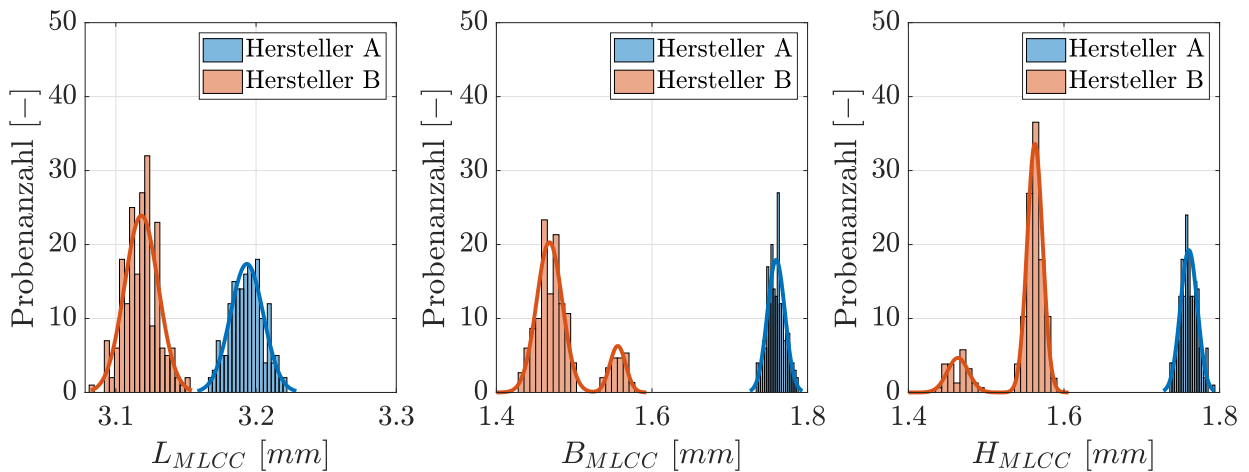


Abbildung 3.5: Verteilungen der Bauteilabmessungen der Hersteller A und B basierend auf lichtmikroskopischer Vermessung von jeweils 200 Bauteilen.

entsprechen im Mittel der im Datenblatt angegebenen nominellen Länge. Des Weiteren ist festzustellen, dass zwar die Bauteilbreiten und -höhen für Zulieferer A eine identische Verteilung aufweisen, jedoch im Mittel ca. $150 \mu m$ höher sind als die Nominalgeometrie. Dem entgegen stehen die Werte des Herstellers B, welche tendenziell unter den im Datenblatt angegeben Abmessungen liegen. Tabelle 3.2 fasst hierzu die Erwartungswerte μ und Standardabweichungen σ der Normalverteilungen für beide Hersteller zusammen, wobei sich aufgrund der bimodalen Verteilung von Bauteilbreite, bzw. -höhe des Herstellers B entsprechend zwei Werte für Erwartungswert und Standardabweichung ergeben.

Tabelle 3.2: Erwartungswerte und Standardabweichungen der Geometrieparameter von Bauelementen des Herstellers A und B basierend auf lichtmikroskopischer Messung.

Parameter	MLCC-Hersteller A	MLCC-Hersteller B
L_{MLCC}	$\mu_L = 3194 \mu m$ $\sigma_L = 12 \mu m$	$\mu_L = 3118 \mu m$ $\sigma_L = 12 \mu m$
B_{MLCC}	$\mu_B = 1758 \mu m$ $\sigma_B = 10 \mu m$	$\mu_{B,1} = 1468 \mu m, \mu_{B,2} = 1556 \mu m$ $\sigma_{B,1} = 17 \mu m, \sigma_{B,2} = 10 \mu m$
H_{MLCC}	$\mu_H = 1760 \mu m$ $\sigma_H = 12 \mu m$	$\mu_{H,1} = 1562 \mu m, \mu_{H,2} = 1463 \mu m$ $\sigma_{H,1} = 10 \mu m, \sigma_{H,2} = 14 \mu m$

3.1.3 Variation des Löt volumens

Zu Beginn des Reflow-Lötprozesses wird die Löt paste auf mithilfe einer Druckschablone und eines Rakels auf die Anschlussstellen (Pads) der Testplatine aufgebracht. Diese besteht aus Metallpulver und Zusatzstoffen wie Flussmittel, Lösemittel und Thixotropiemittel, über welche sich Eigenschaften hinsichtlich der Verarbeitbarkeit, Viskosität und Konturstabilität beeinflussen lassen. Entscheidend dabei ist, dass die Paste vor dem Aufschmelzen ausreichend Adhäsionskräfte zwischen Bauteil und Platine aufbringt, sodass eine reproduzierbare Lötverbindung insbesondere in Bezug auf die Positionstreuung der Bauteile sichergestellt werden kann [18]. Der Lötstopplack auf der Platine begrenzt die zu benetzenden Pad-Flächen, sodass sich nach dem Druck keine Lötbrücken ausbilden können. Im Zuge dieser Untersuchung wird zusätzlich zu der Variation der Bauteilhersteller der Einfluss der Lötstellengröße auf deren Lebensdauer betrachtet. Diese lässt sich über die Menge der applizierten Löt paste beim Druckprozess steuern, indem bei identischer Schablonendicke die Fläche der Schablonenöffnung variiert wird. Bei flächenmäßig kleineren Öffnungen enthält das Lötdepot entsprechend weniger Paste, wodurch beim Lötprozess niedrigvolumige Löt kontaktgeometrien erzeugt werden. Ausgehend von einer Referenzschablonendicke von $120 \mu\text{m}$ werden so pro Bauelementposition zwei Löt pastendepots appliziert, welche jeweils ein relatives Volumen von $V_{rel} = 100 \%$ aufweisen. Tabelle 3.3 zeigt die im Zuge dieser Untersuchung betrachteten Varianten in Abhängigkeit von Bauteilhersteller und applizierten relativen Löt volumina.

Tabelle 3.3: Relative Löt volumina der betrachteten PCB-Varianten.

MLCC-Hersteller	V_{rel}
A	100 %
B	100 %
A	80 %
A	60 %

Damit Prozessfehler während der Elektronikfertigung weitestgehend ausgeschlossen werden, kommen spezielle Prüfverfahren und Messsysteme zum Einsatz, über welche in der Linienfertigung zum einen die Stabilität sichergestellt und zum anderen die Qualitätsanforderungen an den Oberflächenmontageprozess kontrolliert werden. Mithilfe eines SPI-Systems (engl. solder paste inspection) wird das applizierte Löt pastendepot über ein 3D-Kamerasystem erfasst und das jeweilige Löt volumen ausgewertet. So wird sichergestellt, dass sich die gedruckten Löt mengen stets innerhalb des definierten Prozessfensters befinden. Laut Herstellerangabe löst das System auf $15 \mu\text{m}$ in Platinenebene (lateral) und auf $3 \mu\text{m}$ genau in Platinendickenrichtung (vertikal) auf. Verglichen mit den absolut gemessenen Werten ergibt sich

heraus eine Messtoleranz im unteren Promillebereich. Abbildung 3.6 zeigt die Messungen der Lötpastenvolumina $V_{rel,SPI}$ für jeweils eine Testplatine bezogen auf den Erwartungswert $\mu_{SPI,100}$. Die Gesamtmenge der erfassten Daten beläuft sich bei 512 Bauteilpositionen demnach auf 1024 Messwerte pro Platine.

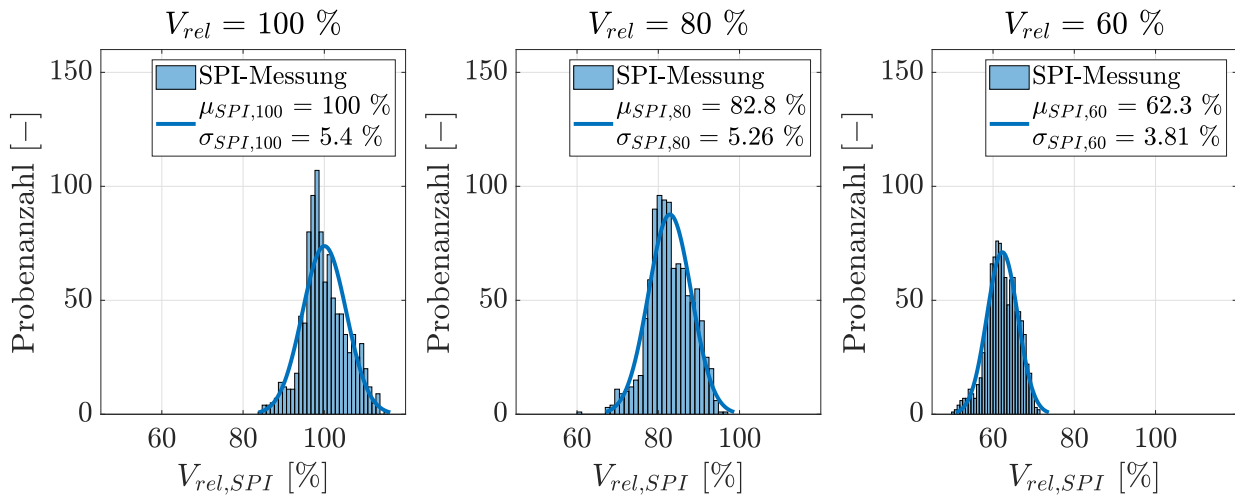


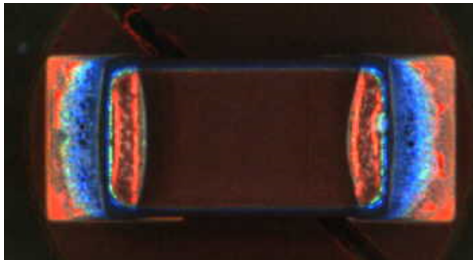
Abbildung 3.6: Verteilungen der gemessenen SPI-Werte für die drei betrachteten Lötstellen-Varianten.

Es stellt sich heraus, dass auch die Menge der applizierten Lötpaste Prozessschwankungen unterworfen ist. Mit Reduktion der Lötmenge verkleinert sich auch die Streubreite, dennoch entstehen an den Rändern der Normalverteilung der einzelnen Varianten Bereiche sich überlappender Messwerte. Somit existieren vereinzelt Bauelemente, welche trotz ihrer Zugehörigkeit zu einer anderen Schablonenvariante ein höheres, bzw. niedrigeres Lötvolumen aufweisen, welches theoretisch auch mit einer anderen Schablone hätte erzielt werden können.

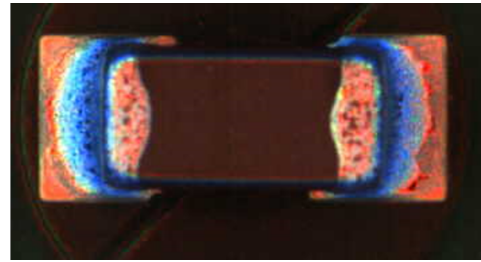
3.1.4 Extraktion von Geometrieparametern aus AOI-Daten

Aufgrund der ermittelten Verteilungen der applizierten Lötpastenmenge ist davon auszugehen, dass dies unter anderem die Positionierung der Bauteile beeinflussen wird. Im Konkreten können hochvolumige Lötdepots zu einem größeren Abstand zwischen Bauelement und Platine (Standoff) führen, während volumenmäßig ungleiche Lötkontakte eine Verkipfung oder Verdrehung des Bauelements im Bestückprozess herbeiführen können. Um Informationen über die Bauteilpositionierung im Anschluss an den Reflow-Lötprozess zu erhalten, kommen AOI-Systeme (engl. automated optical inspection) in der Fertigungslinie zum Einsatz. Dieses optische Inspektionssystem besteht aus einer Kamera, welche in der Mitte hemisphärisch angeordneter LED-Ringe senkrecht zum Bauteil positioniert wird. In Abhängigkeit des Einfallswinkels des vom gelöteten Bauelement reflektierten Lichts auf

den LED-Ring entsteht eine farblich codierte lichtmikroskopische Aufnahme [138]. Die Farbgebung folgt dem RGB-System und ist gradientenbasiert, wodurch waagerechte Flächen rot (RGB-Wert: [255 0 0]) und steile Flächen blau (RGB-Wert: [0 0 255]) erscheinen. In Abbildung 3.7 sind AOI-Aufnahmen für MLCC der Hersteller A und B dargestellt, welche standardmäßig eine Auflösung von 351×190 Pixeln aufweisen.



MLCC des Herstellers A



MLCC des Herstellers B

Abbildung 3.7: AOI-Aufnahmen von MLCC der Hersteller A und B.

In der Elektronikfertigung werden diese Inspektionssysteme nicht für die Messung der Bauteilpositionierung eingesetzt, sondern zur Erkennung offensichtlicher Fehler nach dem Reflow-Lötprozess. Konkret geht es hierbei um das effiziente Erkennen von fehlenden Bauteilen oder Lötdepots und die daraus resultierende Fehlfunktion der gesamten Baugruppe. Dennoch wird bei Betrachtung exemplarischer AOI-Bilder der Bauelemente vom Hersteller B deutlich, dass diese wesentlich kürzer und schmaler sind verglichen mit denen des Zulieferers A. Diese Bilder sollen nun trotz ihrer vergleichsweise geringen Auflösung mithilfe von Bilderkennungsalgorithmen dahingehend verarbeitet werden, dass automatisiert eine Messung der Bauteillänge und -breite möglich wird. Die Information über die Bauteilhöhe kann in diesem Fall jedoch nicht aus einem 2D-Bild extrahiert werden. Abbildung 3.8 zeigt exemplarisch die einzelnen Schritte der Bildverarbeitung zur Bestimmung der Geometrieparameter, wodurch eine effiziente Analyse von gesamten Testplatinen mit 512 Bauelementen realisiert wird.



Originalbild (AOI)



Roter Farbkanal



Binärbild



Kantendetektion

Abbildung 3.8: Schritte der Bildverarbeitung zur automatisierten Extraktion von Lage- und Formparametern des aufgelöteten Bauelements von AOI-Aufnahmen.

Zunächst werden die flachen Bereiche der Lötstellen inklusive Kupferpads vom Bauelement

über eine Grauwertanalyse selektiert und in Abhängigkeit eines definierten Schwellenwertes entfernt. Im Anschluss wird ein Schwellwert für den roten Farbkanal gesetzt, wodurch das Bauelement optisch eindeutig von der Platine unterschieden wird. Die Umwandlung in ein binäres Bild ordnet dem MLCC weiße und dem Hintergrund schwarze Pixel zu, wodurch die Detektion der Bauelementkanten ermöglicht wird. Die Differenz zwischen den vertikalen Markern (gelb und blau) in Abbildung 3.8 markiert dabei die Bauteillänge und die Differenz zwischen den horizontalen Markern (rot und grün) die Bauteilbreite. Anhand eines Referenzbildes wird der Zusammenhang zwischen Pixel und Längeneinheit auf $15,63 \frac{\mu\text{m}}{\text{pixel}}$ bestimmt, welcher aufgrund der gleichen Auflösung und Vergrößerung für jedes AOI-Bild gültig ist. Somit unterliegt jeder Messwert einer Genauigkeit von ungefähr $15 \mu\text{m}$. Um die Vergleichbarkeit der automatisiert ermittelten Erwartungswerte und Standardabweichungen der Verteilungen mit denen der Mikroskopieanalyse zu gewährleisten, sind in Abbildung 3.9 ebenfalls die Verteilungen für 200 Bauelemente auf Basis der AOI-Bilder dargestellt.

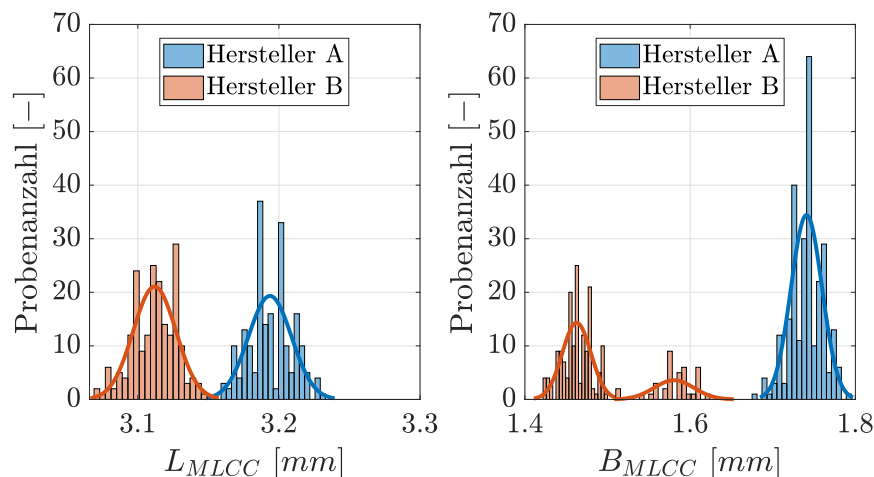


Abbildung 3.9: Verteilungen der Bauteilabmessungen der Hersteller A und B basierend auf der automatisierten Bildverarbeitung von AOI-Datensätzen von jeweils 200 Bauelementen.

Hierbei wird deutlich, dass sich auch mittels geeigneter bildverarbeitender Algorithmen der Längenunterschied der beiden Hersteller mit guter Übereinstimmung zur lichtmikroskopischen Messung ermitteln lässt. Ähnliches ist für die Bauteilbreite festzustellen, wonach auch die bimodale Verteilung für den Hersteller B zu erkennen ist. In Tabelle 3.4 sind die Erwartungswerte mit den Standardabweichungen der Normalverteilungen für die automatisierte Geometrieerkennung dargestellt.

Dabei zeigen sich ähnliche Mittelwerte für beide Geometrieparameter und etwas höhere Standardabweichungen, welche sich jedoch im Bereich der Unsicherheit von $15 \mu\text{m}$ befindet und damit innerhalb der Messunsicherheit. Somit ist diese Art der automatisierten Auswer-

Tabelle 3.4: Erwartungswerte und Standardabweichungen der Geometrieparameter von Bauelementen des Herstellers A und B basierend auf AOI-Datensätzen.

Parameter	Hersteller A	Hersteller B
L_{MLCC}	$\mu_L = 3193 \mu m$ $\sigma_L = 16 \mu m$	$\mu_L = 3110 \mu m$ $\sigma_L = 17 \mu m$
B_{MLCC}	$\mu_B = 1741 \mu m$ $\sigma_B = 19 \mu m$	$\mu_{B,1} = 1462 \mu m, \mu_{B,2} = 1585 \mu m$ $\sigma_{B,1} = 17 \mu m, \sigma_{B,2} = 23 \mu m$

tung nur begrenzt zur Charakterisierung des vergleichsweise engen Toleranzbereichs der MLCC-Geometrien geeignet. Weiterhin lässt sich bei Betrachtung von Abbildung 3.7 eine leichte Verdrehung in Platineebene für das Bauelement des Herstellers B feststellen, so dass die verarbeiteten AOI-Bilder ebenfalls zur Bestimmung der Bauelementrotation Ω_{MLCC} verwendet werden. Die Bildkante dient dabei als Referenz für eine Rotation von $\Omega_{MLCC,ref} = 0^\circ$ und die Vorzeichenkonvention erfolgt im mathematischen Sinne, wonach eine Rotation gegen den Uhrzeigersinn als positiv gilt. Die Bestimmung der Bauelementverkipfung, bzw. Inklination θ_{MLCC} erfolgt über eine Höhenmessung in der AOI-Anlage mittels *Moire*-Interferometrie. Dazu werden an zwei Fixpunkten auf der Bauelementoberseite optisch die Höhen ermittelt, sowie die Information über den Messabstand hinterlegt. Mittels Trigonometrie lässt sich so direkt aus den Prozessdaten die Inklination für jedes Bauelement ermitteln, wodurch eine zusätzliche Bildverarbeitung entfällt. Zur Bestimmung der Bauelementhöhe ist diese Messung jedoch nicht uneingeschränkt geeignet, da die Höhen der Fixpunkte einem Referenzpunkt auf der Platine zugrunde liegen und damit der Standoff des Bauelements mit gemessen wird. In Abbildung 3.10 sind hierzu die Verteilungen von Inklination und Rotation für eine Platine des Herstellers A mit $V_{rel} = 100\%$ dargestellt. Bei Analyse der übrigen Platinenvarianten sind identische Erwartungswerte und Standardabweichungen festzustellen.

Die Messungen zeigen abermals normalverteilte Daten, die Standardabweichung ist für beide Größen vergleichsweise gering. Aus dem negativen Erwartungswert für die Inklination geht hervor, dass die rechte Bauelementseite tendenziell höher liegt als die linke, was möglicherweise mit der Vorzugsrichtung während des Reflow-Lötprozesses begründet werden kann. Hinsichtlich der Rotation kann nur in seltenen Fällen ein Wert um $\Omega_{MLCC} = \pm 3^\circ$ festgestellt werden.

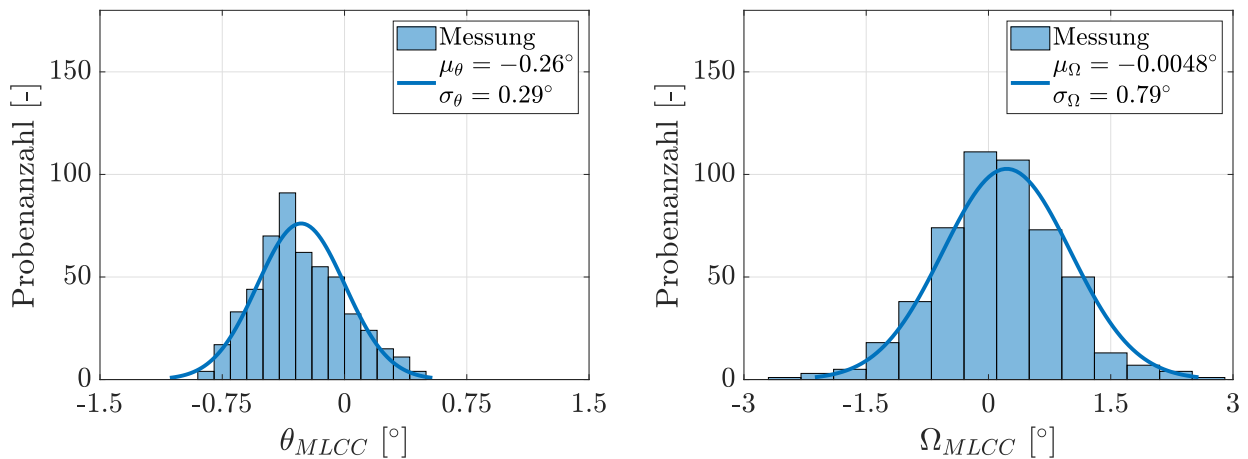


Abbildung 3.10: Normalverteilungen der Messergebnisse für Bauelementinklination und Bauteilrotation für MLCC des Herstellers A und $V_{rel} = 100\%$.

3.1.5 Analyse des Einflusses vom Bauteilhersteller auf die Lötstellenqualität

Zusätzlich zu den Form- und Lagertoleranzen der Bauelemente werden mithilfe von 3D-Röntgenaufnahmen die Lötstellen beider Bauelementhersteller auf Qualitätsunterschiede hin untersucht. Aufnahmen aus AXI-Systemen (automated x-ray inspection) können nicht zur Auswertung herangezogen werden, da das Dielektrikum einen Großteil der Lötstelle in der Draufsicht verdeckt und die Röntgenstrahlung vom Bariumtitanat des Dielektrikums zu stark gestreut würde. Daher werden zur Bewertung der Lötstellenqualität jeweils fünf Bauelemente beider Zulieferer aus einer Testplatine mittels Computertomographie (CT) analysiert. Bei dem verwendeten CT-System handelt es sich um ein *GE v/tome/x m 300/180* mit einer Nanofokusröhre von 180 kV , um Voxelgrößen von bis zu $3\text{ }\mu\text{m}$ aufzulösen. Für die Analyse werden aus der Testplatine herausgesägte Bauelemente verwendet (s. Abbildung 3.11), um den Abstand zur Nanofokusröhre zu minimieren und so eine möglichst hohe Bildauflösung zu realisieren.

Über eine Grauwertanalyse lassen sich bei entsprechender Definition der Schwellwerte automatisiert Einschlüsse und Fehlstellen (Voids) detektieren, welche beim Reflow-Lötprozess entstehen. Grundvoraussetzung für den Detektionsalgorithmus ist dabei, dass der Void gänzlich von Lötmaterial umschlossen ist. Dazu ist Abbildung 3.12 exemplarisch für jeweils eine Lötstelle der beiden Hersteller das Ergebnis der Void-Detektion dargestellt.

Die Einflussfaktoren auf Menge und Größe der auftretenden Voids sind vielfältig und können teilweise auf die chemische Zusammensetzung der anorganischen Lötpastenadditive zurückgeführt werden. Diese reagieren mit den Bestandteilen der Terminierung und setzen entsprechend gasförmige Reaktionsprodukte frei. Da sich der Plating-Prozess und damit

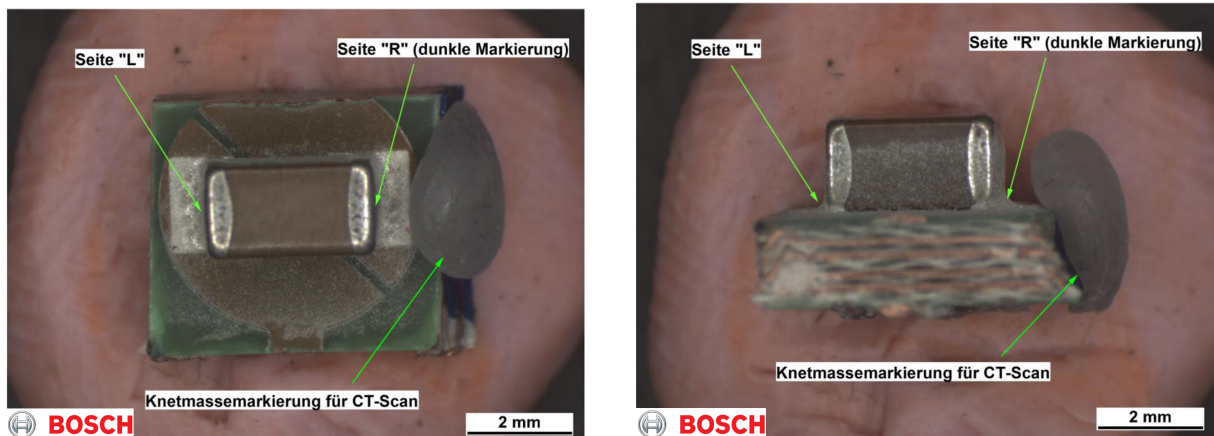


Abbildung 3.11: Freigestellte Proben und 3D-Röntgenanalyse des Lötstellen-Voidings für Bauelemente der Hersteller A (links) und B (rechts).

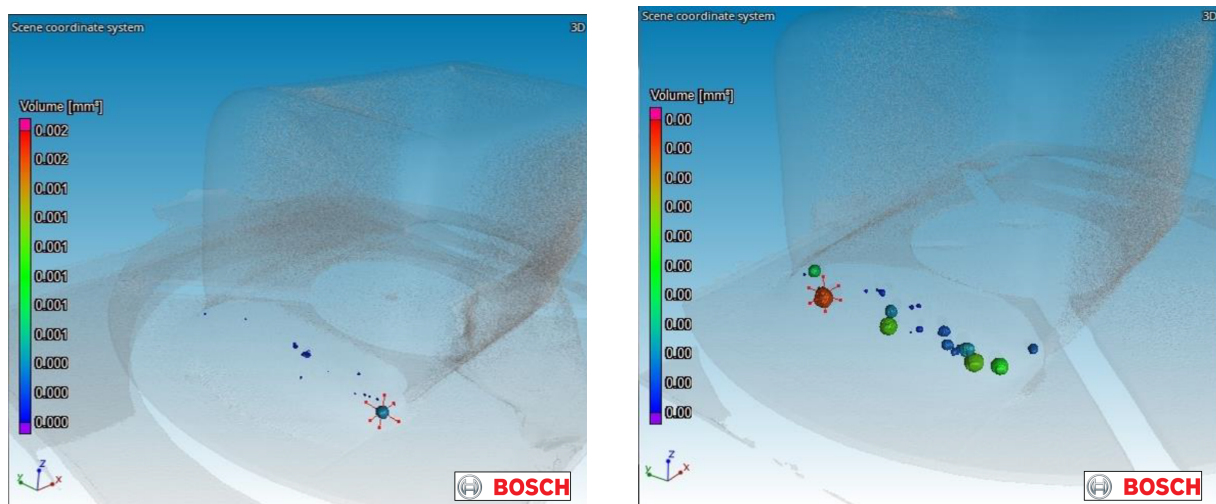


Abbildung 3.12: CT-Aufnahmen mit detektierten Voids für die Lötstellen der Bauelementhersteller A (links) und B (rechts).

die chemische Zusammensetzung der Terminierungen herstellereitig unterscheiden, wirkt sich das auch auf die Ausbildung von Voiding aus [139]. Bei der Auswertung des Voidings werden die zehn Lötstellen je Hersteller zunächst auf die Anzahl der Voids je Lötkontakt hin untersucht. Des Weiteren wird das Volumen eines detektierten Voids erfasst und hieraus ein äquivalenter Durchmesser bei Annahme einer idealen Kugelform errechnet. Bezogen auf das gesamte Volumen der Lötstelle abzüglich des Voiding-Volumens lässt sich so ein prozentualer Voidanteil für jeden Lötkontakt errechnen. Abbildung 3.13 zeigt diese Ergebnisse der Voidanalyse für die beiden Bauteilhersteller.

Für die Ermittlung der entsprechenden Erwartungswerte der Messungen wird jeweils eine Beta-Verteilung zugrunde gelegt. Diese Wahrscheinlichkeitsverteilung eignet sich aufgrund

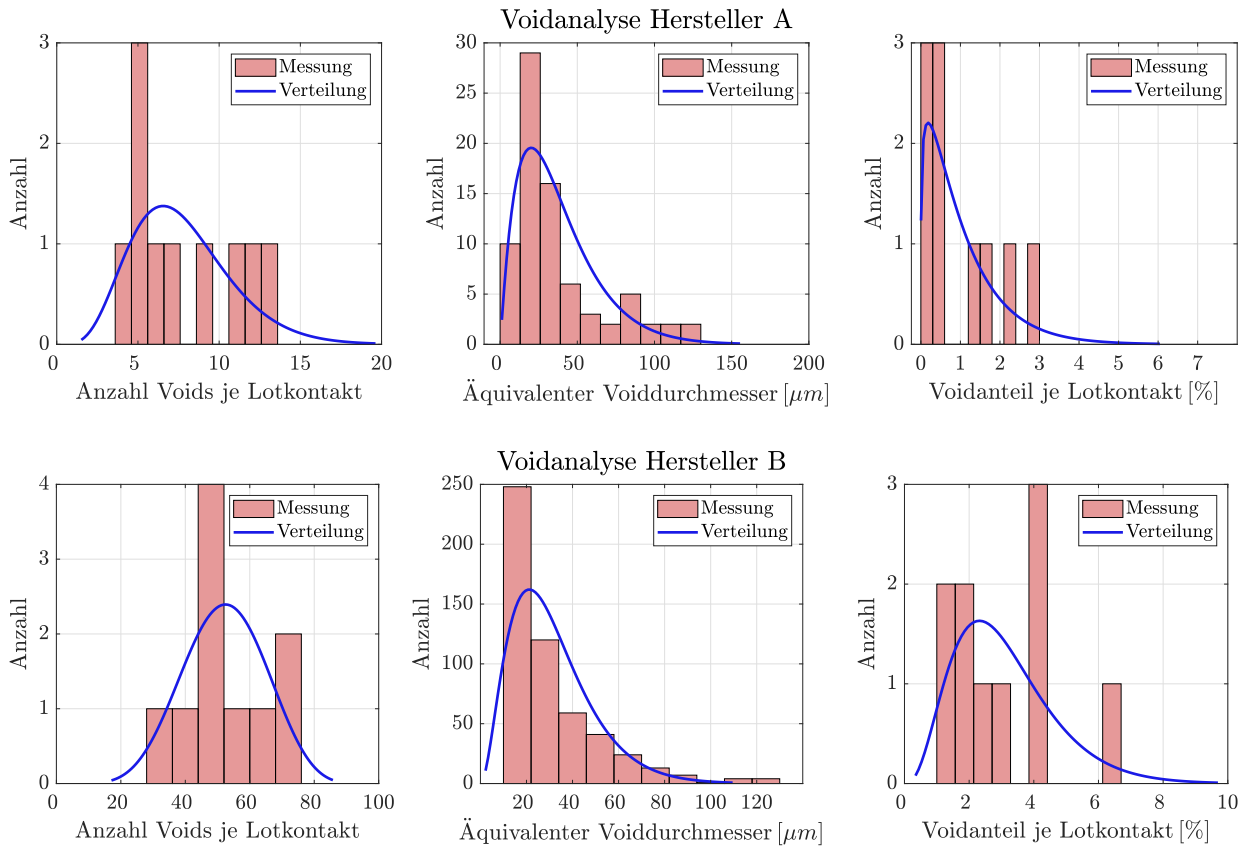


Abbildung 3.13: Verteilungen der gemessenen Werte für die Voidanzahl, deren äquivalenten Durchmessern sowie den Voidanteilen für jeweils 10 Lötstellen der Hersteller A und B .

ihrer Eigenschaft, keine negativen Zahlen anzunehmen. Hierbei ist zu erwähnen, dass für die Voidanzahl sowie für den prozentualen Voidanteil jeweils zehn Lötstellen zugrunde gelegt werden, wobei sich der äquivalente Voiddurchmesser auf jeden einzelnen detektierten Void bezieht. Hierdurch ist für letzteren Messwert entsprechend eine größere Grundgesamtheit an Daten vorhanden, wodurch eine höhere statistische Signifikanz erreicht wird. Die sich aus der Wahrscheinlichkeitsverteilung ergebenden Erwartungswerte sind für die beiden Bauteilhersteller in Tabelle 3.5 dargestellt.

Tabelle 3.5: Erwartungswerte der Verteilungen für die aus der Voidanalyse ermittelten Messgrößen.

Messgröße	Hersteller A	Hersteller B
Voidanzahl je Lötkontakt	8	52
Äquivalenter Voiddurchmesser	38 μm	31 μm
Voidanteil je Lötkontakt	1,04 %	3,09 %

Aus der Analyse geht hervor, dass die Lötstellen des Bauteilherstellers B mehr als das Sechsfache an Voids verglichen mit denen des Herstellers A aufweisen. Diese zeigen zwar einen etwas kleineren äquivalenten Voiddurchmesser, dennoch errechnet sich bezogen auf das jeweilige Gesamtvolumen der Lötstellen der Voidanteil auf den dreifachen Wert.

3.2 Konzeption des Teststand-Designs

Ziel der experimentellen Untersuchung ist die Charakterisierung der Lötstellendegradation unter dem Einfluss kombinierter thermischer und mechanischer Wechselbelastung. Die Versuchsrandbedingungen für den Temperaturwechseltest mit überlagerter 3-Punkt-Biegung leiten sich aus typischen Erprobungslasten der Kondensator-Bauelemente ab, sodass diese nicht beschädigt werden. Käme es zu einer Überlagerung von Bauelement- und Lötstellendegradation, wären die Ausfalldaten aufgrund des Auftretens verschiedener Fehlermechanismen nicht miteinander vergleichbar. Die Anforderungen an das Design des Teststandes ergeben sich dann aus den Versuchsrandbedingungen, welche im Folgenden festgelegt werden.

3.2.1 Temperaturzyklus und Ableitung der Biegebelastung

Der obere Grenzwert für die Temperaturbelastung orientiert sich an der Spezifikation des Dielektrikums, welches bis maximal $125\text{ }^{\circ}\text{C}$ freigegeben ist. Die Ecktemperaturen für den Temperaturwechsel werden demnach auf $T_{min} = -40\text{ }^{\circ}\text{C}$ und $T_{max} = 120\text{ }^{\circ}\text{C}$ festgelegt. Weiterhin werden, wie für Temperaturwechseltest üblich, Haltezeiten bei T_{max} und T_{min} von 30 min , bzw. 10 min definiert. Hierdurch werden Kriechvorgänge in der Lötstelle aktiviert, welche die Degradation des Materials zusätzlich beschleunigen. Da diese Vorgänge insbesondere bei hohen homologen Temperaturen auftreten, ist die Haltezeit bei T_{min} entsprechend verkürzt, um die Zyklusdauer nicht unnötig zu verlängern. Bei der Definition der Biegebelastung gilt es in erster Linie einen Bruch des Dielektrikums zu vermeiden. Diverse Forschungsarbeiten haben hinsichtlich dieses Fehlerbildes Zusammenhänge zur Lötlegierung, Bauelementgröße, Belastungsamplitude sowie Biegegeschwindigkeit experimentell nachgewiesen [140–143]. Kleinere Bauelemente neigen demnach stärker zu diesem Bruchverhalten, wobei hohe statische Belastungen dieses Versagensbild zusätzlich begünstigen. Als vergleichbares Maß für die Belastungshöhe bietet sich die maximale Randfaserdehnung $\varepsilon_{RF,max}$ nach der Theorie des linear-elastischen Biegebalkens an. Abbildung 3.14 zeigt schematisch die geometrischen Größen, welche bei der Berechnung der Randfaserdehnung im Falle einer 3-Punkt-Biegebelastung von Bedeutung sind.

Um statische Brüche des Kondensatordielektrikums während des Experiments auszuschlie-

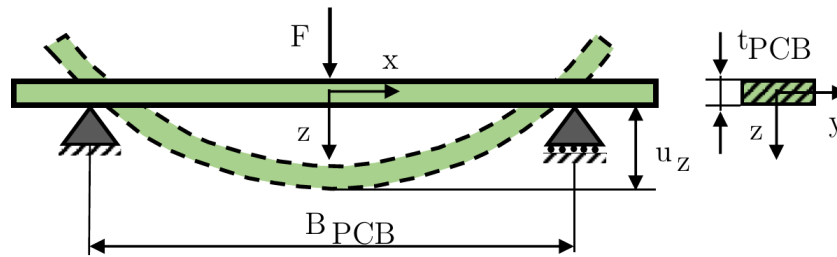


Abbildung 3.14: Definition der 3-Punkt-Biegerandbedingung.

ßen, wird auf Grundlage der oben genannten Studien und firmeninternen Freigabelasten die maximal zulässige Randfaserdehnung der Platine auf $\varepsilon_{RF,max} = 800 \mu m/m$ festgelegt. Die zugehörige Auslenkung in z -Richtung u_z am Punkt der maximalen Randfaserdehnung leitet sich mit $B_{PCB} = 380 \text{ mm}$ und $t_{PCB} = 1,6 \text{ mm}$ zu

$$u_{z,max} = \frac{\varepsilon_{RF,max} B_{PCB}^2}{6t_{PCB}} = 12 \text{ mm} \quad (3.2)$$

ab, welche bei T_{max} aufgebracht wird. Bei Auslenkung in positiver z -Richtung befinden sich die Bauelemente auf der konvexen Seite der Testplatine. Bezogen auf eine unbelastete Platine ($u_{z,ref} = 0 \text{ mm}$) bei einer Referenztemperatur von $T_{ref} = 22^\circ C$, ergibt sich bei Zugrundelegen eines linearen Zusammenhangs zwischen Temperatur und Auslenkung bei T_{min} eine Verschiebung von $u_{z,min} = -7,59 \text{ mm}$. Dies hat zur Folge, dass die Bauelemente bei Temperaturen unterhalb von T_{ref} auf der konkaven Platinenseite Druckbelastungen ausgesetzt sind, für die minimale Randfaserdehnung ergibt sich nach Gleichung 3.2 ein rechnerischer Wert von $\varepsilon_{RF,min} = -500 \mu m/m$. Der gesamte mechanische Hub von knapp 20 mm wird daher in der Konzeption des Teststandes vorgesehen.

3.2.2 Prüfstandintegration in Klimakammer

Wesentlich bei der experimentellen Untersuchung von Ausfallwahrscheinlichkeiten ist zudem eine ausreichend große Datenbasis. Hierzu sieht das Layout der Testplatine eine Bestückung von insgesamt 512 Bauelementen vor, woraus unter 3-Punkt-Biegung eine Grundgesamtheit von 32 MLCC pro Belastungsstufe folgt. Durch zeitgleiches Testen mehrerer Platinen identischer Spezifikation wird diese Gesamtheit erhöht und in der Ausfallstatistik unter den gleichen Randbedingungen betrachtet. Dies setzt jedoch voraus, dass der Prüfraum des Teststandes für mehrere Platinen ausgelegt ist. Dabei begünstigen große Bauraumabmessungen die Ausbildung hoher Temperaturgradienten zwischen den Platinen, hervorgerufen durch eine ungerichtete und damit inhomogene Luftströmung während des Temperatur-

wechsels. Dadurch entstehen Zonen verschiedener Aufheiz- und Abkühlraten, sodass sich die thermischen Randbedingungen für die Bauelemente stark unterscheiden. Diese Streuung innerhalb der thermischen Last wirkt sich entscheidend auf die zu erwartende Lebensdauer der Bauelemente aus, sodass diese bei der Auslegung des Teststands auf ein Minimum zu reduzieren ist [144]. Für die Konstruktion des Biegeteststands steht ein Temperaturprüfschrank vom Typ *Vötsch TempEvent T/480/70/25* zur Verfügung. Die Eigenschaften und Leistungswerte der Anlage sind Tabelle 3.6 zu entnehmen. Diese Klimakammer zeichnet sich durch einen vergleichsweise großen Bauraum von 480 l und einen hohen Luftdurchsatz aus, sodass Temperaturänderungsraten von bis zu 25 K/min erreicht werden können.

Tabelle 3.6: Technische Daten der Prüfkammer.

Bezeichnung	Wert
Prüfraumabmessung [$L \times B \times H$]	950 mm x 800 mm x 650 mm
Minimaltemperatur	-72 °C
Maximaltemperatur	180 °C
max. Kühl-/Heizgeschwindigkeit	$\pm 25 \text{ K/min}$
Temperaturgradient (räumlich, stationär)	$\leq 2 \text{ K}$

Wie eingangs beschrieben besteht das maßgebliche Optimierungsziel bei der Gestaltung des Prüfstands in der Minimierung von Temperaturgradienten sowohl auf der Oberfläche jeder einzelnen Platine, als auch zwischen den Leiterplatten. Als Optimierungsgröße wird dabei der lokale Wärmeübergangskoeffizient α_{loc} herangezogen, welcher die Intensität des Wärmeübergangs zweier Stoffe (hier: Luft und PCB) an einer Grenzfläche charakterisiert. Grundsätzlich wird beim Wärmeübergang zwischen freier und erzwungener Konvektion unterschieden. Freie Konvektion zeichnet sich durch vom Gravitationsfeld hervorgerufenen Druckunterschieden im Fluid aus, wohingegen bei erzwungener Konvektion die Druckgradienten durch eine äußere mechanische Einwirkung auf das Fluid erzeugt werden. Im Falle einer Klimakammer geschieht diese Einwirkung über das Lüftersystem, welches eine gleichmäßige Durchströmung des Prüfraums sicherstellt. Der Wärmeübergangskoeffizient ist dabei maßgeblich von der Strömungsgeschwindigkeit des Fluides, der Geometrie des Kontrollraumes und der Oberflächenbeschaffenheit der am Wärmeübergang beteiligten Stoffpartner abhängig. Materialkonstanten wie die spezifische Wärmekapazität c_p , die Dichte ρ_L und die Wärmeleitfähigkeit λ der am Wärmeübergang beteiligten Stoffe sind ebenfalls bei der Berechnung maßgebend. Um ein zügiges und gleichmäßiges Durchwärmen der Platinen insbesondere während der Temperaturumlagerung zu erzielen, sind die Gradienten von α_{loc} auf jeder einzelnen und zwischen den Platinen zu minimieren. Gleichzeitig ist die Maximierung der Absolutwerte von α_{loc} entscheidend, um einen verzögerungsarmen Wärmeübergang

zwischen Luft und Leiterplatte sicherzustellen. Aus diesen Anforderungen geht hervor, dass es sich bei der Gestaltung des Prüfstandes um ein strömungsmechanisches Problem handelt, welches mithilfe von CFD-Simulation (computational fluid dynamics) numerisch gelöst wird. Den Ausgangspunkt bildet dabei das 3D-Modell der leeren Klimakammer, welches in ein vereinfachtes CFD-Modell überführt wird und alle für die Strömungsberechnung wesentlichen Elemente enthält. Dazu zählen Informationen zum Ort von Lufteintritt am Prüfraumboden und der beiden Absaugungen, sowie die zugehörigen physikalischen Parameter wie Volumenstrom \dot{V} , Lufttemperatur T_{Luft} oder Totaldruck p_{tot} . Die Schritte zur Reduktion der Modellkomplexität und Definition der Ein- und Austrittsströme des Kontrollraums sind in Abbildung 3.15 dargestellt.

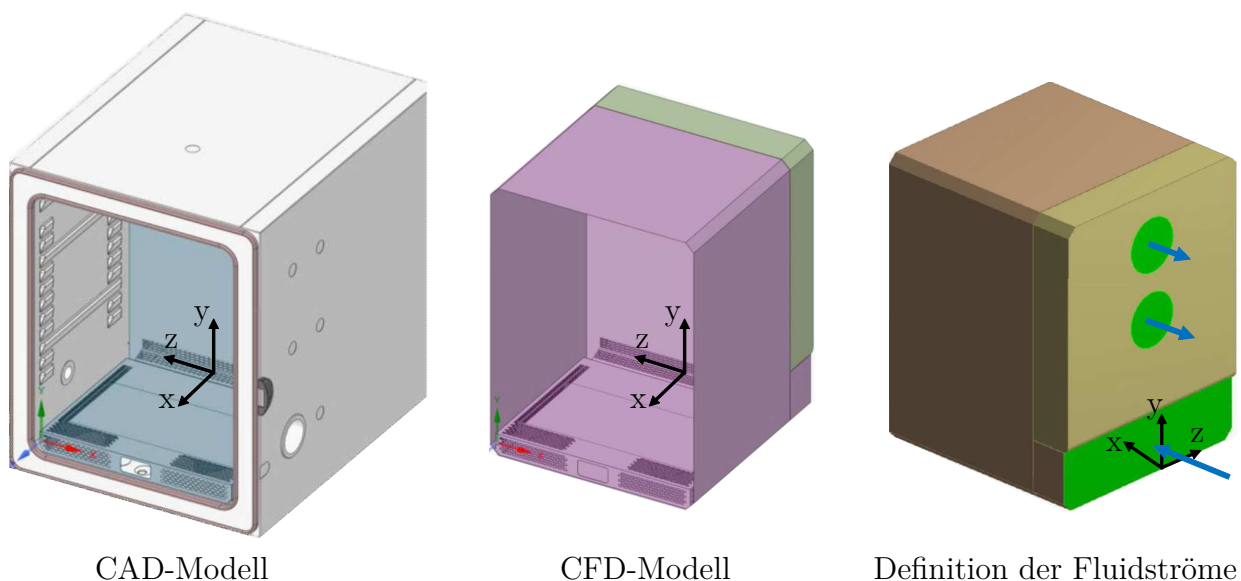


Abbildung 3.15: Ableitung eines CFD-Modells der Prüfkammer sowie Definition des Kontrollvolumens und der Stoffströme.

Für die Bewertung der Strömungssituation in der leeren Kammer wird der CFD-Löser *STAR-CCM+ v.13.06* verwendet. Die Vernetzung des Kontrollvolumens erfolgt über Fluid- und Solid-Elemente mit Polyedern, die Oberflächen der Prüfraumwände sind zur akkuraten Modellierung des Wärmeübergangs mit bis zu zehn überlagerten Prismenschichten vernetzt. Die initiale Randbedingung des Kontrollraumeinlasses wird für die Lufttemperatur mit $T_{Luft, ein} = 50\text{ }^{\circ}\text{C}$ bei einem Luftdurchsatz von $\dot{V} = 8\text{ m}^3/\text{min}$ festgelegt, die Wandtemperatur beträgt $T_w = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$. Daraus lässt sich das initiale Aufheizverhalten und das Ausbilden von Geschwindigkeitsgradienten in der Luftströmung ermitteln. Abbildung 3.16 zeigt das Simulationsergebnis für die Luftgeschwindigkeit v_{Luft} sowie für die Lufttemperatur T_{Luft} nach der Zeit $t = 60\text{ s}$ im Mittelschnitt des Prüfraums.

Bei Betrachtung des Geschwindigkeitsfelds ist in der Mitte des Prüfraums die Ausbildung

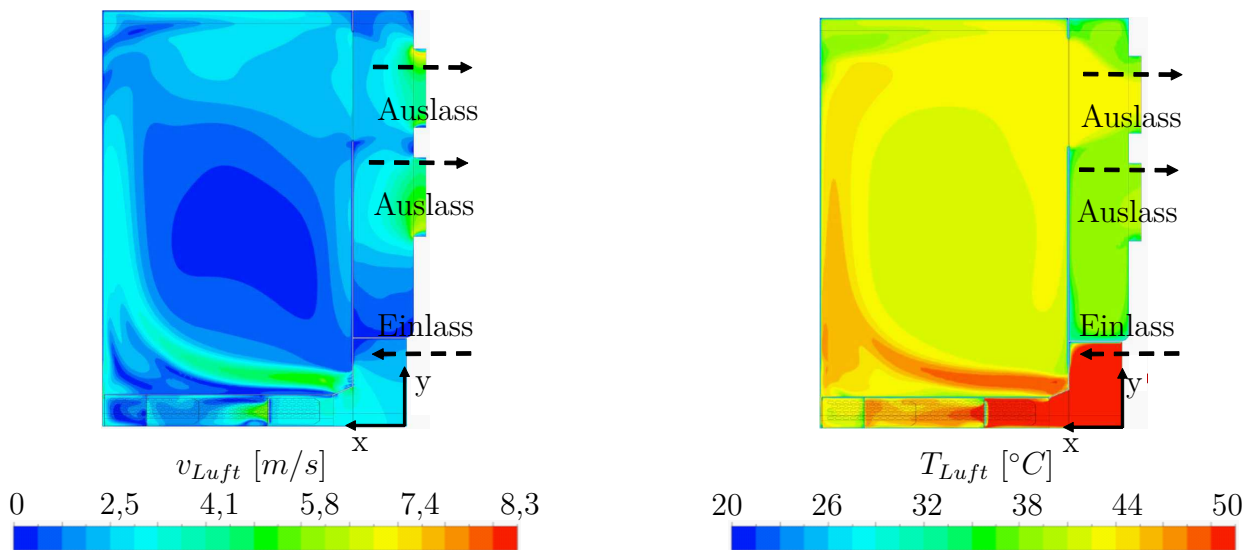


Abbildung 3.16: Lösung des stationären Geschwindigkeitsfeldes (links) und Temperaturfeldes (rechts) für die leere Klimakammer.

einer Zone mäßig bis kaum bewegter Luft zu erkennen (s. Abbildung 3.16-links). Dies kommt dadurch zustande, dass der gerichtete Luftstrom nach dem Einlass zunächst auf die Kammertüre prallt und an der Prüfraumdecke entlang aus dem Kontrollvolumen bis zur Absaugung an der Rückwand geleitet wird. Der Nutzen dieser herstellereitig durchaus gewollten Strömungsführung wird bei Auswertung des Temperaturfeldes deutlich (s. Abbildung 3.16-rechts). In der Prüfraummitte bildet sich ein Bereich homogener Temperaturverteilung aus, was für ein gleichmäßiges Durchwärmen des Prüfguts während instationären Vorgängen wie Aufheizen und Abkühlen sorgt. Aufgrund der geringen Luftgeschwindigkeit ist der Wärmeübergang zwischen Luft und Prüfgut hauptsächlich von freier Konvektion dominiert, was zu einem vergleichsweise langsamen Durchwärmen der Prüfkörper führt. Da die Klimakammer von unten nach oben hin durchströmt wird, werden die Platinen daher aufrecht positioniert, sodass die Strömung parallel zur bestückten Oberfläche anliegt. Abbildung 3.17 zeigt hierzu das CAD-Modell der Kassette, in welcher die Testplatinen der Strömungssituation entsprechend positioniert werden.

In der Mitte oberhalb der Platinen verläuft die Achsverbindung zur Realisierung der Biegebelastung. Diese ist mit einem Linearmotor verbunden, welcher thermisch entkoppelt an der Außenwand der Klimakammer angeflanscht wird. Dieser spielt damit keine Rolle bei der thermischen Optimierung des Prüfstands und wird folglich in der Strömungssimulation nicht betrachtet. Um die Homogenität des Wärmeübergangs auf den Platinen im Initialzustand zu bewerten, wird die CFD-Simulation unter den identischen Randbedingungen mit PCB-bestückter Kassette in der Prüfraummitte durchgeführt. Zur Charakterisierung der

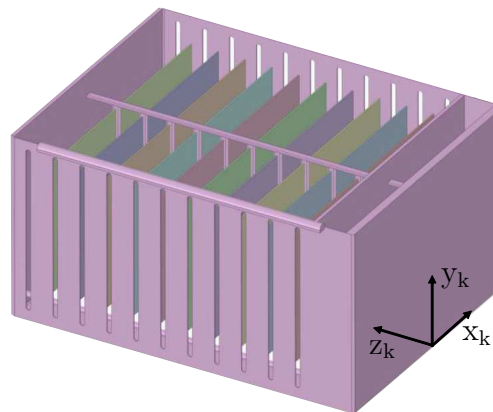


Abbildung 3.17: CAD-Modell der Trägerkassette.

Homogenität des Wärmeübergangs auf der Platinenoberfläche wird α_{loc} ins Verhältnis zum Durchschnittswert des Wärmeübergangskoeffizienten auf jeder Platine $\bar{\alpha}$ gesetzt. Hierzu zeigt Abbildung 3.18 das Simulationsergebnis für das Geschwindigkeitsfeld sowie die Verteilung von α_{loc} bezogen auf $\bar{\alpha}$, welche sich aus dieser Strömungssituation ergibt.

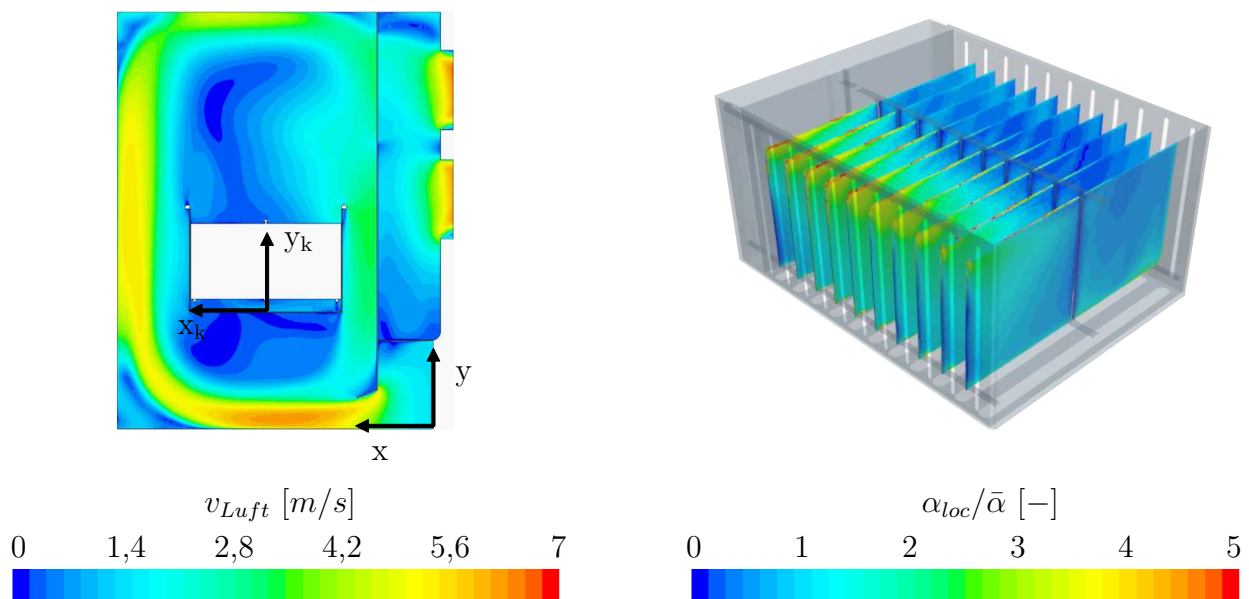


Abbildung 3.18: CFD-Simulation des Geschwindigkeitsfelds mit integrierter Trägerkassette (links) und Verteilung des relativen Wärmeübergangskoeffizienten auf den Testplatinen (rechts).

Wie zu erwarten weisen die Platinen in den Bereichen größerer Luftgeschwindigkeit einen höheren Wärmeübergang auf. In den Randbereichen übersteigen die lokalen Wärmeübergangskoeffizienten deren Mittelwert teilweise um den Faktor fünf, was in Anbetracht der Anforderungen an homogene thermische Belastungen der Bauelemente nicht zulässig ist. Um einen Wärmeübergang mit erzwungener Konvektion zu erreichen, wird die Luftströ-

mung durch die Mitte des Prüfraums geleitet und die Luftgeschwindigkeit entsprechend erhöht. Dies wird mithilfe einer Düse realisiert, welche nach der Kontinuitätsgleichung bei identischem Volumenstrom aufgrund des kleineren Austrittsquerschnitts verglichen mit der Eintrittsfläche die Luftströmung beschleunigt. Abbildung 3.19 zeigt das CFD-Modell der Trägerkassette mit angeschlossener Düse, welches aus einem iterativen Optimierungsprozess resultiert. Dabei wurden verschiedene Designs für Trägerkassette und Düsengeometrie hinsichtlich deren Auswirkung auf α_{loc} untersucht.

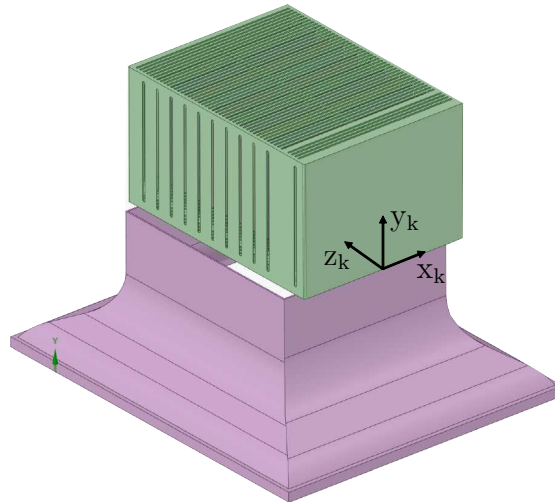


Abbildung 3.19: CFD-Modell der Trägerkassette mit angeschlossener Düse.

Bei der Betrachtung des Geschwindigkeitsfeldes in Abbildung 3.20 ist zu erkennen, wie der Luftstrom vom Eintritt auf Trägerkassette gelenkt wird. Das Gitter an der Unterseite der Kassette fungiert als Strömungsrichter, welcher die ankommende Luft abbremst und gleichmäßig zwischen den Platinen verteilt. Somit wird verhindert, dass der konzentrierte Eintrittsstrom lokale Hotspots auf den betroffenen Platinen verursacht. Den oberen Abschluss bildet ein zur Unterseite baugleiches Metallgitter, welches ein Rückströmen der Luft unterbindet. Die dadurch verursachten Verwirbelungen und Grenzschichtablösungen an den Platinenoberflächen würden aufgrund der sich ausbildenden Geschwindigkeitsgradienten die Homogenität von α_{loc} negativ beeinflussen.

Bei Betrachtung der Verteilung der Wärmeübergangskoeffizienten in Abbildung 3.20 lässt sich eine deutliche Verbesserung im Vergleich zum initialen Kassetten-Design aus Abbildung 3.18 ohne Strömungsführung feststellen. Lediglich der äußerste Randbereich erfährt höhere Wärmeübergangswerte, was jedoch aufgrund der dort fehlenden Bauelementbestückung keine Auswirkungen auf die Lebensdauerstreuung hat.

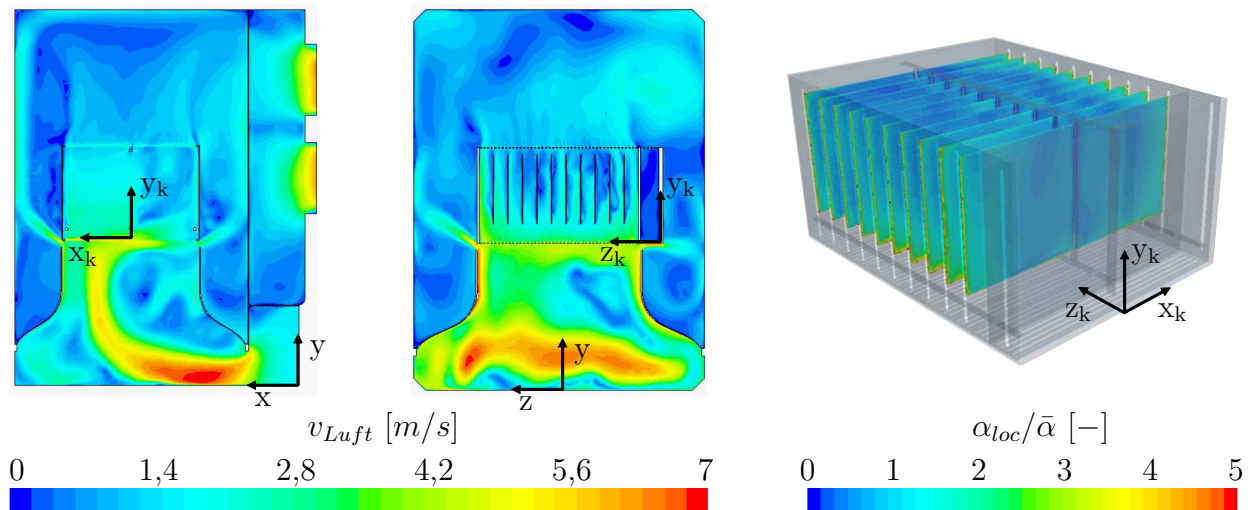


Abbildung 3.20: CFD-Simulation des Geschwindigkeitsfelds des finalen Aufbaus und Verteilung des relativen Wärmeübergangskoeffizienten auf den Testplatten.

3.2.3 Mechanischer Aufbau des Teststands

Für den Zusammenbau in der Klimakammer sind jeweils Abdichtungen zwischen Trägerkassette und Düse sowie zwischen Düse und Prüfkammerboden vorgesehen, sodass der gesamte Volumenstrom zum Durchwärmen der Leiterplatten genutzt wird. Die Anbindung der zuvor beschriebenen Trägerkassette an die Auslenkeinheit erfolgt thermisch entkoppelt an der Außenseite der Klimakammer und ist in Abbildung 3.21 dargestellt.

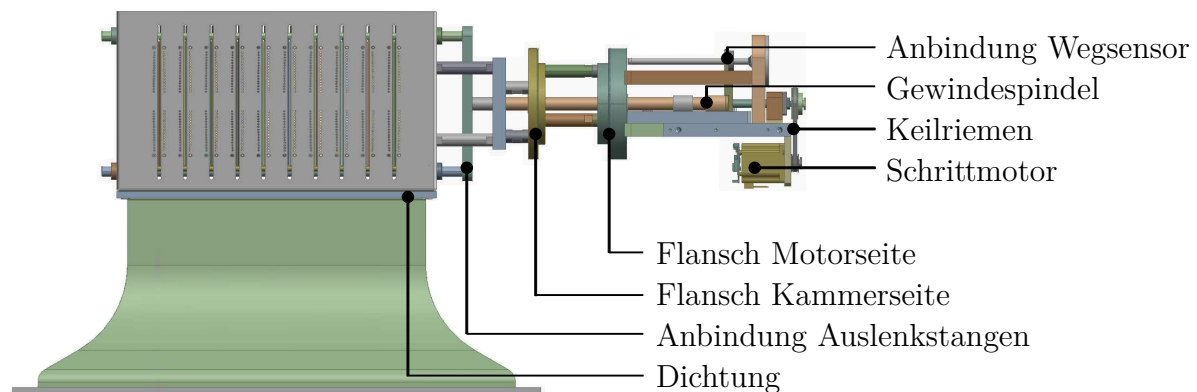


Abbildung 3.21: Mechanischer Aufbau des Teststand-Designs.

Da der maximale Auslenkungsweg von 20 mm verglichen mit der Größe des Gesamtaufbaus verhältnismäßig klein ist, sind zwei Untersetzungsstufen vom Schrittmotor Typ PD-1160 bis zur Anbindung an die Auslenkstangen verbaut. Die erste Stufe erfolgt über einen Keilriemen, welcher mit der Gewindespindel verbunden ist und in Funktion eines Kugelgewindetriebs die zweite Untersetzungsstufe darstellt. Dies erlaubt die Regelung der Auslenkung u_z mit einer

hohen Positionstreuung und reduziert zusätzlich das vom Schrittmotor aufzubringende Drehmoment. Oberhalb der Gewindespindel läuft synchron zum Verfahrweg ein Metallschlitten, an welchen ein induktiver Wegsensor mit losem Tauchanker vom Typ *HBM WA-L* angebracht ist. Dieser weist einen Nennmessbereich von 20 mm bei einer Linearitätsabweichung von maximal $0,2\%$ auf und dient als unabhängiges Messsystem zur Kalibrierung des Schrittmotors und zur Überwachung des Verfahrweges während des Biegetests. Weiterhin sind auf Höhe der Gewindespindel zwei Endschalter verbaut, welche durch die Begrenzung des Verfahrweges eine Überbelastung der Platinen im Falle fehlerhafter Steuersignale verhindern. Abbildung 3.22 zeigt den Einbauzustand einer Testplatine ohne das obere Luftgitter.

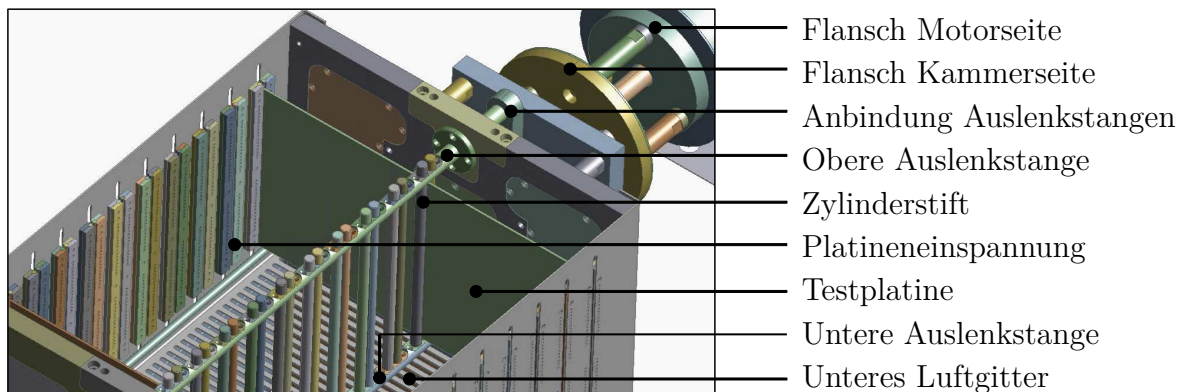


Abbildung 3.22: Mechanischer Aufbau der 3-Punkt-Biegevorrichtung.

Über eine Querverbindung wird die Linearbewegung der Gewindespindel auf die obere und untere Auslenkstange übertragen, welche jeweils über Nadellager geführt sind. Für den Einbau der Platinen wird hierfür das obere Gestänge sowie die Zylinderstifte entfernt und die Leiterplatten von oben in die dafür vorgesehenen Einspannungen an den Seitenwänden der Trägerkassette eingeführt. Über Langlochbohrungen und Sicherungsstifte ist der Einführspalt der Dicke jeder Platine anpassbar, sodass diese auch unter Temperatur- und Biegebelastung in ihrer Position verbleibt. Im Anschluss wird die obere Auslenkstange wieder eingeschoben und jeweils zwei Zylinderstifte je Platine von oben eingesetzt um eine Biegebelastung in positiver und negativer z -Richtung zu ermöglichen. Die beiden seitlichen Einspannungen als auch die in der Mitte sind über opponierte Zylinder ausgeführt, um die Kontaktflächen zwischen Platine und Stahl zu minimieren. Dadurch wird der Wärmeübergang vom Stahl auf die Leiterplatte reduziert und die Auslenkung als Linienlast übertragen, was unerwünschten Spannungszuständen in der Platine vorbeugt. Um einen Vorkraft-freien Einbau zu garantieren, wird das obere Gestänge erst nach erfolgtem Einsetzen der Platinen mit dem Querverbinder verschraubt. Diese Position markiert die Referenzverschiebung $u_{z,ref}$, an welcher das Wegmesssystem entsprechend genullt ist.

3.3 Aufbau der Messtechnik

Um das lastabhängige Ausfallverhalten der Bauelemente unter dem Versagensbild des Lötstellendurchrisses zu charakterisieren wird über eine Impedanzmessung in jedem Temperaturwechselzyklus der elektrische Kontakt zwischen Bauelement und Platine überprüft. Die elektrische Überwachung des Lötkontaktes stellt somit eine zerstörungsfreie Alternative zu der herkömmlichen Schliffbildanalyse dar. Der entscheidende Vorteil ist hierbei die kontinuierliche Erfassung von Messdaten, ohne dass sich die Anzahl der Prüflinge nach jeder Messung reduziert. Die Impedanzmessung der Kondensatoren erfolgt über ein bereits vorhandenes System, welches als BLR-Tester (board-level reliability) bezeichnet wird und im Bereich der Erprobung verschiedenster leistungselektronischer Baugruppen zum Einsatz kommt. Entscheidend für die Qualität und Aussagekraft der Lebensdauerdaten sind konstante Erprobungsrandbedingungen, welche zu jedem Zeitpunkt des Langzeitversuchs sichergestellt und aufgezeichnet werden müssen. Dabei sind die drei unabhängigen Systeme bestehend aus Klimakammer, Linearmotor und BLR-Tester regelungstechnisch derart miteinander verknüpft, dass die vorgegebenen Versuchsrandbedingungen eingehalten werden und die Langzeitstabilität gewährleistet ist.

3.3.1 Verkabelung der Platinen

Vorteilhaft bei der hier realisierten Matrixmessung ist eine erhebliche Reduzierung des Kabeleinsatzes zur elektrischen Anbindung der Kondensatoren. Die Verkabelung erfolgt jeweils auf der unbestückten Rückseite der Platine, um die Luftströmung an der bestückten Seite nicht zu beeinflussen. Abbildung 3.23 zeigt die Rückseite einer verkabelten Platine vor dem Einbau in die Trägerkassette.

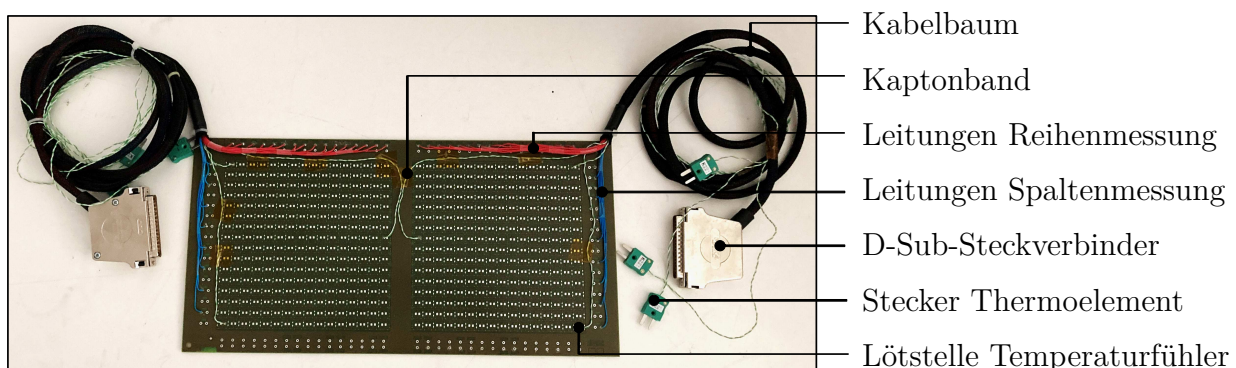


Abbildung 3.23: Verkabelung auf der Rückseite einer Testplatine für die elektrische Messung der Bauelemente sowie die Temperaturmessung.

Die roten Leitungen verbinden dabei die Bauelementspalten und die blauen Leitungen

die Bauelementreihen. Da in der Platinenmittellinie aufgrund der Einspannung durch die Zylinderstifte keine Kabelstränge entlang geführt werden können, werden die Leitungen jeweils rechts und links der Mittellinie zu einem Kabelbaum zusammengeführt, welcher auf einem 37-poligen D-Sub-Steckverbinder endet. Dabei sind auf der einen Platinenhälfte die geraden Reihenanschlüsse mit den Spaltenanschlüssen 1-16 und auf der anderen Hälfte die ungeraden Reihenanschlüsse mit den Leitungen der Spalten 17-32 zusammengeführt. Zusätzlich werden an den vier Eckpositionen und in der Mitte links und rechts der Biegelinie Temperaturelemente Typ *K* auf die Kupferpad-Positionen gelötet, wodurch sich die Temperaturverteilung auf Basis von sechs Messpunkten jeder Platinenoberfläche überwachen lässt. Um ein Abreißen der Lötverbindung beim Einbau zu verhindern, sind alle Leitungen mithilfe von hitzebeständigem Polyimid-Klebeband auf der Platinenoberfläche zusätzlich in ihrer Position fixiert. Jeweils drei Thermoelementkabel pro Platinenseite werden am Hauptkabelstrang mitgeführt und enden in einer Steckverbindung für einen 8-Kanal Datenlogger vom Typ *Pico Technology TC-08*. Somit können die Steckverbinder samt Kabelbäumen links und rechts der Trägerkassette unterhalb des oberen Lüftungsgitters aus der Seitenwand der Klimakammer herausgeführt und an den BLR-Tester angeschlossen werden.

3.3.2 Impedanzmessung im BLR-Tester

Um einen elektrische Kontakt zwischen Testplatine und dem passiven Bauelement nachzuweisen, kommt in diesem Testaufbau eine Impedanzmessung zum Einsatz. Die Funktionsweise basiert auf einem Wechselstromkreis, welcher für ein ständiges Auf- und Entladen des Kondensators ohne Unterbrechung des Stromflusses sorgt und das Bauelement hierdurch vielmehr wie ein elektrischer Widerstand in der Schaltung wirkt. Ein idealer Kondensator mit der Bauteilkapazität C_x besteht aus einem kapazitiven Blindwiderstand

$$X_C = \frac{1}{2\pi f C_x} \quad (3.3)$$

welcher bei Erregung durch eine sinusförmige Wechselspannung der Frequenz f eine Phasenverschiebung von $\Delta\varphi = -90^\circ$ hervorruft. Somit eilt der Strom $I(t)$ der Spannung $U(t)$ voraus. Innerhalb einer elektrischen Schaltung tauchen aufgrund von Leitungswiderständen und nicht-idealer Kondensatoren parasitäre Elemente auf, wodurch sich das Ersatzschaltbild eines solchen Bauelements nach Abbildung 3.24 zu einer Reihenschaltung aus der Kapazität C , der Ersatzserieninduktivität (ESL) und dem Ersatzserienwiderstand (ESR) zusammensetzt.

Der Betrag der Impedanz Z ergibt sich unter Beaufschlagung des Kondensators mit einer sinusförmigen Wechselspannung aus dem Verhältnis der Effektivwerte für Spannung U_{eff}



Abbildung 3.24: Ersatzschaltbild einer realen Kapazität.

und Strom I_{eff} :

$$|Z| = \frac{U_{eff}}{I_{eff}} \quad (3.4)$$

Dabei bezeichnet der Effektivwert einer Wechselspannung bzw. eines Wechselstroms diejenige zeitlich konstante Spannung bzw. Stromstärke, die in der gleichen Zeit die gleiche Energie liefert. Die Phasenverschiebung

$$\Delta\varphi = \varphi_U - \varphi_I \quad (3.5)$$

errechnet sich aus der Differenz zwischen dem Phasenwinkel von Wechselspannung φ_U und Wechselstrom φ_I . Wird der elektrische Kontakt aufgrund eines Lötstellenrisses unterbrochen, resultiert dies in einem abrupten Anstieg von X_C , wodurch die Kapazität Werte nahe null annimmt. Die bereits angesprochene Matrixmessung eignet sich aufgrund der geringen Zuleitungszahl insbesondere für die elektrische Überwachung einer großen Menge an Bauelementen, was die statistische Betrachtung von Ausfallwahrscheinlichkeiten ermöglicht. Abbildung 3.25 zeigt das vereinfachte Ersatzschaltbild für die Messung eines Bauelementes mit den entsprechenden Zuleitungen für die Zeilen- und Spaltenanschlüsse sowie das zugehörige Bauelement auf Spalte 1 in Reihe 2.

Dabei stellen die Widerstände R1 und R2, sowie die Induktivitäten L1 und L2 die parasitären Elemente der Leitungen im Betrieb dar. Zusätzlich ist in der Schaltung jeder Zelle eine Entkopplungsdiode (D) vorgesehen. Dabei handelt es sich um Zener-Dioden vom Typ *BZX384-B9V1*, welche unter Wechselspannung einen bidirektionalen Betrieb ermöglichen. Diese Bauform eignet sich insbesondere für den dauerhaften Betrieb in Sperrrichtung nahe ihrer Durchbruchspannung. Das beschriebene Messprinzip zur Bestimmung der Impedanz unter Anlegen einer sinusförmigen Erregerspannung direkt am Bauelement ist aufgrund dieser Entkopplungsdiode nicht möglich. Daher wird ein Mischsignal eingespeist, welches aus der Überlagerung einer Sinusspannung (-90° phasenverschoben zum Stromsignal) mit einem Rechtecksignal (in Phase zum Stromsignal) resultiert. Über Form und Pegel des Rechtecksignals wird dabei das korrekte Durchschalten der Diode während des Betriebs sichergestellt. In Abbildung 3.26 sind die beiden getrennten Erregersignale sowie das durch deren Überlagerung erzeugte Mischsignal dargestellt, welches für ein ordnungsgemäßes Durchsteuern der Diode sorgt.

Die Steuerungsarchitektur des BLR-Testers ist derart parallelisiert, dass pro Messung drei

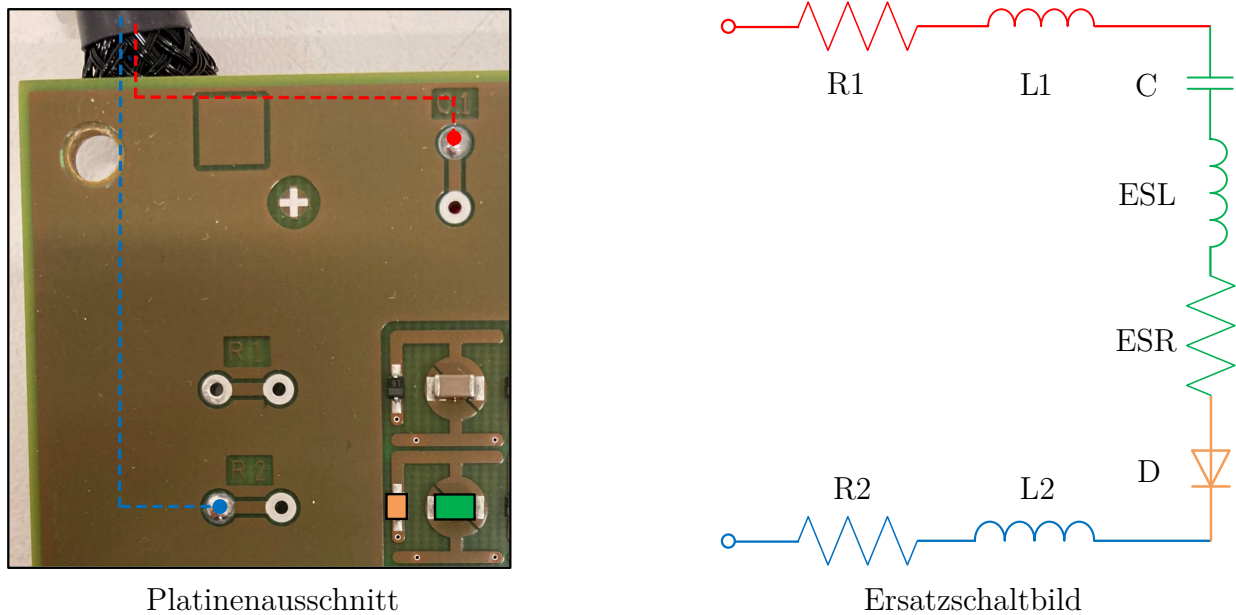


Abbildung 3.25: PCB-Ausschnitt (links) und zugehöriges Ersatzschaltbild der elektrischen Schaltung zur Impedanzmessung des Bauelements auf Spalte 1 und Reihe 2 innerhalb der Matrixanordnung (rechts).

Bauelemente gleichzeitig angesprochen werden, wodurch sich die Messzeit erheblich verkürzt. In Summe bietet der BLR-Tester die Möglichkeit zur parallelen Erprobung von insgesamt 12 Platinen, was bei beidseitiger Bestückung von je 512 Bauelementen zu einer Gesamtzahl von über 12000 Bauelementen führt. Der Ablauf einer solchen Matrixmessung sowie der an der Messung beteiligten Subsysteme sollen im Folgenden beleuchtet werden. Die Steuerung des Testers erfolgt über einen Einplatinencomputer, welcher in den BLR-Tester integriert ist. Dieser initiiert unter Anderem den Beginn sowie das Ende des Messablaufs und speichert die Messergebnisse in definierten Strukturen ab. Kernelement der Messung ist ein FPGA (field programmable gate array), welches für die Erzeugung des Erregersignals sowie für die Messung des Stromsignals verantwortlich ist. Neben diesen beiden Elementen sind zur Realisierung der Matrixmessung vier Einschubkarten mit Relais bestückt, über welche die Umschaltung zwischen den Zeilen und Spalten der Bauelementpositionen erfolgt. Auf jeder der Einschubkarten ist ein CPLD (complex programmable logic device) verbaut, welches die Ansteuerung dieser Relais übernimmt. Koordiniert wird die Kommunikation zwischen Einplatinencomputer, FPGA und den CPLD über ein SPIB (serial peripheral interface bus system). Nach erfolgter Initiierung der Messung durch den Einplatinencomputer generiert der FPGA das diskrete Erregersignal, welches mithilfe eines DAC (digital analog converter) in ein kontinuierliches Signal umgewandelt wird. Dieses Signal wird über die Relais-Karten, bzw. Multiplexer (MUX) der Spaltenanschlüsse zum entsprechenden Bauelement durch-

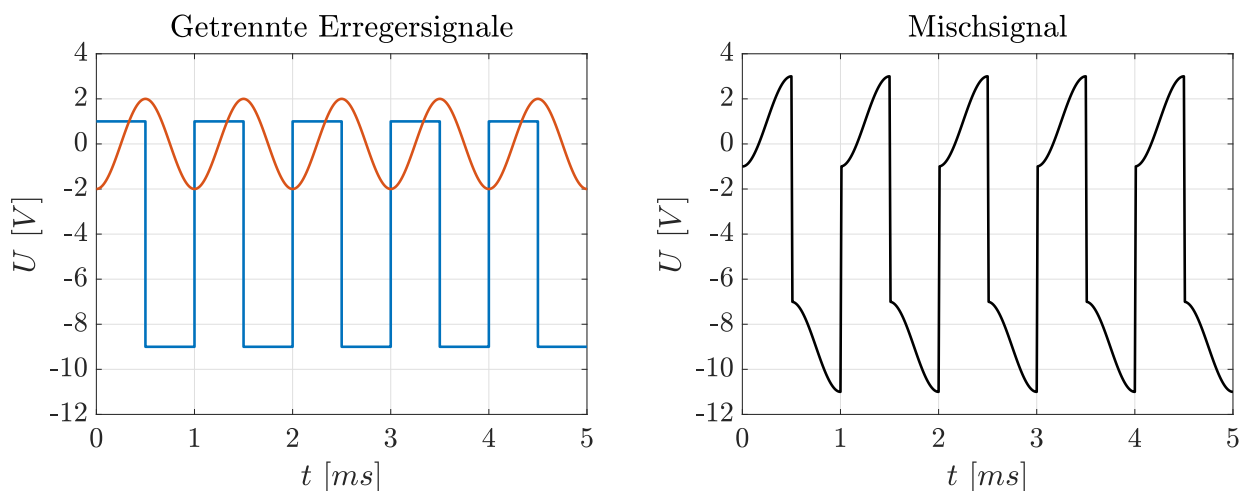


Abbildung 3.26: Erzeugung des Mischsignals aus zwei überlagerten Erregersignalen.

geschaltet. Das resultierende Stromsignal wird auf der Backplane des Testers, welche die Einschubkarten miteinander verbindet, über einen Widerstand ($R = 1 \Omega$) geführt und der Spannungsabfall gemessen. Dieses indirekt ermittelte analoge Stromsignal wird über ein ADC (analog digital converter) in ein diskretes Signal umgewandelt, um die Auswertung des Messergebnisses mittels DFT (discrete Fourier transform) durchzuführen. Dies ermöglicht die Transformation des sinusoidalen Signals vom Zeit- in den Frequenzbereich, wodurch sich unter Einberechnung der Abtastfrequenz des ADC die Frequenzen der sinusoidalen Folgen bestimmen lassen. Der BLR-Tester führt diese Rechnung allerdings ausschließlich für die eingestellte Messfrequenz von $f_M = 1 kHz$ durch. Mittels komplexer Wechselstromrechnung werden über das Spannungs- und Stromsignal jeweils deren Betrag und Phase bestimmt, aus welchen sich $|Z|$ und $\Delta\varphi$ jedes Kondensators ermitteln lassen.

3.3.3 Kommunikationsarchitektur und Programmablauf im Prüfstand

Im Folgenden soll die Integration des BLR-Testers sowie die Einbindung der einzelnen Teilsysteme in den Prüfablauf erläutert werden. Hierzu zeigt die Abbildung 3.27 den schematischen Aufbau der Kommunikationsarchitektur zwischen den einzelnen Teilsystemen des Testaufbaus.

Nach Einbau der Platinen in die Trägerkassette und Fixierung durch die Zylinderstifte werden die beiden Kabelbäume unterhalb des oberen Luftgitters aus einer Wandöffnung der Klimakammer herausgeführt. Die D-Sub-Steckverbinder werden auf eine Verteilerplatine gesteckt, welche wiederum über vier Flachbandkabel mit den entsprechenden MUX-Anschlüssen an der Backplane des BLR-Testers verbunden sind. Die mitgeführten Stecker

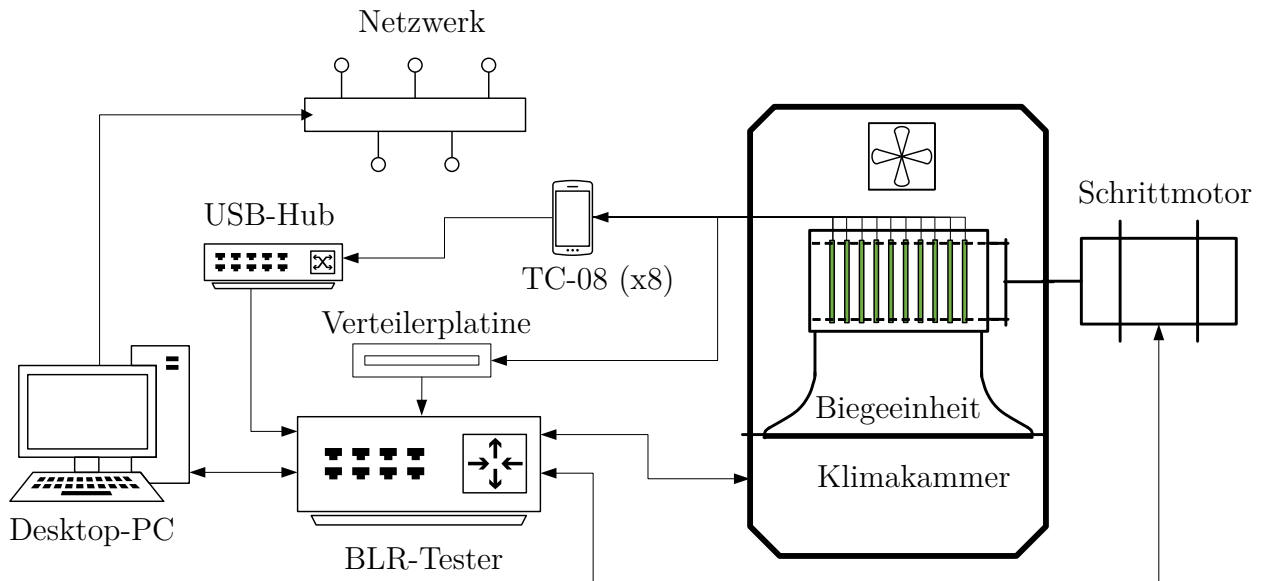


Abbildung 3.27: Schematische Darstellung der Kommunikationsarchitektur des Testaufbaus.

der Thermoelemente werden an insgesamt acht *TC-08* Datenlogger angeschlossen, welche über einen Hub mit der USB-Schnittstelle des BLR-Testers verbunden sind. Somit werden in Abhängigkeit der Belegung bis zu 60 Temperatursignale (10 PCBs) während des Versuchs aufgezeichnet. Zusätzlich werden über eine serielle Schnittstelle die internen Regelparameter wie Prüfraumtemperatur und Luftfeuchte der Klimakammer ausgelesen. Die Aufzeichnung und Strukturierung der Messdaten sowie die Regelung des Schrittmotors erfolgt über ein Java-Skript, welches auf dem Linux-System des BLR-Testers ausgeführt wird. Aus allen Temperatursignalen der Platinen errechnet sich kontinuierlich ein Medianwert, welcher nach der in Abschnitt 3.2 eingeführten Definition als Steuersignal für den Fahrweg des Motors dient. Die Verwendung des Median-Temperatursignals ist basierend auf der vorangegangenen Homogenisierung zur Reduktion der thermischen Gradienten innerhalb der Trägerkassette zulässig. Die Anbindung des Schrittmotors an den BLR-Tester erfolgt über eine serielle Schnittstelle. Dabei stellt ein Labornetzgerät mit zwei Kanälen die Stromversorgung des Motors und des BLR-Testers bei einer Netzspannung von 16 V sicher. Ein zusätzlicher Desktop-Rechner dient der Aufzeichnung der Signale des Wegaufnehmers und Sicherung der Messdaten des BLR-Testers. Da dieser die Messwerte aus Klimakammer und Matrixmessung zunächst lokal auf der Festplatte abspeichert, wird über eine Ethernet-Verbindung zum Desktop-Rechner in regelmäßigen Intervallen eine Datensicherung durchgeführt. Der Rechner lädt die Messdaten in ein abgeroutetes Netzwerk, sodass diese in Summe über drei unabhängige Speicherorte abgesichert sind. Bei Start des Versuchs wird die Klimakammer auf T_{ref} eingeregelt und die Gewindespindel mit der Anbindung der Auslenkstangen vorkraftfrei verbunden, was

einem Verfahrensweg des Schrittmotors von $u_{z,ref}$ entspricht. Sobald die Mediantemperatur der Testplatinen T_{max} erreicht, wird nach einer Wartezeit von 3 min die Matrixmessung initiiert, welche ebenfalls ca. 3 min andauert. Gleiches Prozedere erfolgt für T_{min} , sodass pro Zyklus und Testplatine zwei Messfiles im CSV-Format (comma-separated values) generiert werden. Diese Files enthalten die Position des entsprechenden Bauelements auf der Platine sowie zusätzlich zu den bereits eingeführten Messwerten für Impedanz und Phasenverschiebung noch die daraus errechneten Werte für die Kapazität C_x , den Bauteilwiderstand R_x und die Induktivität L_x . Weiterhin wird in einem Intervall von 30 s laufend ein weiteres CSV-File geschrieben, welches alle Messwerte der Temperatursensoren auf den Platinen sowie die Temperatur der Klimakammer beinhaltet. Abschließend zeigt Abbildung 3.28 die einzelnen Komponenten der Steuerarchitektur (bestehend aus Adapterplatine, Stromquelle und BLR-Tester) des Prüfstandes sowie den mechanischen Aufbau innerhalb der Klimakammer.

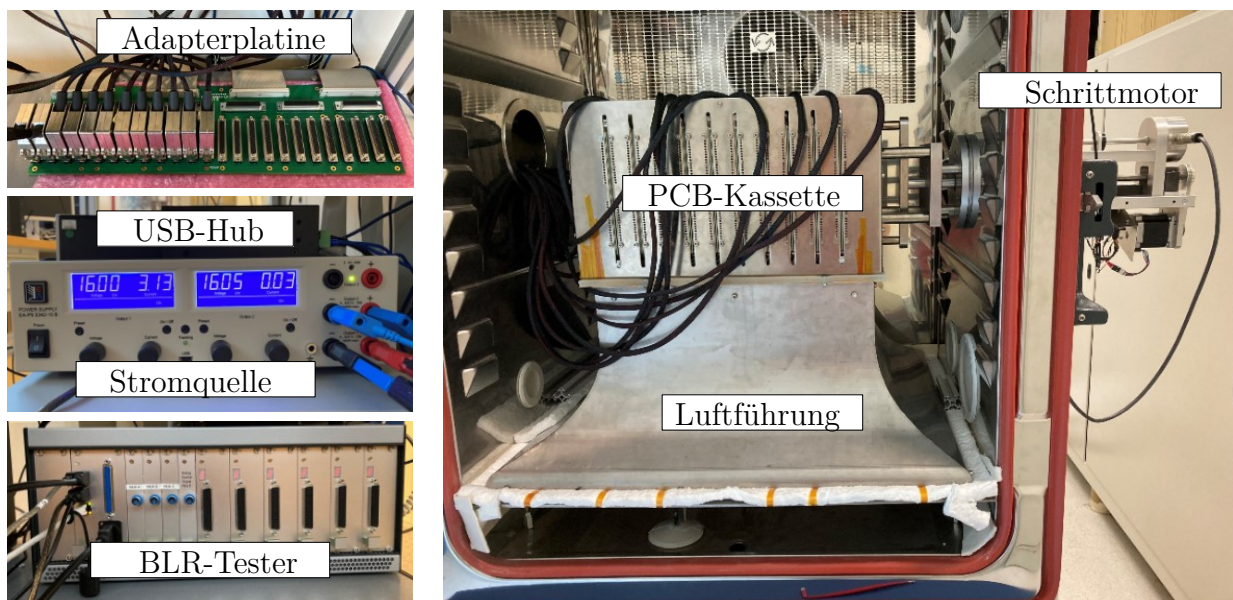


Abbildung 3.28: Komponenten der Kommunikationsarchitektur (links) und Testaufbau in Klimakammer (rechts).

Kapitel 4

Durchführung des Experiments

In diesem Kapitel werden zunächst in Abschnitt 4.1 die zuvor definierten Versuchsrandbedingungen mithilfe von Temperaturmessungen und Dehnungsmessungen auf den Platinen messtechnisch erfasst. Anschließend erfolgt in Unterkapitel 4.2 die Auswertung der nach Abschluss des Tests ermittelten Lebensdauerdaten der Bauteile mithilfe statistischer Methoden. Abschließend werden in Abschnitt 4.3 die aufgenommenen Fertigungsparameter mit den Bauteilausfallwahrscheinlichkeiten korreliert.

4.1 Validierung der Versuchsrandbedingungen

Im Folgenden sollen die Versuchsrandbedingungen hinsichtlich thermischer und mechanischer Belastung messtechnisch validiert sowie deren Einfluss auf die elektrischen Eigenschaften der Bauelemente im Initialzustand charakterisiert werden. Hierzu erfolgt zunächst die Definition der Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeit während der Umlagerungsphasen zwischen T_{max} und T_{min} . Über die Applikation von Dehnmessstreifen (DMS) wird danach die Verteilung der lokalen mechanischen Dehnungen in Abhängigkeit der Belastungsstufen messtechnisch ermittelt. Abschließend wird das System einem Funktionstest unterzogen, um die Regelung des Motorverfahrweges über das Temperatursignal zu validieren und das Auslösen der Matrixmessung an den Ecktemperaturen zu überprüfen.

4.1.1 Messung der Temperaturverteilung auf den Testplatinen

Im Hinblick auf die räumliche Temperaturverteilung wird der Prüfstand (entsprechend der CFD-Optimierung) mit zehn Leiterplatten bestückt und der Verlauf der 60 Temperatursignale aufgezeichnet. Bei der Definition der Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeit gilt es zum einen die Zykluszeiten zu minimieren, um die Dauer des gesamten Versuchs sinnvoll zu verkürzen. Gleichzeitig führt ein vergleichsweise schnelles Ändern der Temperatur mitunter

dazu, dass trotz der strömungsmechanischen Optimierung die Randbereiche der Trägerkassette dem Temperaturverlauf zeitlich nicht folgen können. In diesem Zusammenhang gilt es zu erwähnen, dass sich die Regelung der Lufttemperatur beim Aufheizen und Abkühlen voneinander unterscheidet. Während die Lufttemperatur kontinuierlich über einen elektrischen Steuerstrom zur Erzielung der Aufheizrampe geregelt wird, erfolgt die Regelung des Abkühlgradienten über die Variation von Frequenz und Dauer der eingeblasenen Luft mit konstanter Temperatur. Dies führt insbesondere während der Abkühlphase bei Erreichen von T_{min} zu einem instabilen Einschwingvorgang, da sich der Prüfraum durch den noch heißen Stahlaufbau (Trägerkassette und Düse) zwischen den Einblasintervallen sehr schnell wieder aufheizt. Abbildung 4.1 zeigt für drei Zyklen den Verlauf der 60 Temperatursignale der Testplatinen (T_1 bis T_{60}) mit deren Median sowie die maximale Temperaturabweichung ΔT , welche sich aus der Differenz zwischen dem maximalen und minimalen Temperaturwert eines jeden Zeitschrittes errechnet. Dieser Wert wird als Zielgröße bei der Bewertung von Optimierungsschritten in Bezug auf Aufheiz- und Abkühlverhalten der Klimakammer unter variablen Temperaturänderungsraten herangezogen.

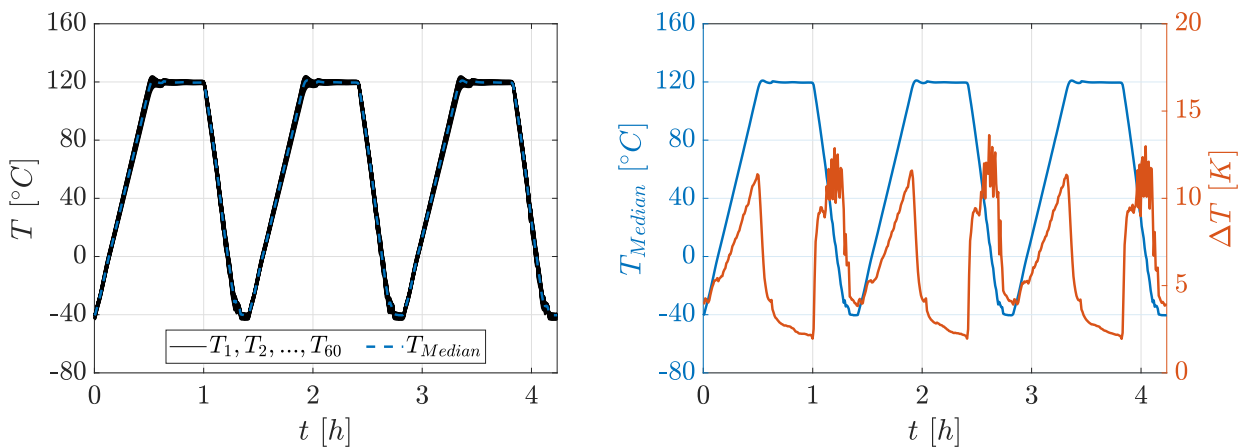


Abbildung 4.1: Temperaturmessung über drei Zyklen mit Auswertung der Mediantemperatur zur Motorsteuerung sowie der maximalen Temperaturgradienten.

Es zeigt sich, dass bei einer Aufheizrate von $5,5\text{ K}/\text{min}$ eine maximale Temperaturabweichung von $\Delta T = 12\text{ K}$ während der Einschwingphase im Bereich von T_{max} einstellt. Ähnliche Werte sind für die Abkühlphase bei einem Gradienten von $-8,5\text{ K}/\text{min}$ zu messen, was mitunter auf die bereits erläuterten Betriebszustände während der Umlagerung zurückzuführen ist. Gegen Ende der Haltezeiten stellt sich ein globaler Temperaturunterschied von $\Delta T < 5\text{ K}$ auf den Platinen ein. Insgesamt ergibt sich eine Zyklusdauer von ca. 1,4 h, welche sich im Bereich gewöhnlicher Temperaturwechseltests innerhalb der Erprobung von elektronischen Baugruppen befindet.

4.1.2 Dehnungsmessung der Platinen unter 3-Punkt-Biegung

Um letztendlich Aussagen über das mechanische Belastungsniveau während der 3-Punkt-Biegung treffen zu können, wird die in Abschnitt 3.2 errechnete Abschätzung über die Randfaserdehnung für ausgewählte Laststufen messtechnisch validiert. Hierfür kommen Miniatur-DMS zum Einsatz, welche auf die freigestellten Kupferpads einer unbestückten Testplatine aufgeklebt werden. Abbildung 4.2 zeigt die Pad-Struktur mit zwei applizierten Linear-DMS-Meander vom Typ *Vishay 031DE-350*, mit welchen sich die Dehnungen in x- und in y-Richtung ermitteln lassen.

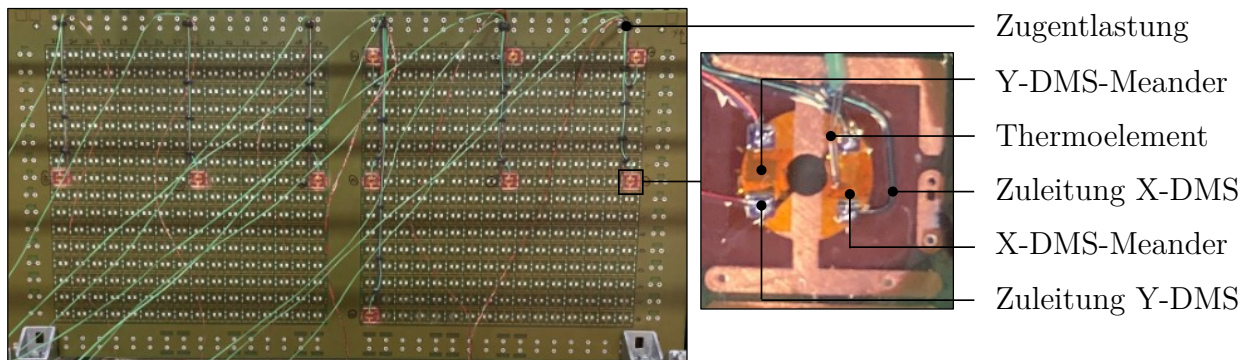


Abbildung 4.2: Aufbau der DMS-Messarchitektur auf der unbestückten Testplatine.

In der Nähe der applizierten DMS befindet sich ein Thermoelement *Typ K*, um den Einfluss der Temperatur auf die mechanische Dehnung und das Messgitter der Meander zu kompensieren. Hierbei ist anzumerken, dass es aufgrund der Viertelbrückenschaltung dieser Miniatur-DMS messtechnisch nicht möglich ist, die thermische Dehnung ε_{th} des Kupfers direkt zu ermitteln. Vielmehr ist unter der Kompensation die differenzielle Betrachtung der lokalen Dehnungsverteilung unter einem Temperaturwechsel und einem mit zusätzlicher Biegebelastung zu verstehen, aus welcher sich der rein mechanische Dehnungsanteil ermitteln lässt. Die Messstellen befinden sich auf den Spalten 1, 8, 16, 17, 25 und 32 der Reihe 8 zur Charakterisierung der Belastungsstufen und Verifikation der symmetrischen Lastverteilung. Zusätzliche Messstellen befinden sich auf den Spalten 1, 8 und 16 der Reihe 1 und auf der Spalte 16 der Reihe 16, um die Vergleichbarkeit der Belastung innerhalb eines Lasthorizontes sicherzustellen. In einem ersten Schritt wird hierzu eine Testplatine mit applizierten DMS in der Trägerkassette verbaut und bei Referenztemperatur $T_{ref} = 22^\circ\text{C}$ der 3-Punkt-Biegebelastung unterzogen. Hierzu ist auf Abbildung 4.3 links der Messverstärker zur Aufnahme der Dehnungs- und Temperatursignale dargestellt, auf der rechten Abbildung ist die mit den DMS versehene Platine im eingebauten Zustand zu sehen.

Um den Einfluss der thermisch induzierten Dehnung auf die Messung auszuschließen, wird



Abbildung 4.3: Messsystem (links) und eingebaute Platinen mit DMS (rechts).

zunächst der Zusammenhang zwischen der Platinauslenkung u_z und den rein mechanischen Dehnungen ε_{me} in der Platinebene hergestellt. Dazu wird die Klimakammer auf T_{ref} temperiert und die Platine über den Linearmotor ausgelenkt. Die Aufnahme der Dehnungswerte erfolgt in diskreten Abständen von 1 mm im Bereich von $-8\text{ mm} \leq u_z \leq 12\text{ mm}$. Abbildung 4.4 zeigt den Zusammenhang zwischen den mechanischen Dehnungen in x-Richtung $\varepsilon_{me,x}$ sowie y-Richtung $\varepsilon_{me,y}$ und dem Motorverfahrweg u_z für die Lastlevel 1, 8 und 16.

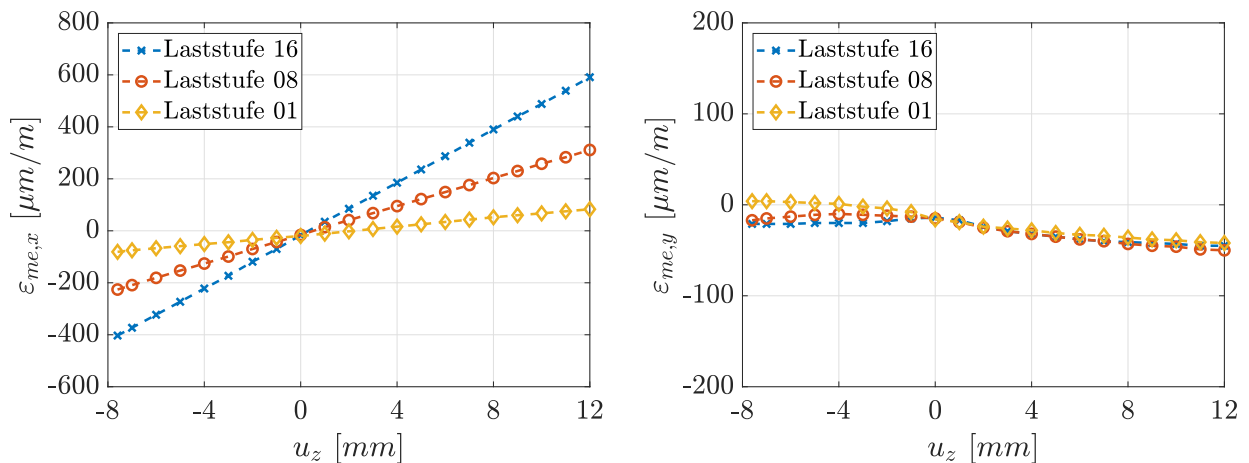


Abbildung 4.4: Messung der mechanischen Dehnungsverteilung in x- (links) und y-Richtung (rechts) unter 3-Punkt-Biegebelastung bei T_{ref} .

Dabei ist für den isothermen Belastungsfall ein linearer Zusammenhang zwischen $\varepsilon_{me,x}$ und u_z festzustellen, welcher für die drei betrachteten Laststufen gilt. Bezogen auf $\varepsilon_{me,y}$ stellen sich gemäß des Versuch-Designs sehr kleine Dehnungswerte ein. Die bei höheren Auslenkungen nahe $u_{z,max}$ gemessenen negativen Werte sind überwiegend auf Applikationstoleranzen der DMS-Meander und zu einem gewissen Teil auf die toleranzbehaftete

Einbausituation der Platine zurückzuführen. Der maximale Wert für $\varepsilon_{me,x}$ bei $u_{z,max}$ beträgt annähernd $600 \mu\text{m}/\text{m}$ und liegt demnach unterhalb der Abschätzung für $\varepsilon_{RF,max}$, wonach statische Brüche des Kondensatordielektrikums für jede Laststufe ausgeschlossen werden können. Um den Einfluss der Temperatur auf die lokalen Dehnungen in Abhängigkeit von der Belastungsstufe zu ermitteln, wird die DMS-Messung während eines Temperaturwechselzyklus (TW) mit aufgebrachtener Biegung durchgeführt.

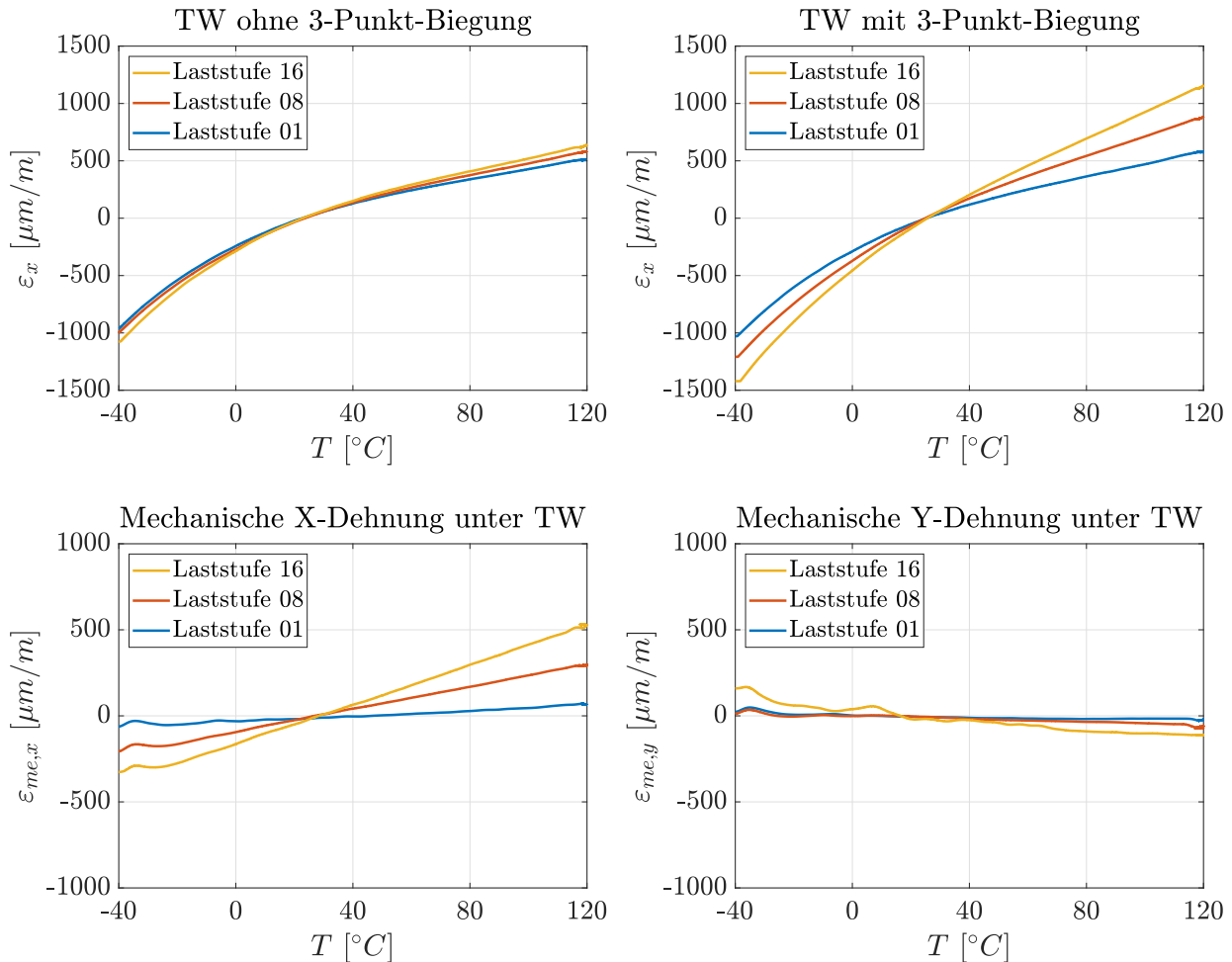


Abbildung 4.5: Messergebnis der Gesamtdehnung des Kupfers in x-Richtung unter TW für drei Belastungsstufen ohne 3-Punkt-Biegung (oben links) und mit 3-Punkt-Biegung (oben rechts) sowie die mechanischen Dehnungsanteile in x- (unten links) und y-Richtung (unten rechts).

Abbildung 4.5 zeigt hierzu die Rohsignale der Dehnungsmessung in x-Richtung ε_x für einen TW mit und ohne Biegung der Platine, wobei eine ausgeprägt nichtlineare Abhängigkeit des Messsignals von der Temperatur festgestellt werden kann. Bei einer zusätzlich aufgebrachtener Biegung werden erwartungsgemäß höhere Dehnungen an den drei Messstellen ermittelt. Aus der differenziellen Betrachtung beider Messungen errechnet sich der mechanische Dehnungs-

anteil, welcher ebenfalls in Abbildung 4.5-unten in Abhängigkeit der Temperatur für die x- und y-Richtung dargestellt ist. Dabei zeigt sich ein linearer Zusammenhang zwischen mechanischem Dehnungsanteil und der Temperatur. Zu Quantifizierung der Belastungshöhe auf den einzelnen Laststufen lassen sich die Zusammenhänge zwischen der Belastungsstufe und $\varepsilon_{me,x}$ für den isothermen und temperaturabhängigen Lastfall in Abbildung 4.6 darstellen.

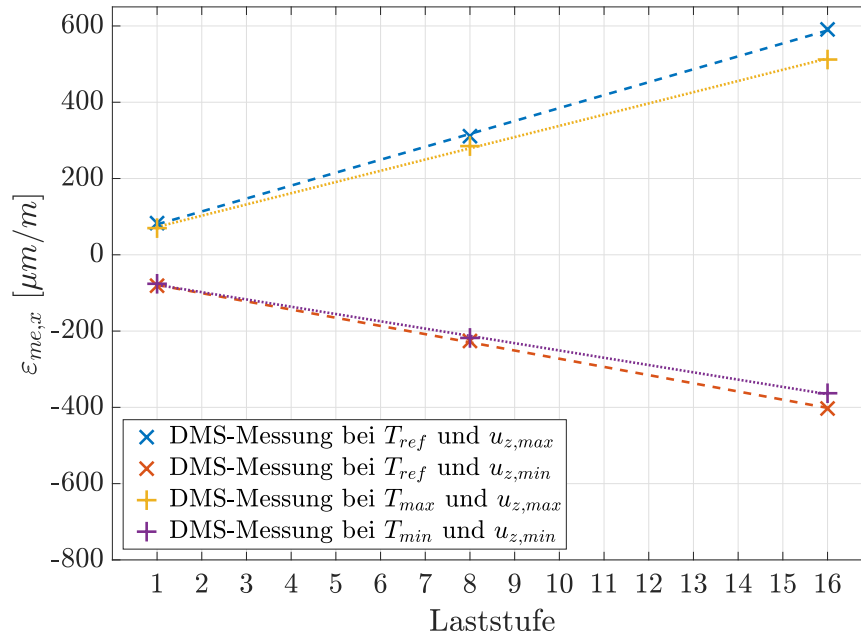


Abbildung 4.6: Messung der mechanischen Dehnungsverteilung in x-Richtung unter Temperatureinfluss in Abhängigkeit der Belastungsstufe.

Ausgehend von den drei Messstellen auf Laststufe 1, 8 und 16 herrschen lineare Zusammenhänge zwischen $\varepsilon_{me,x}$ und Belastungslevel für die beiden Lastfälle sowohl im Zug-, als auch im Druckbereich der Platinenbiegung. Weiterhin ist festzustellen, dass sich der Temperatureinfluss insgesamt dehnungsmindernd auf die Platine auswirkt. Dieser Effekt wird mit zunehmender Belastungshöhe verstärkt, sodass sich der Dehnungswert für Lastniveau 16 nur noch auf $500 \mu m/m$ bemisst. Dies ist auf die unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten der Kupfer- und Prepreglagen zurückzuführen, wonach das Prepreg die Ausdehnung des Kupfers behindert. Je geringer die äußere Last, desto schwächer ist die Ausprägung dieses Effekts zu beobachten. Äquivalent zur Laststufe kann daher die Differenz der mechanischen Dehnung zwischen T_{max} und T_{min} eines jeden Belastungsniveaus zur Charakterisierung der Belastungshöhe herangezogen werden. Dieser Dehnungshub errechnet sich in Abhängigkeit des Lastlevels LL zu

$$\Delta\varepsilon_{me}(LL) = (46,27LL + 93,73) \mu m/m \quad (4.1)$$

wonach sich für das höchste Belastungsniveau ein Wert von $\Delta\varepsilon_{me}(16) = 834 \mu m/m$ und für die kleinste Belastungsstufe ein Dehnungshub von $\Delta\varepsilon_{me}(1) = 140 \mu m/m$ ergibt. In einem letzten Schritt erfolgt die Ermittlung der Platinensteifigkeit in z-Richtung unter isothermer 3-Punkt-Biegebelastung. Hierzu wird die unbestückte PCB auf einem Metallrahmen platziert, welcher auf die Breite der Trägerkassette eingestellt ist. Abbildung 4.7 zeigt den Aufbau in der Prüfanlage des Typs *ZwickRoell Z0.5* sowie die resultierende Biegekraft bis zu einem Verfahrweg von $u_z = 10 \text{ mm}$.

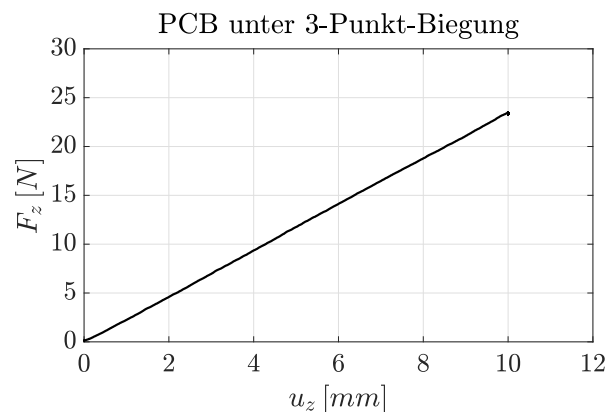
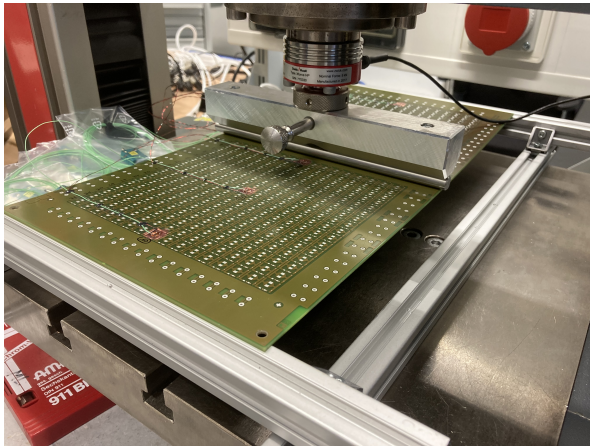


Abbildung 4.7: Aufbau des 3-Punkt-Biegetests und Messergebnis der Kraftreaktion bei T_{ref} in Abhängigkeit von der Auslenkung in z-Richtung.

Die Auslenkung der Platine wird über einen Stempel realisiert, an welchem ein Zylinderstift gleicher Geometrie wie im Versuchsstand angeflanscht ist. Somit ergibt sich für diesen Aufbau ein vergleichbarer Belastungszustand wie in der isothermen DMS-Messung aus Abbildung 4.4. Es zeigt sich ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen der gemessenen Kraft F_z und dem Auslenkweg u_z , welcher zu einem späteren Zeitpunkt zur Verifikation der Platinenmodellierung herangezogen wird.

4.1.3 Elektrische Messung der MLCC-Bauelemente

Abschließend wird der Einfluss der Temperatur auf die elektrischen Eigenschaften der Bauelemente bei einer konstanten Wechselstromfrequenz von $f_M = 1 \text{ kHz}$ bestimmt. Dieser Schritt dient außerdem der Funktionsüberprüfung des BLR-Testers hinsichtlich korrekter Bauelementzuordnung und physikalisch konsistenter Messwerte [145]. Abbildung 4.8 zeigt die Änderung von Impedanz, Phasenverschiebung und Bauteilkapazität in Abhängigkeit der Mediantemperatur im Intervall von T_{min} bis T_{max} eines Bauteils vom Hersteller A mit $V_{rel} = 100 \%$.

Wie erwartet wird aufgrund der durch die Zuleitungen induzierten parasitären Widerstände

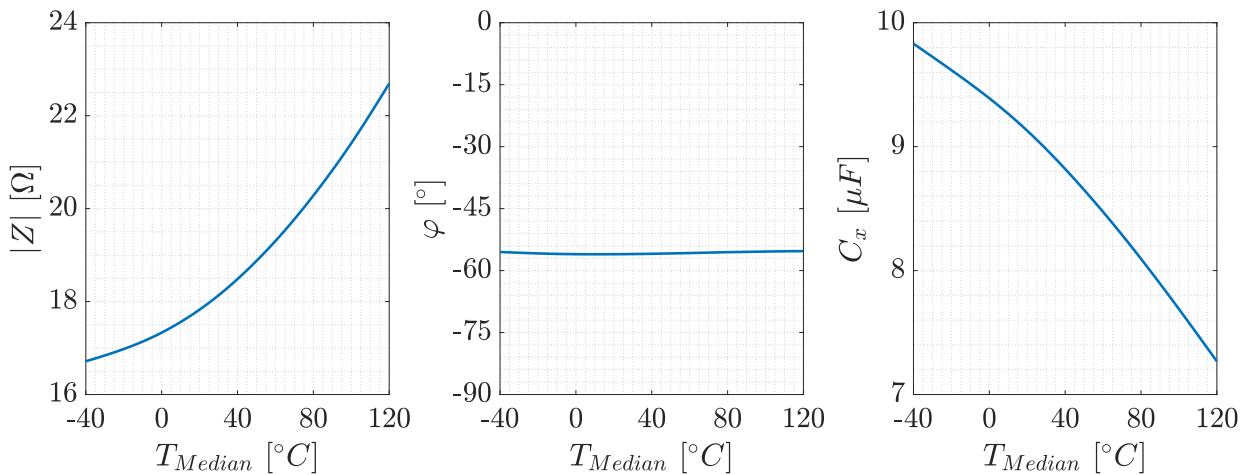


Abbildung 4.8: Elektrische Messwerte eines MLCC (Hersteller A, $V_{rel} = 100\%$) in Abhängigkeit der Median-Temperatur.

nicht die Nominalkapazität von $C_x = 10 \mu F$ am Kondensator gemessen. Die starke Temperaturabhängigkeit der Impedanz und damit auch der Kapazität ist auf die Ausdehnung des Kondensatordielektrikums zurückzuführen. Hierdurch vergrößert sich der Elektrodenabstand a , was nach Gleichung 3.1 zu einer Reduzierung der Kapazität führt. Dieses Absinken der Kapazität geht gemäß Gleichung 3.3 mit einem Anstieg des Blindwiderstands und damit auch mit der Erhöhung von $|Z|$ einher. Die Phasenverschiebung zeigt nur in einem sehr engen Bereich um $T_{Median} = -55^\circ$ einen gewissen Einfluss der Temperatur, welcher jedoch vernachlässigbar klein ist.

4.2 Auswertung der Testergebnisse

Im Folgenden werden die Ergebnisse des Temperaturwechselversuchs mit überlagerter Biegung nach insgesamt 8000 Zyklen ausgewertet, was einer Gesamtlaufzeit dieses Versuchs von einem Jahr und zwei Monaten entspricht. Dazu ist zunächst die Methodik zur Detektion der elektrischen Ausfälle dargestellt, welche in die statistische Auswertung der Ausfallwahrscheinlichkeiten einfließen. Hieraus leiten sich in Abhängigkeit der Belastungshöhe Coffin-Manson-Fits der Bauteile für die unterschiedlichen Lötvarianten und Bauteilhersteller ab, welche das lastabhängige Ausfallverhalten der Bauelemente unter diesen beschleunigten Erprobungsrandbedingungen charakterisieren. Abschließend folgt die Untersuchung der Kondensatorlötstellen mithilfe von 3D-Röntgenaufnahmen im Hinblick auf deren Schädigungsverhalten.

4.2.1 Ausfalldetektion

Grundsätzlich sorgt ein Durchriss der Lötstelle für die Unterbrechung des Stromkreises, welche sich in einem abrupten Anstieg der Impedanz, bzw. in einem Abfall der Kondensatorkapazität äußert. Dabei stehen zur Auswertung pro Zyklus N jeweils eine Messung bei T_{max} und T_{min} zur Verfügung, welche folgend als HT (high temperature) und LT (low temperature)-Messungen bezeichnet werden. In Abbildung 4.9 sind die Messwerte der Impedanz und der Kapazität für ein Bauelement des Herstellers A über eine Erprobungsdauer von 8000 Zyklen des Experiments dargestellt.

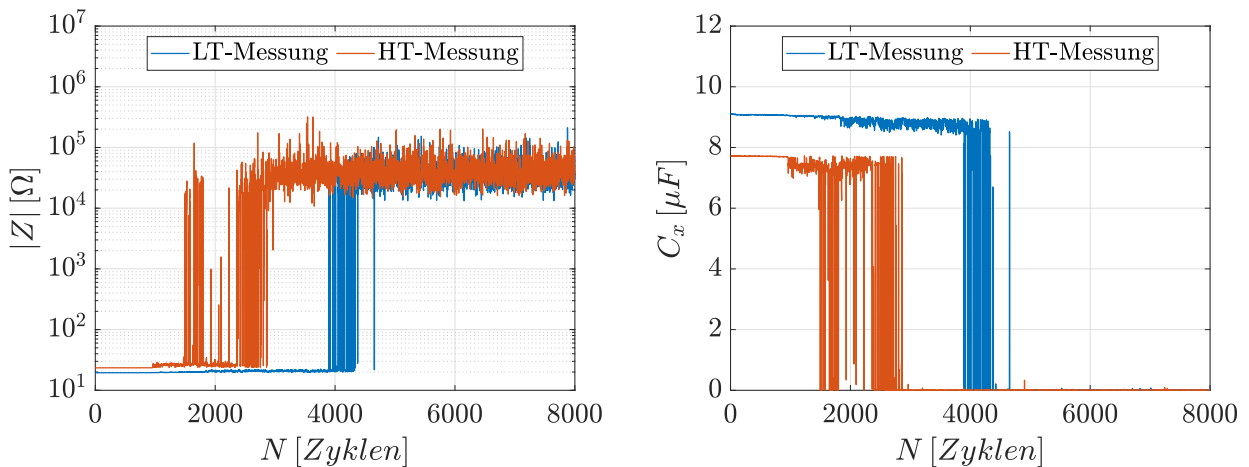


Abbildung 4.9: Impedanz- und Kapazitätsmessung eines MLCC (Hersteller A, $V_{rel} = 100\%$) für HT und LT über 8000 Zyklen.

Dabei tritt bei $N = 1459$ ein elektrischer Ausfall in der HT-Phase auf, wohingegen in der LT-Phase der sprunghafte Impedanzanstieg, bzw. Kapazitätsabfall erst nach 3889 Zyklen gemessen wird. Bei Verlust des elektrischen Kontaktes steigt der theoretisch unendlich hohe Impedanzwert in der Messung um ungefähr vier Dekaden im Vergleich zu den initialen Werten. Weiterhin ist festzustellen, dass in der HT-Phase nach der ersten Detektion des elektrischen Ausfalls im Bereich bis 2865 Zyklen vereinzelt Messungen im Bereich der Anfangswerte der Bauteilkapazität erfolgen. Dieses Verhalten zeigt sich ebenfalls in der LT-Phase, wonach der letzte Kapazitätswert größer null bei $N = 4655$ gemessen wird. Ebenfalls auffällig ist in der HT-Messung nach 959 Zyklen ein leichtes Absinken der Kapazitätswerte, sowie damit einhergehend eine Vergrößerung des Messrauschens. Ähnliches zeigt sich in der LT-Messung im Bereich nach der Detektion des elektrischen Ausfalls aus der HT-Messung. Diese Phase stärker schwankender Kapazitätswerte ist jedoch wesentlich länger, außerdem ist ein kontinuierlicher Abfall der Messwerte bis zum Verlust des elektrischen Kontaktes festzustellen. Da sich die Bauelemente aufgrund von geometrischen Fertigungsschwankungen und verschiedenen parasitären Einflüssen der Messtechnik hinsichtlich ihrer elektrischen

Eigenschaften unterscheiden, wird zur Detektion einer markanten Messsignaländerung ein differentieller Ansatz verwendet. Dabei wird nicht das Rohsignal, sondern die Änderung des Kapazitätswerts ΔC_x zwischen zwei aufeinanderfolgenden Zyklen betrachtet. Abbildung 4.10 zeigt hierzu den Verlauf von ΔC_x für die HT- und LT-Messung.

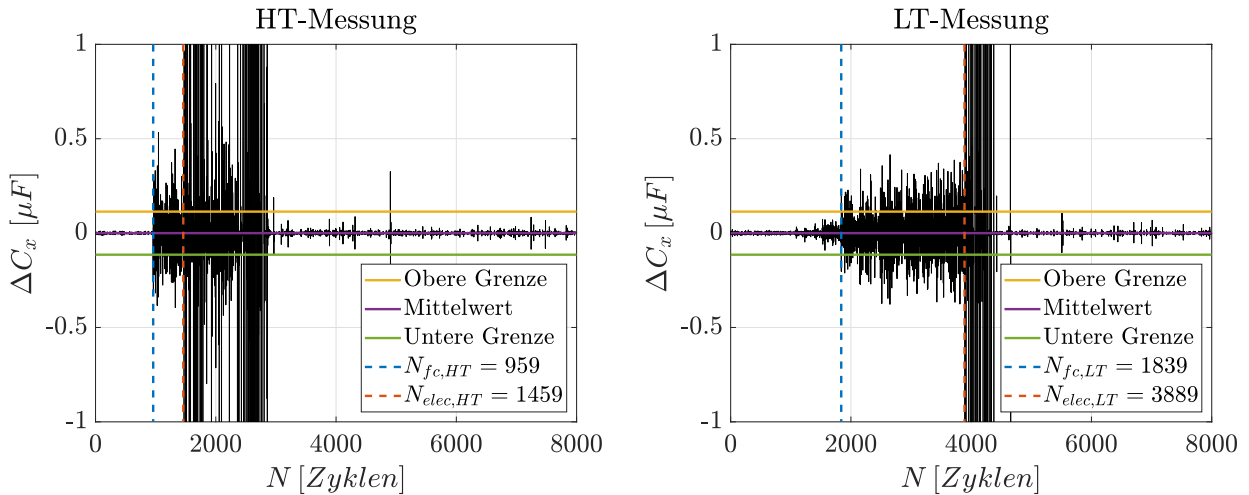


Abbildung 4.10: Gemessene zyklische Änderung der HT- und LT-Kapazitätswerte zur Detektion markanter Signaländerungen.

Um das Messrauschen sowie einzelne Fehlmessungen (Ausreißer) von der Signalanalyse auszuschließen, werden unter Verwendung der Gaußschen Log-Likelihood-Methode ausgehend vom Signalmittelwert die Signaländerungen im Verhältnis zur Standardabweichung ermittelt. Ausgelöst wird die Detektion am Zyklus N_{fc} beim Überschreiten eines kritischen Schwellwerts (obere, bzw. untere Grenze), welcher über einen Penaltyfaktor basierend auf den Signalresiduen gebildet wird [146]. Der elektrische Ausfall N_{elec} wird am ersten Zyklus in der HT-Phase definiert, welcher eine Kapazitätsmessung unterhalb von $C_x = 0,1 \mu F$ aufweist. Zur Steigerung der Robustheit der Detektion zählt ein elektrischer Ausfall N_{elec} erst in die Statistik mit ein, wenn mindestens drei weitere Messungen unterhalb dieses Kapazitätsmindestwerts erfolgt sind. Die Abbildung 4.11 zeigt die Grundgesamtheit an detektierten Ausfällen n_{fail} in Abhängigkeit der Belastungsstufe und der Platinenkonfiguration nach 8000 Zyklen.

Diese Darstellungen zeigen bereits hier deutlich den Einfluss der Biegebelastung auf das Ausfallverhalten der Bauelemente ohne auf konkrete Ausfallzeitpunkte einzugehen. An dieser Stelle ist darauf hinzuweisen, dass für die Platinenkonfigurationen mit $V_{rel} = 100\%$ die Ausfälle von zwei Platinen zusammengefasst sind, wodurch entsprechend eine höhere Gesamtzahl an Ausfällen n_{ges} resultiert. Außerdem zeigt sich, dass für Hersteller B deutlich weniger Ausfälle nach Versuchsende festzustellen sind als für Zulieferer A. Innerhalb der Lötolumenvariation des identischen Herstellers ergibt sich das erwartete Bild, dass Bau-

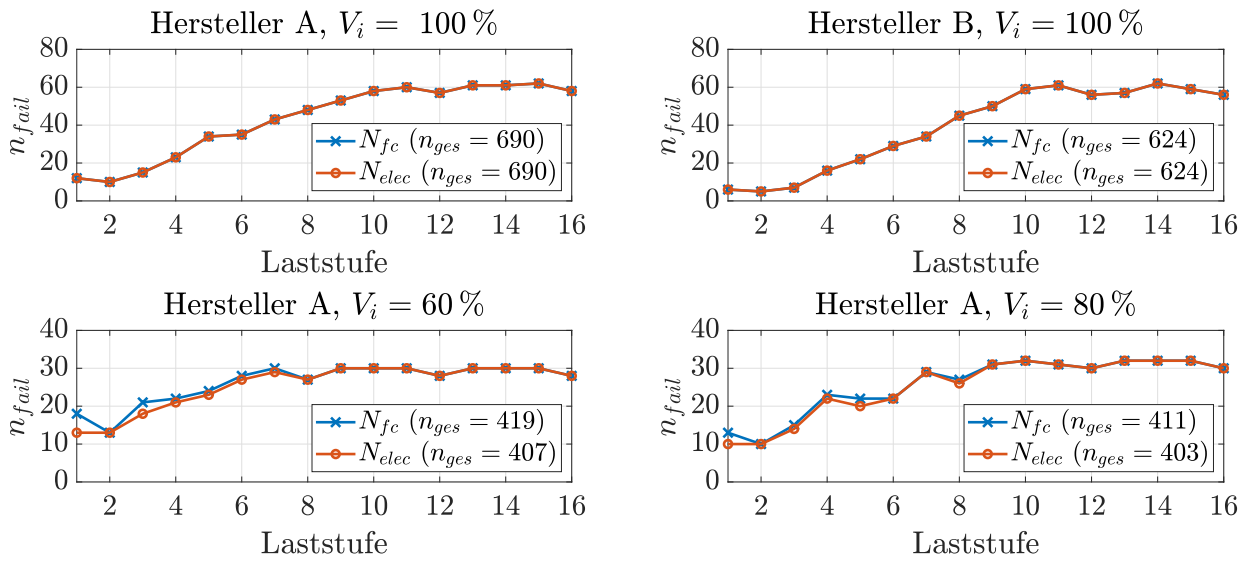


Abbildung 4.11: Anzahl detektierter Ausfälle in Abhängigkeit von PCB-Variante und Belastungsstufe nach Versuchsende für die beiden Ausfallkriterien N_{fc} und N_{elec} .

elementvarianten mit geringerem relativen Löt volumen entsprechend höhere Ausfallzahlen zeigen. Weiterhin lassen sich Unterschiede im Hinblick auf das angenommene Ausfallkriterium bei den Varianten mit reduziertem Löt volumen erkennen. Konkret bedeutet dies, dass es bei diesen Varianten insbesondere im niedriger belasteten Regime zur Detektion von N_{fc} kommt, ohne dass letztendlich der elektrische Kontakt bis zum Testende messbar unterbrochen wird. Bei Betrachtung des LT-Signals aus Abbildung 4.10 wird deutlich, dass das differentielle Kapazitätssignal im Bereich des elektrischen Ausfalls nach der HT-Phase größeren Schwankungen unterworfen ist und die Schwellwerte überschreitet. Aufgrund der negativen Biegesituation werden die Rissflanken des offenen Kontaktes zusammengedrückt, wodurch der elektrische Kontakt nach wie vor messbar ist. Das Kriterium für $N_{fc,HT}$ ist daher als eine Art Anriss in der HT-Phase zu interpretieren. Ein weiterer Aspekt bei der Betrachtung von $N_{fc,HT}$ ist dabei außerdem, dass der Einfluss bruchmechanischer Einflussfaktoren wie lokaler Gefügeinhomogenitäten, Voiding oder die Kerbwirkung von Einschlüssen reduziert und damit die Streuung der Ausfalldaten verringert wird. Die detektierten Ausfälle lassen sich nun in Abhängigkeit ihres elektrischen Ausfallzeitpunktes im Matrix-Layout der Platine darstellen. Durch diese Art der Visualisierung lässt sich überprüfen, ob die Reihenfolge der Bauteilausfälle in physikalisch sinnvoller Art und Weise erfolgt. Des Weiteren wird es überprüfbar, ob die Biegebelastung symmetrisch zur Platinenmitte aufgebracht wird. Abbildung 4.12 zeigt hierzu die Positionen der nach dem N_{fc} -Kriterium ausgefallenen Bauelemente auf einer Platine mit Bauteilen des Herstellers A und $V_{rel} = 100\%$ für die

Zeitpunkte nach 2000, 4000, 6000 und 8000 Biegezyklen. Dabei steht ein grünes Feld für eine intakte Lötstelle und ein rotes für einen zu dem jeweiligen Zeitpunkt bereits detektierten Verlust des elektrischen Kontaktes. An dieser Stelle sei angemerkt, dass die Bauteile der Reihe 8 auf den Spalten 8, 12, 16, 17, 21 und 25 nicht Teil der Matrix-Messung sind, da für diese Positionen eine andere Art der elektrischen Überwachung vorgesehen ist, welche in dieser Arbeit jedoch nicht betrachtet wird.

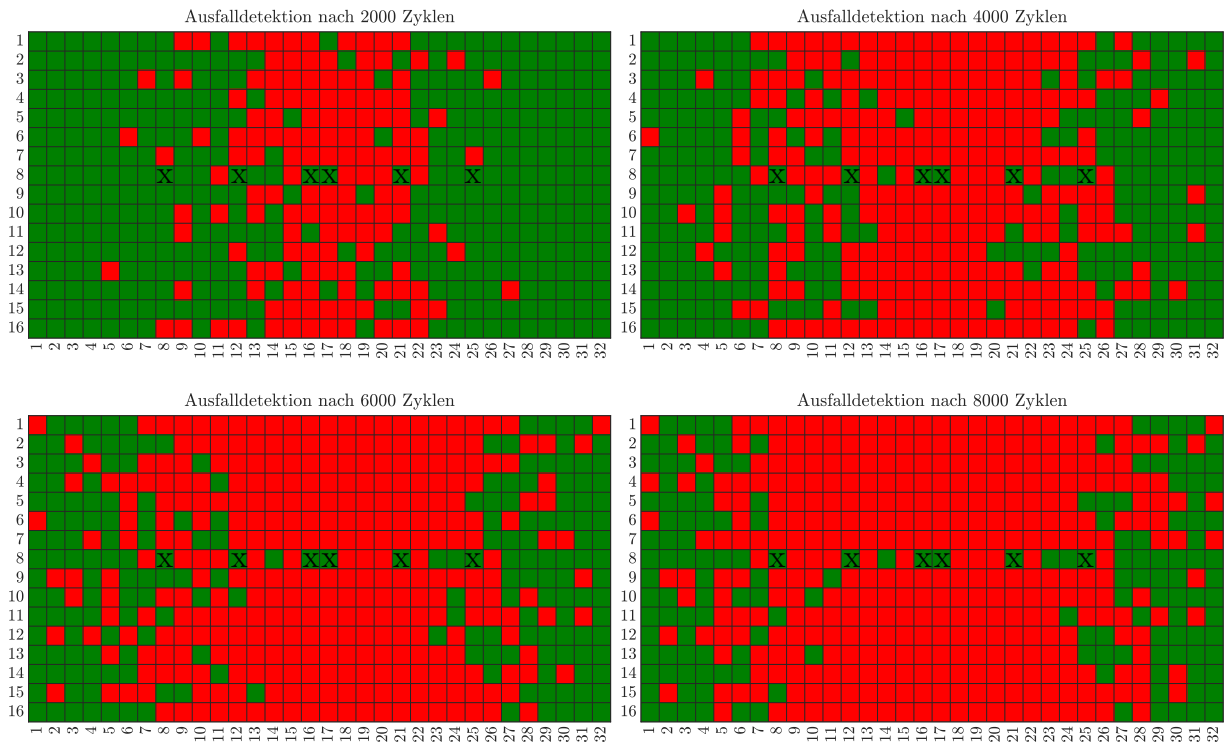


Abbildung 4.12: Auswertung der Position der Bauteilausfälle (rote Felder) nach verschiedenen Zeitpunkten des zyklischen Biegetests.

Zudem zeigt diese Darstellung in Abbildung 4.12, wie sich die Bauteilausfälle über die Zyklenzahlen gemäß der Belastungssituation von der Platinenmitte zum Rand hin ausbreiten. Weiterhin ist keine eindeutige unsymmetrische Verteilung der Ausfälle zu erkennen, was auf weitestgehend homogene thermische und mechanische Lastrandbedingungen zurückzuführen ist. Vereinzelt sind auch bei kleineren Zyklenzahlen Bauteilausfälle in den Randbereichen zu erkennen, was bei der Ermittlung der Bauteilausfallwahrscheinlichkeiten in der statistischen Auswertung mitberücksichtigt ist.

4.2.2 Statistische Auswertung der Bauteilausfälle

Die statistische Auswertung der Ausfalldaten erfolgt für Bauteile einer jeden Platinenkonfiguration innerhalb eines Lastniveaus, sodass die betrachteten Belastungszustände identisch und die Ausfallzahlen vergleichbar sind. Dazu wird zunächst das Modell für die Wahrscheinlichkeitsverteilung der Daten auf Grundlage der Anderson-Darling-Statistik identifiziert. Über die Güte AD der Verteilung lassen sich Wahrscheinlichkeitsmodelle untereinander vergleichen, deren Nullhypothese nicht zurückgewiesen wurde ($p \geq 0,05$) und damit der angenommenen Verteilung folgen. Dabei charakterisieren kleinere Werte für AD eine bessere Anpassung der Daten an die jeweilige Verteilung. Bei der Identifikation eines geeigneten Wahrscheinlichkeitsmodells werden die detektierten Ausfallzahlen für $N_{fc,HT}$ in Abhängigkeit des Belastungsniveaus einem statistischen Hypothesentest unter der Annahme verschiedener Verteilungen unterzogen und die p- sowie die AD-Werte ermittelt. Hierzu sind in Abbildung 4.13 die p- und AD-Werte für die Zykluszahlen des elektrischen Ausfalls $N_{fc,HT}$ in Abhängigkeit der Laststufen exemplarisch für fünf verschiedene Verteilungsmodelle dargestellt.

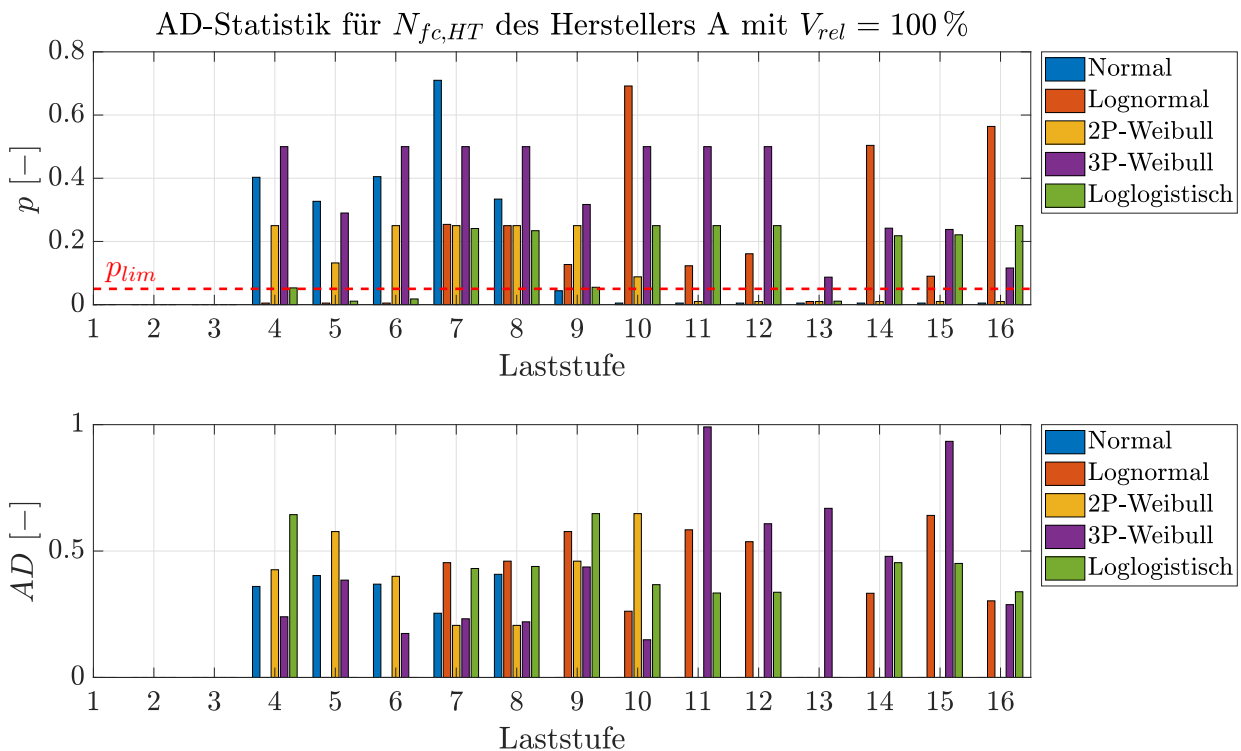


Abbildung 4.13: Vergleich der AD- und p-Werte verschiedener Verteilungen in Abhängigkeit der Belastungsstufe.

An dieser Stelle sei angemerkt, dass sich unterhalb der vierten Laststufe aufgrund der geringen Ausfallzahlen der Hypothesentest keine Aussage liefert. Weiterhin wird bei Zu-

rückweisung des Hypothesentests für $p < 0,05$ auf die Berechnung des AD-Werts für die betreffende Laststufe verzichtet. Auf Basis der AD-Statistik am Beispiel der Ausfalldaten des Herstellers A ergibt sich für die 3P-Weibull-Verteilung eine laststufenübergreifende Übereinstimmung hinsichtlich des angenommenen Wahrscheinlichkeitsmodells. Diese zeigt dabei eine durchweg hohe Anpassungsgüte in allen betrachteten Belastungsstufen. Dies rührt aus der Berücksichtigung der ausfallfreien Zeit über den Schwellenwert-Parameter γ , wodurch eine höhere Anpassung der Daten verglichen mit der 2P-Weibull. Die Ursache dieser „Inkubationszeit“ liegt in der Lötstellenermüdung begründet, wonach sich ein Riss zunächst über einen gewissen Zeitraum ausbildet bevor dieser den Ausfall der Baugruppe herbeiführt. Mithilfe der MLE lassen sich nun in jedem Belastungsniveau die Parameter der 3P-Weibull-Verteilung und die Dichtefunktionen $f(t)$ ableiten. Abbildung 4.14 zeigt die PDF und CDF am Beispiel der Ausfälle des Herstellers A mit $V_{rel} = 100\%$ auf den Laststufen 16, 14 und 10.

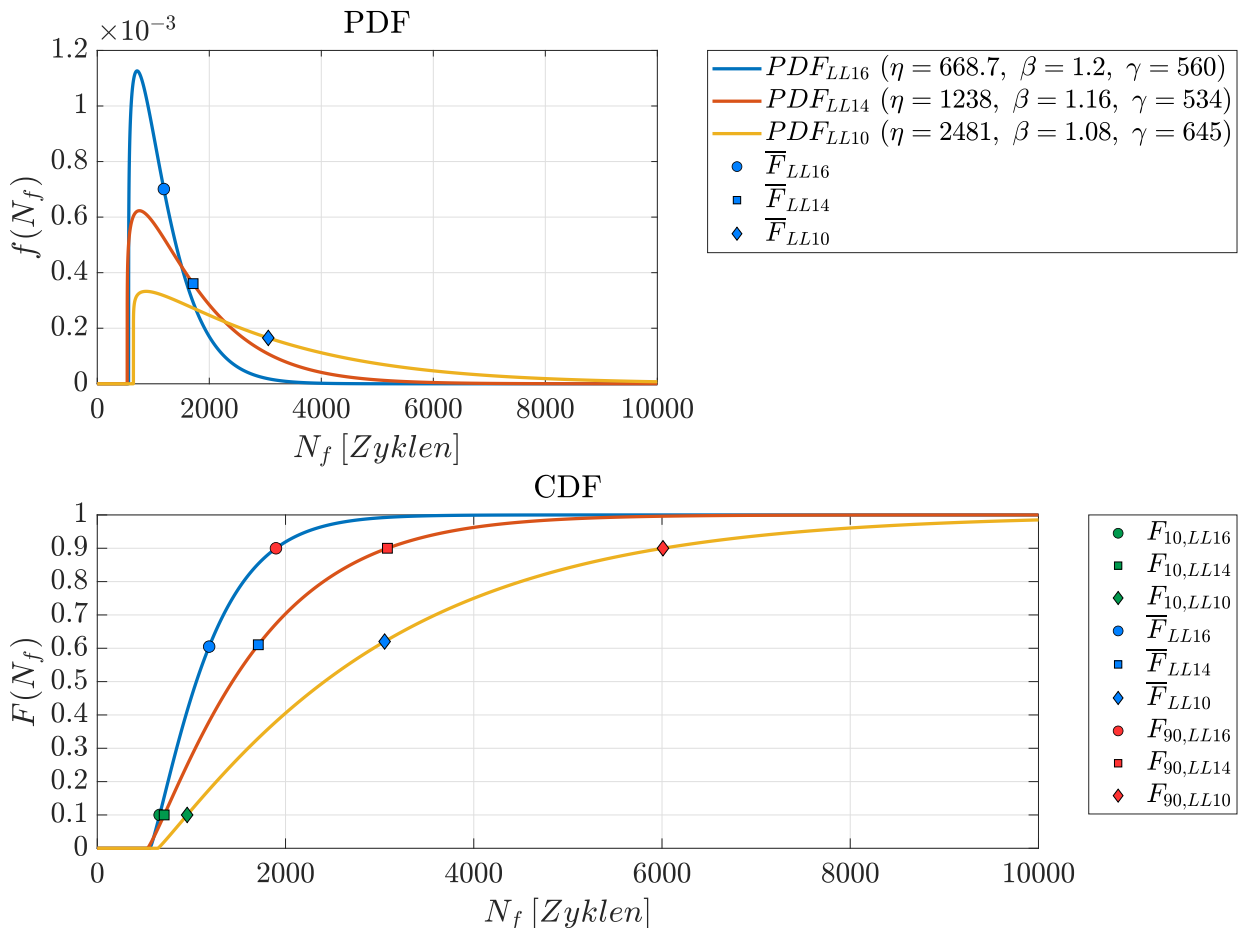


Abbildung 4.14: PDF und CDF für verschiedene Laststufen und Ableitung der zugehörigen charakteristischen Ausfallwahrscheinlichkeiten F_{10} , \bar{F} , F_{90} .

Dabei gilt folgend für die Betrachtung des lastabhängigen Ausfallverhaltens der Lötkontakte unter der Annahme 3P-Weibull-verteilter Daten $N_{f,c,HT} = N_f$, wobei N_f den Zeitpunkt des Lötstellenversagens in Zyklen beschreibt. Die Zeiteinheit t ist gleichbedeutend der Zyklenzahl bis zum Ausfall, sodass die Verteilungsfunktionen der Ausfallwahrscheinlichkeiten in Abhängigkeit von N_f notiert werden. Der MTTF ist dabei folgend als \bar{F} und die charakteristischen Ausfallwahrscheinlichkeiten für $F(t) = 10\%$ und $F(t) = 90\%$ als F_{10} , bzw. F_{90} bezeichnet. Hieraus lässt sich in Bezug auf \bar{F} erkennen, dass der MTTF keiner konkreten Ausfallwahrscheinlichkeit zuzuordnen ist. Dies liegt darin begründet, dass dieser Wert dem Schwerpunkt des Integrals der PDF entspricht und damit direkt vom Verlauf der Dichtefunktion abhängig ist. Weiterhin zeigt sich, dass mit abnehmender Biegebelastung die Verläufe der PDF flacher werden und sich über einen weiteren Zeitbereich erstrecken. Dies ist gleichbedeutend mit einer Vergrößerung der Streubreite der Lebensdauerdaten bei nahezu gleichbleibender Grundgesamtheit an Ausfällen in jeder der betrachteten Belastungsstufen. Hierzu sind in Abbildung 4.15 die Ausfalldaten der drei Lastniveaus sowie die Wahrscheinlichkeitsverteilungen mit deren Konfidenzbereichen dargestellt.

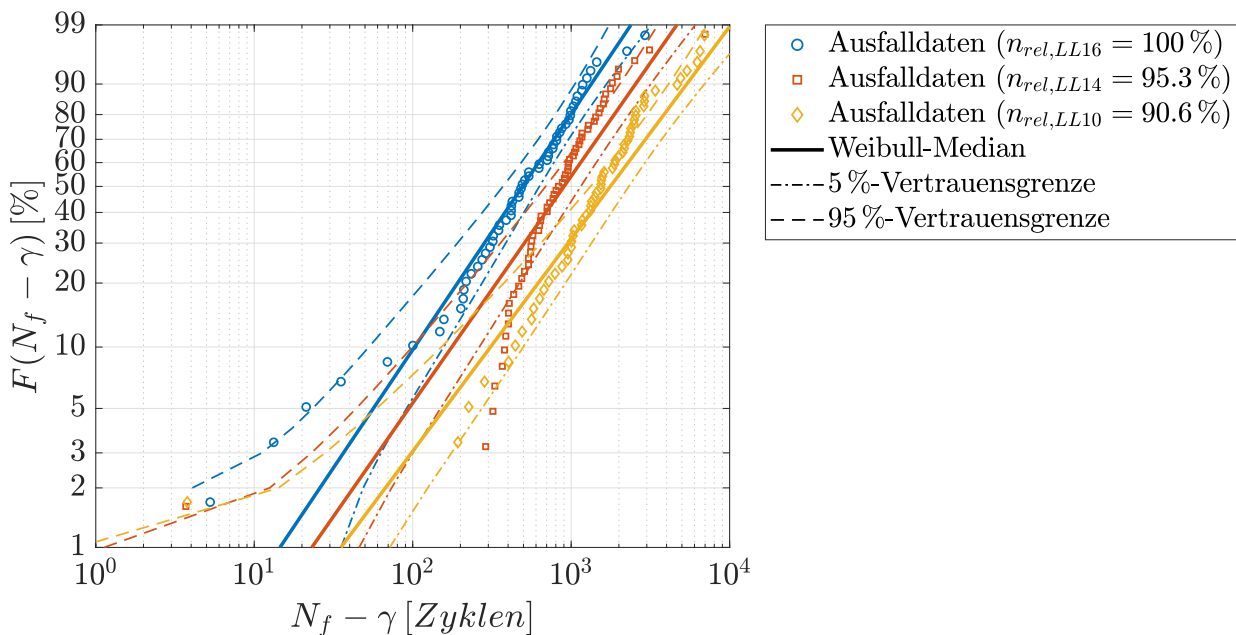


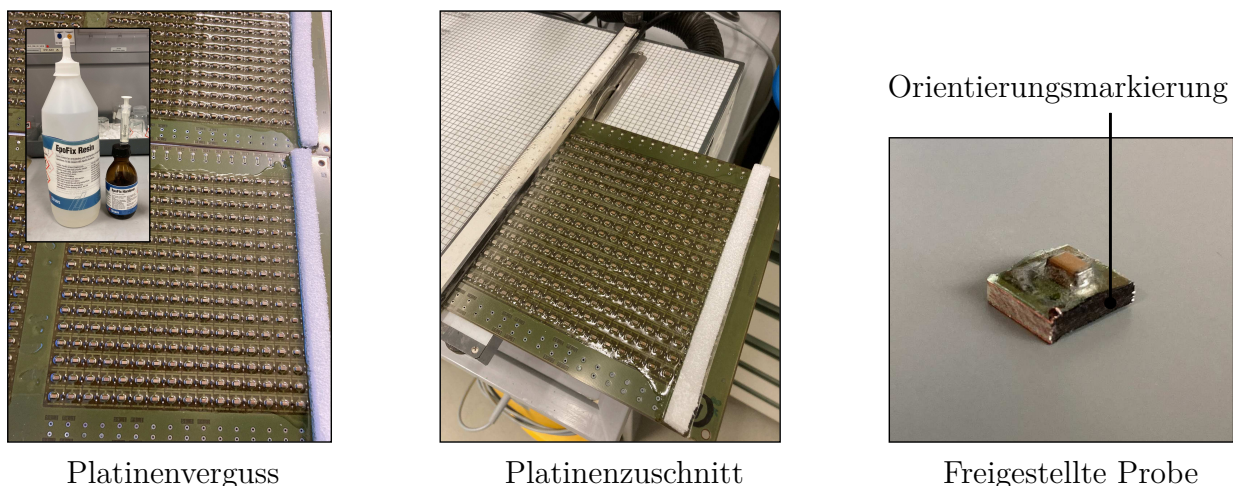
Abbildung 4.15: Weibull-Wahrscheinlichkeitspapier für drei Belastungsstufen.

Dabei bezieht sich die relative Ausfallzahl auf die Grundgesamtheit an Ausfällen innerhalb der jeweiligen Belastungsstufe. Für die Laststufen 14 und 10 liegen damit rechts-zensierte Daten vor. Weiterhin ist zu erkennen, dass sich bei kleinen Perzentilen die Vertrauensbereiche stark vergrößern, was auf eine kleine Datenbasis zurückzuführen ist. Oberhalb einer Ausfallwahrscheinlichkeit von 10% zeigen die Daten der Belastungsstufen 16 und 10 eine

gute Übereinstimmung mit der 3P-Weibull-Verteilung, für das Lastniveau 14 gilt dies ab ungefähr 30 %. Die CDF verschiebt sich dabei mit abnehmender Belastungshöhe zu höheren Zyklenzahlen während die Steigung der Median-Funktionen nahezu unverändert bleibt.

4.2.3 Analyse der lastabhängigen Lötstellenschädigung

Da ein detektierter Ausfall bei der elektrischen Messung im Allgemeinen nicht zwingend einem Durchriss der Lötstelle zuzuordnen ist, werden mithilfe von CT-Tomografie die Bauelemente inklusive ihrer Lötstellen hinsichtlich ihres lastabhängigen Schädigungsverhaltens analysiert. Erwartet werden Risslängen von wenigen Mikrometern, wonach die Fokusröhre des Röntgengerätes mit geringem Abstand zur Probe platziert wird um eine ausreichend hohe Auflösung zu erzielen. Aufgrund der vergleichsweise großen Abmessung der Testplatten im Vergleich zum einzelnen Bauelement werden die betreffenden Kondensatoren daher separat freigestellt und anschließend analysiert. Die Vorgehensweise zur Vorbereitung der Einzelproben ist in Abbildung 4.16 dargestellt.



Platinenverguss

Platinenzuschnitt

Freigestellte Probe

Abbildung 4.16: Probenpräparation für CT-Analyse der Lötstellenschädigung.

Nach Beendigung des Biegetests werden die Platinen kraftfrei ausgebaut und die Kabelbäume entfernt. Um ein zusätzliches Belasten der Bauelemente oder in Ablösen von der Testplatte zu vermeiden, werden die betreffenden Platinen mit einem Epoxidharz vergossen, welches in Verbindung mit einem chemischen Härter bei Raumtemperatur innerhalb von 24 h vollständig polymerisiert. Auf diese Weise sind nach dem Aushärteprozess die Bauelemente in ihrer Position fixiert und werden im nächsten Schritt mithilfe einer Tischkreissäge einzeln freigestellt. Die quadratische Einzelprobe mit einer Kantenlänge von 10 mm bestehend aus Bauelement, Lötkontakten und Platinenausschnitt wird entsprechend ihrer Orientierung zur Einleitung der Biegebelastung markiert. Bei der Bewertung des lastabhängigen Schädigungs-

verhaltens der Lötstellen sollen sowohl die Belastungshöhe, als auch der Ausfallzeitpunkt innerhalb eines Belastungshorizontes betrachtet werden. Basierend auf den experimentell ermittelten Coffin-Manson-Zusammenhänge der Komponenten werden für jede Testplatte jeweils drei Bauelemente aus den Belastungsstufen 16, 14, 12, 8, 4 und 1 freigestellt, deren Ausfallzeitpunkt sich mit der charakteristischen Ausfallwahrscheinlichkeit der jeweiligen Belastungsstufe decken. Konkret bedeutet dies am Beispiel von Kondensatoren des Herstellers A mit $V_{rel} = 100\%$ auf der höchsten Laststufe die Analyse von Bauelementen mit den Ausfallzeitpunkten $N_f = 652 (F_{10})$, $N_f = 1208 (\bar{F})$ und $N_f = 1949 (F_{90})$. Befindet sich wie beispielsweise im Falle von Laststufe 1 der Ausfallzeitpunkt für F_{90} außerhalb des Beobachtungszeitraumes von 8000 Zyklen, wird ein Bauelement aus dieser Belastungsstufe ausgewählt, welches nach der eingeführten Definition für N_f noch keinen Ausfall aufweist. Abbildung 4.17 zeigt im Mittelschnitt die Kondensatoren des Herstellers A mit $V_{rel} = 100\%$ in Abhängigkeit der Belastungsstufe und der Ausfallwahrscheinlichkeit.

Die Aufnahme der räumlichen Datensätze erfolgt mit einem Computertomografiegerät des Typs *GE v/tome/x m 300/180*, welches Strukturen bis zu Abmessungen von $5\ \mu\text{m}$ bei maximalen Nanofokusröhrenspannungen um $180\ \text{kV}$ auflöst. Im Gegensatz zur Schliiffbildanalyse können bei dieser zerstörungsfreien Prüfmethode alle Schnittebenen in Tiefenrichtung der Lötkontakte ohne zusätzlichen Aufwand frei gewählt werden. Dies ist vorteilhaft, da sich der Durchriss nicht immer in der selben Schnittebene befindet und sich unter Umständen in der Lötstelle über die Bauteilbreite hinweg ausbreitet. Bezüglich der Bauelementorientierung sind die Aufnahmen dahingehend ausgerichtet, dass sich die rechte Lötstelle auf der höheren Belastungsseite und somit näher am Ort der Einleitung der Biegelast befindet. Aus den Schnittbildern lässt sich unabhängig von Belastungshöhe und Ausfallwahrscheinlichkeit eine Schädigung der Lötstelle erkennen. Dies ist deshalb elementar, da nur bei gleichbleibendem Versagensmodus die Coffin-Manson-Fits Gültigkeit hinsichtlich der lastabhängigen Lötstellenschädigung besitzen. Weiterhin zeigt sich für den Verlauf des Risspfades, dass dieser im Standoff unterhalb einer der beiden Terminierungen initiiert und sich dann am Bauelement entlang fortpflanzt. In den meisten Fällen verläuft der Risspfad tangential zum Radius der Terminierung bis zum vollständigen Öffnen der Rissflanken am Lötstellenmeniskus. Dabei zeigt sich der Durchriss nicht wie erwartet vermehrt an der höher belasteten (rechten) Lötstelle, sodass hier ein Unterschied in der Belastung der beiden Lötkontakte eines Bauelementes nicht systematisch nachweisbar ist. Außerdem lässt sich feststellen, dass der Durchriss stets bei einer einzigen Lötstelle beobachtet wird, wohingegen der andere Lötkontakt entweder einen Anriss im Standoff oder kaum Anzeichen einer Schädigung in der betreffenden Schnittebene zeigt. Ursächlich hierfür ist die Tatsache, dass mit dem vollständigen Durchriss einer Lötstelle die gegenüberliegende entlastet wird und damit der

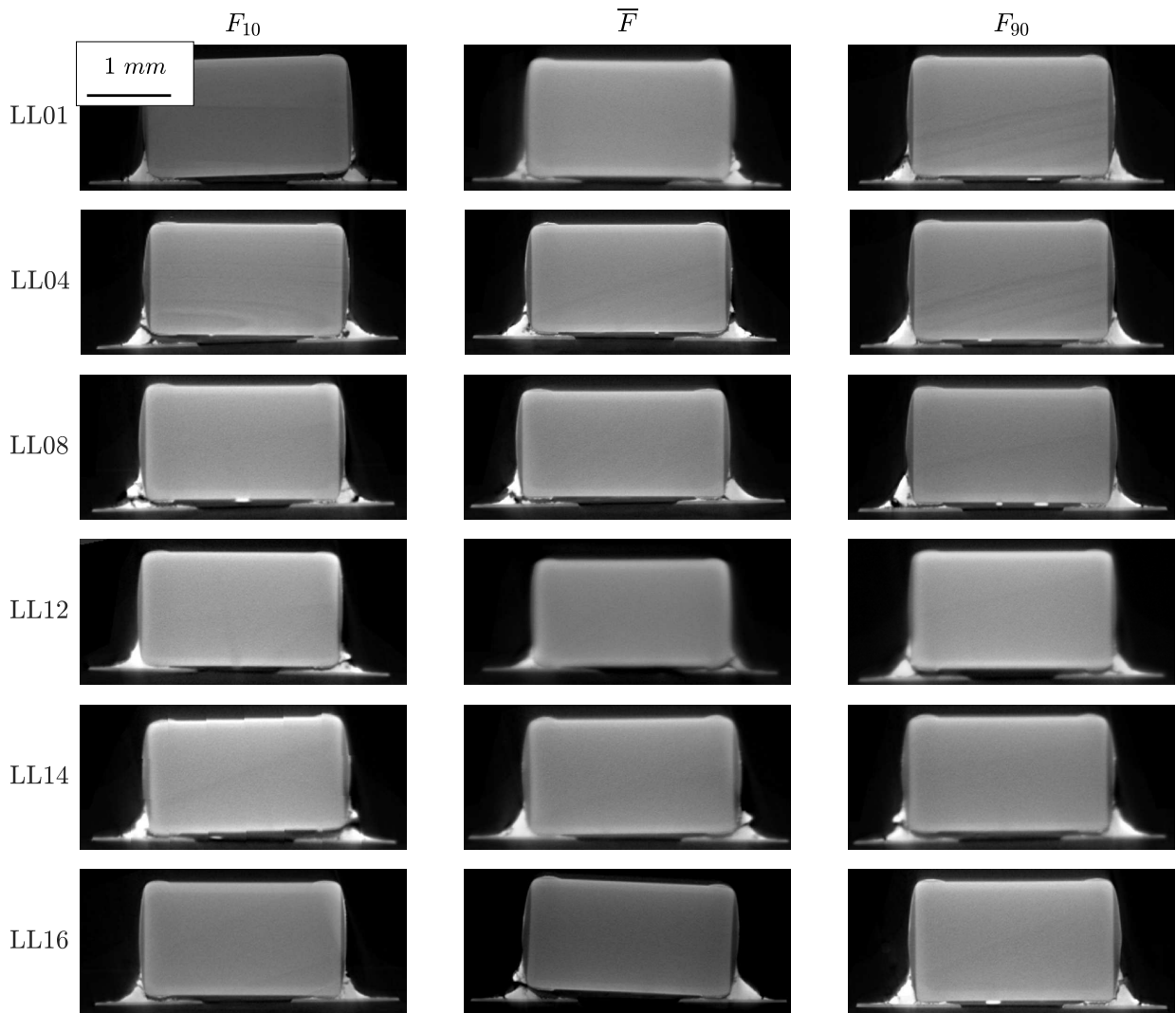


Abbildung 4.17: Mittelschnitt aus CT-Aufnahmen gelöteter MLCC-Bauelemente in Abhängigkeit der Ausfallwahrscheinlichkeit und Belastungsstufe.

Anriss nicht weiter fortschreitet. Auf Grundlage der CT-Aufnahmen lassen sich jedoch auf mikromechanischer Ebene nicht abschließend lebensdauerbeeinflussende Faktoren feststellen, da die Art der Rissausbildung unabhängig der Belastungshöhe und des jeweiligen Ausfallzeitpunktes für die Lötstellen vergleichbar ist.

4.2.4 Ausfallverhalten von MLCC-Lötstellen unter 3-Punkt-Biegung mit überlagertem TW

Im Anschluss an die statistische Auswertung der Ausfallwahrscheinlichkeiten in den einzelnen Lasthorizonten jeder erprobten Platine werden die Zusammenhänge zwischen der Platinendehnungsamplitude $\Delta\varepsilon_{me}$ und dem Ausfallzeitpunkt N_f abgeleitet. Der entsprechende Potenzansatz zur Ermittlung der Lebensdauer in Zyklen

$$N_f = \varepsilon'_f (\Delta\varepsilon_{me})^{-m} \quad (4.2)$$

in Abhängigkeit der lokalen mechanischen Dehnung in x-Richtung enthält nach Coffin-Manson die beiden Materialkonstanten ε'_f und m . Abbildung 4.18 zeigt die Coffin-Manson-Fits der beiden erfassten Platinen des Herstellers A mit $V_{rel} = 100\%$, welche sich aus den entsprechenden Potenzansätzen mit den Fit-Parametern ε'_f und m ergeben.

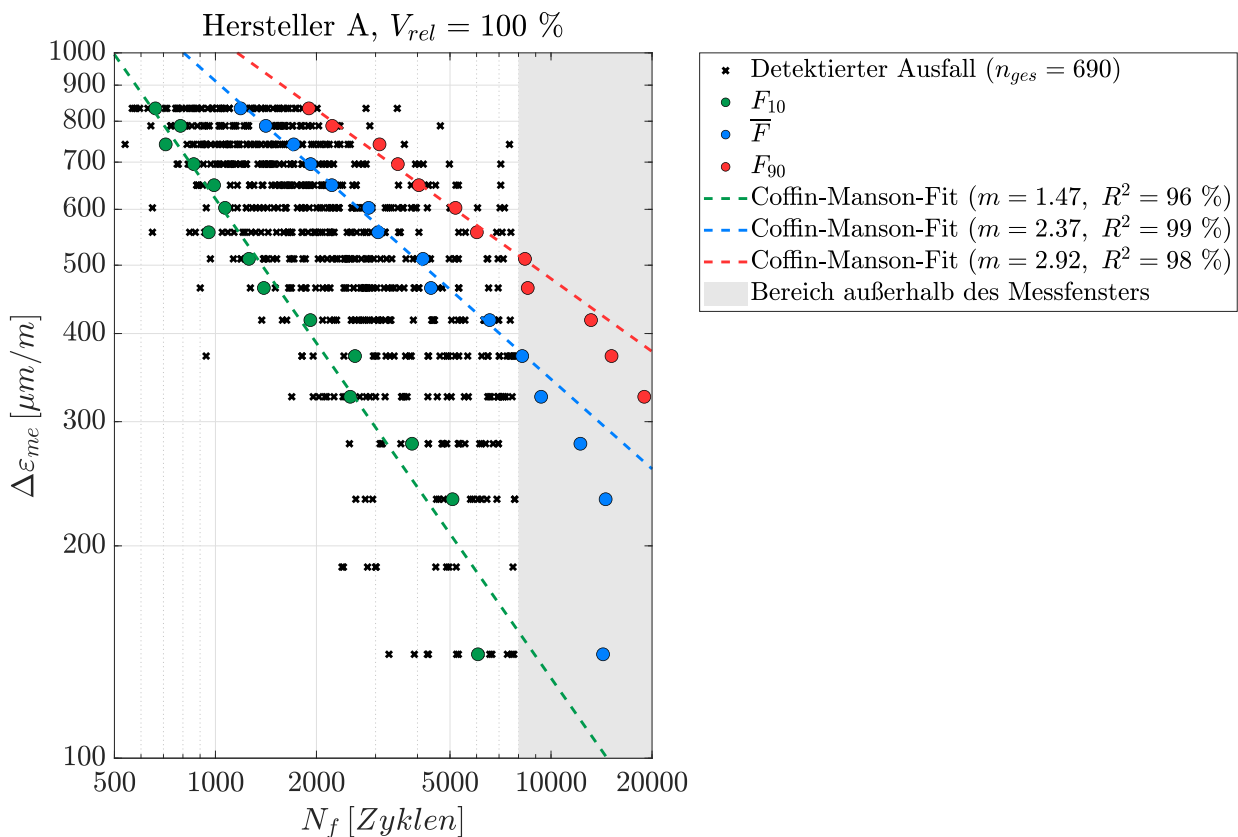


Abbildung 4.18: Lebensdauerdaten und Coffin-Manson-Fits der charakteristischen Ausfallwahrscheinlichkeiten für Bauelemente des Herstellers A.

Dabei charakterisiert das Bestimmungsmaß R^2 der Regression die Anpassungsgüte der Lebensdauerdaten an den Coffin-Manson-Zusammenhang. Da sich mit zunehmender Grund-

gesamtheit an detektierten Ausfällen auch die statistische Signifikanz erhöht, werden zur Ableitung der Fit-Funktionen ausschließlich die Zyklenzahlen der entsprechenden Ausfallwahrscheinlichkeiten miteinbezogen, welche sich innerhalb des Beobachtungszeitraums von 8000 Zyklen befinden. Es sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass sich die Grundgesamtheit von n_{ges} aus 333 Ausfällen und 357 Ausfällen der beiden Platinen identischer Konfiguration ergeben. Weiterhin erfolgt die Auswertung der Weibull-Parameter erst ab einer Grundgesamtheit von mindestens 10 detektierten Ausfällen pro Belastungsniveau, da kleine Ausfallzahlen zu großer Unsicherheit während der MLE führen. Im Falle der in Abbildung 4.18 dargestellten Ausfalldaten ist dies für die zweite Laststufe zu beobachten. In doppellogarithmischer Darstellung entsprechen die Parameter m der Steigungen der Coffin-Manson-Fits, welche mit zunehmender Ausfallwahrscheinlichkeit abnehmen. Weiterhin ist festzustellen, dass mit Werten von über 95 % für R^2 der in Gleichung 4.2 angenommene Zusammenhang als zutreffend beschrieben werden kann. Dies gilt außerhalb des Beobachtungszeitraumes insbesondere für die Werte des MTTF und für F_{90} nicht mehr ohne Weiteres, da aufgrund der niedrigen Ausfallzahlen die Anpassungsgüte der Daten an die 3P-Weibull-Verteilung abnimmt. Konkret wird für diese Platinenkonfiguration nach Versuchsende bis Laststufe 10, bzw. für die sieben höchsten Belastungsniveaus das Erreichen der Ausfallwahrscheinlichkeit von 90 % gemessen. Das Abflachen der Coffin-Manson-Fits hin zu höheren Ausfallwahrscheinlichkeiten ist auf die Streubreite der Lebensdauerdaten zurückzuführen, welche mit abnehmender Belastungshöhe zunimmt. Vereinzelt kommt es dabei auch zu Früh- und Spätausfällen, welche Zyklenzahlen kleiner als F_{10} , bzw. größer F_{90} innerhalb ihres Lastniveaus aufweisen. Aufgrund der vergleichsweise hohen Zahl an detektierten Ausfällen haben diese Ausreißer jedoch kaum Einfluss auf das Bestimmtheitsmaß der Regression. In Bezug auf die konkreten Ausfallzahlen wird beim höchsten Dehnungshub eine mittlere Ausfallzeit von $\bar{F} = 1208$ Zyklen ermittelt, für F_{10} und F_{90} ergeben sich Zyklenzahlen von 662, bzw. 1898. Dies zeigt deutlich, dass selbst bei weitestgehend identischen thermischen und mechanischen Randbedingungen auf dem betreffenden Belastungsniveau die Lebensdauerdaten annähernd um den Faktor 3 streuen. Bei Betrachtung der Laststufe 10, deren Dehnungshub bezogen auf die Höchstbelastung etwa um ein Drittel reduziert ist, zeigen sich Werte von $\bar{F} = 3053$ Zyklen und $F_{90} = 6010$ Zyklen. Im Vergleich dazu bemisst sich F_{10} auf knapp 1000 Zyklen, sodass sich hier der Faktor 6 und damit eine Verdopplung des Verhältnisses zwischen den N_f der 90 %- und 10 %-Ausfallwahrscheinlichkeiten verglichen mit der höchsten Belastungsstufe beobachten lässt.

In einem weiteren Schritt werden die Ausfalldaten der Platinenkonfigurationen mit reduziertem Lötvolument ausgewertet, um systematisch die Auswirkung veränderter Lötstellengeometrien auf deren Lebensdauer zu charakterisieren. Abbildung 4.19 zeigt diese

Lebensdauerdaten der betreffenden Platinen sowie deren Coffin-Manson-Fits identisch zur Darstellung in Abbildung 4.18.

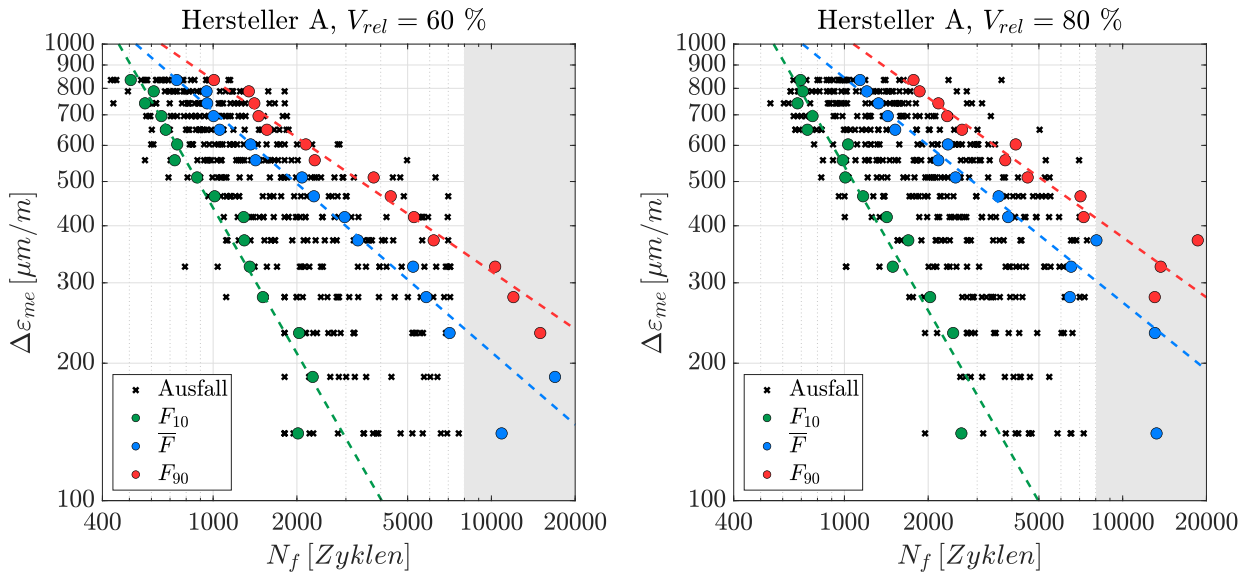


Abbildung 4.19: Lebensdauerdaten und Coffin-Manson-Fits der charakteristischen Ausfallwahrscheinlichkeiten für die MLCC-Varianten des Herstellers A mit reduziertem nominalem Lötvolmen.

Wie bereits beschrieben, werden im Gegensatz zu den gelöteten MLCCs mit $V_{rel} = 100\%$ lediglich eine Platine je reduziertem relatives Lötvolmen betrachtet. Nach 8000 Zyklen zeigen sich die meisten Ausfälle beim geringsten Lötstellenvolumen, mit steigendem V_{rel} werden entsprechend weniger Ausfälle detektiert. Dennoch zeigt es sich, dass ausschließlich die niedrigsten fünf, bzw. sechs Belastungsstufen innerhalb des Versuchszeitraums die 90%-Ausfallwahrscheinlichkeit nicht erreichen, sodass zur Bildung der Coffin-Manson-Fits mehr Datenpunkte zur Verfügung stehen. Weiterhin wird deutlich, dass die Fits mit abnehmenden Lötvolmen hin zu kleineren Zyklenzahlen verschoben werden. Bezogen auf den MTTF ist für $V_{rel} = 60\%$ bei Höchstbelastung ein Wert von $\bar{F} = 730$ Zyklen und für $V_{rel} = 80\%$ eine Zyklenzahl von $\bar{F} = 1016$ festzustellen. Bezogen auf 100% Lötvolmen entspricht dies einer Lebensdauerreduktion von 40%, bzw. 15%. Neben der kleineren absoluten Zyklenzahlen der Bauteilausfälle wirken sich kleinere Lötvolmina ebenfalls auf das lastabhängige Ausfallverhalten der Kondensatoren aus. Tabelle 4.1 zeigt hierzu die Werte des Parameters m für den Coffin-Manson-Fit der charakteristischen Ausfallwahrscheinlichkeiten für die drei Platinenkonfigurationen sowie das zugehörige Bestimmungsmaß der jeweiligen Fit-Funktion.

Es bestätigt sich innerhalb jeder Platinenkonfiguration der Zusammenhang der abflachenden Coffin-Manson-Linien mit zunehmender Ausfallwahrscheinlichkeit auch bei Veränderung

Tabelle 4.1: Vergleich der Steigungen der Coffin-Manson-Fits verschiedener charakteristischer Ausfallwahrscheinlichkeiten in Abhängigkeit des relativen Lötolumens für die gelöteten MLCC des Herstellers A.

Platinenkonfiguration			Parameter m		
Hersteller	V_{rel}	n_{ges} (n_{rel})	F_{10} (R^2)	\bar{F} (R^2)	F_{90} (R^2)
A	60 %	419 (86 %)	0,95 (94 %)	1,89 (98 %)	2,38 (97 %)
A	80 %	411 (81 %)	0,95 (93 %)	2,03 (93 %)	2,32 (96 %)
A	100 %	690 (69 %)	1,47 (96 %)	2,37 (99 %)	2,92 (98 %)

des Lötstellenvolumens. Weiterhin lässt sich platinenübergreifend ein hohes R^2 von über 90 % feststellen, sodass auch hier der Coffin-Manson-Potenzansatz zur Beschreibung des lastabhängigen Ausfallverhaltens Gültigkeit besitzt. Dennoch zeigen sich aufgrund der kleineren Gesamtzahl an detektierten Ausfällen niedrigere Werte des Bestimmungsmaßes für Platinen mit reduziertem Lötolumen. Auffällig sind die Abweichungen der Zyklenzahlen für die charakteristischen Ausfallwahrscheinlichkeiten in den höheren Belastungsstufen, was bei $V_{rel} = 100\%$ nicht beobachtet werden kann. Bei Betrachtung der Coffin-Manson-Linien des MTTF ist unter Erhöhung des Lötolumens ein Abflachen der Steigung zu erkennen, was gleichbedeutend mit einer steigenden Sensitivität hinsichtlich der äußeren mechanischen Belastung darstellt. Ähnliches ist für die Coffin-Manson-Linien von F_{10} und F_{90} zu beobachten, wobei sich die beiden Varianten mit reduziertem Lötolumen kaum voneinander unterscheiden. Generell lässt sich demnach festhalten, dass eine Reduktion der Lötmenge, respektive also eine Verkleinerung der Lötstelle zu einer kürzeren Lebensdauer der gelöteten Kondensatoren führt.

Abschließend werden die Versuchsergebnisse der Platine mit Bauteilen des Herstellers A mit denen des Zulieferers B verglichen. Abbildung 4.20 zeigt die Ausfalldaten sowie die zugehörigen Coffin-Manson-Linien der beiden Hersteller mit gleichem Lötolumen.

Zunächst ist festzustellen, dass nach Versuchsende insgesamt 66 Lötstellenausfälle des MLCC-Herstellers B weniger detektiert worden sind, was bezogen auf die Grundgesamtheit an getesteten Zweipolern ca. 7 % entspricht. Weiterhin ist bei Betrachtung der Verteilung der Ausfalldaten eine erhebliche Erhöhung der Streubreite zu erkennen. Dies zeigt sich darin begründet, dass sich die Zyklenzahlen von F_{10} und F_{90} auf der höchsten Belastungsstufe bereits um den Faktor 5 unterscheiden. Dies sorgt auch mitunter dafür, dass die Werte für den MTTF zu höheren Zyklenzahlen hin verschoben werden. Konkret bedeutet dies mit $\bar{F} = 1632$ eine Lebensdauerverlängerung von 424 Zyklen, wobei F_{90} erst nach 3360 Zyklen erreicht wird. Im Hinblick auf die Ableitung der Coffin-Manson-Linien sind in Tabelle 4.2

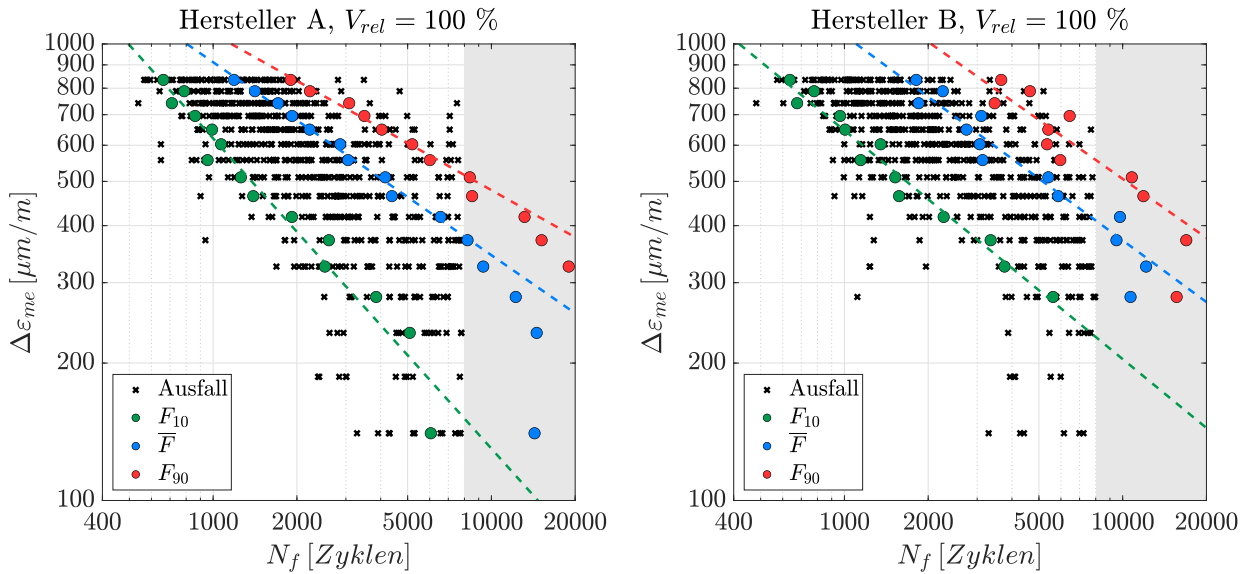


Abbildung 4.20: Lebensdauerdaten und Coffin-Manson-Fits der charakteristischen Ausfallwahrscheinlichkeiten der beiden Bauelementhersteller A und B .

die Werte für die Steigungen der einzelnen Fits der beiden Hersteller gegenübergestellt.

Tabelle 4.2: Vergleich der Steigungen der Coffin-Manson-Fits verschiedener charakteristischer Ausfallwahrscheinlichkeiten in Abhängigkeit des Bauelementherstellers A und B.

Platinenkonfiguration			Parameter m		
Hersteller	V_{rel}	n_{ges} (n_{rel})	F_{10} (R^2)	\bar{F} (R^2)	F_{90} (R^2)
A	100 %	690 (69 %)	1,47 (96 %)	2,37 (99 %)	2,92 (98 %)
B	100 %	624 (62 %)	2,00 (97 %)	2,23 (87 %)	2,33 (49 %)

Dabei unterscheiden sich diese Werte für die Steigung von \bar{F} kaum voneinander, auffällig sind jedoch bei Hersteller B ähnliche Werte für die Coffin-Manson-Linien der charakteristischen Ausfallwahrscheinlichkeiten. Dies ist dahingehend zu verstehen, dass die Streuung der Lebensdauerdaten mit abnehmender Belastung nicht in selbem Maße zunimmt wie bei den mit Bauelementen des Herstellers A bestückten Platinenvarianten. Insbesondere bei Betrachtung der Werte von F_{10} des Zulieferers B ist zu erkennen, dass es abgesehen von vereinzelten Frühausfällen mit abnehmender Belastungshöhe deutlich später zur vermehrten Detektion von Ausfällen kommt. Dies bedeutet gleichermaßen eine Erhöhung der ausfallfreien Zeit und eine höhere Sensitivität hinsichtlich der äußeren Belastung. Markante Unterschiede zwischen den beiden Herstellern sind hinsichtlich der Fit-Güte von \bar{F} und insbesondere für F_{90} festzustellen. Aufgrund der breit gestreuten Daten über alle Belastungsniveaus hinweg wirkt

sich dies unmittelbar auf das Bestimmungsmaß der Coffin-Manson-Linien des Herstellers B aus, welches mit zunehmender Ausfallwahrscheinlichkeit signifikant kleiner wird. Dies führt letztendlich dazu, dass der Fit für F_{90} mit $R^2 = 49\%$ kaum noch dem zugrunde gelegten Potenzansatz folgt. Ursächlich für die höhere Streuung der Lebensdauerdaten des Herstellers B, welche zwangsläufig auch die charakteristischen Ausfallwahrscheinlichkeiten hin zu größeren Zyklenzahlen verschiebt, ist unter Anderem durch einen höheren Voiding-Anteil zu begründen [147]. Bezug nehmend auf die CT-Analyse in Abbildung 3.11 sind für den Hersteller B im Lötstellenmeniskus deutlich größere und häufiger auftretende Einschlüsse detektiert worden. Da das Risswachstum an Fehlstellen im Gefüge aber auch auf makroskopischer Ebene in Form von Einschlüssen sowohl beschleunigen als auch verlangsamen kann, haben diese einen unmittelbaren Einfluss auf die Zuverlässigkeit der Lötstellenverbindung.

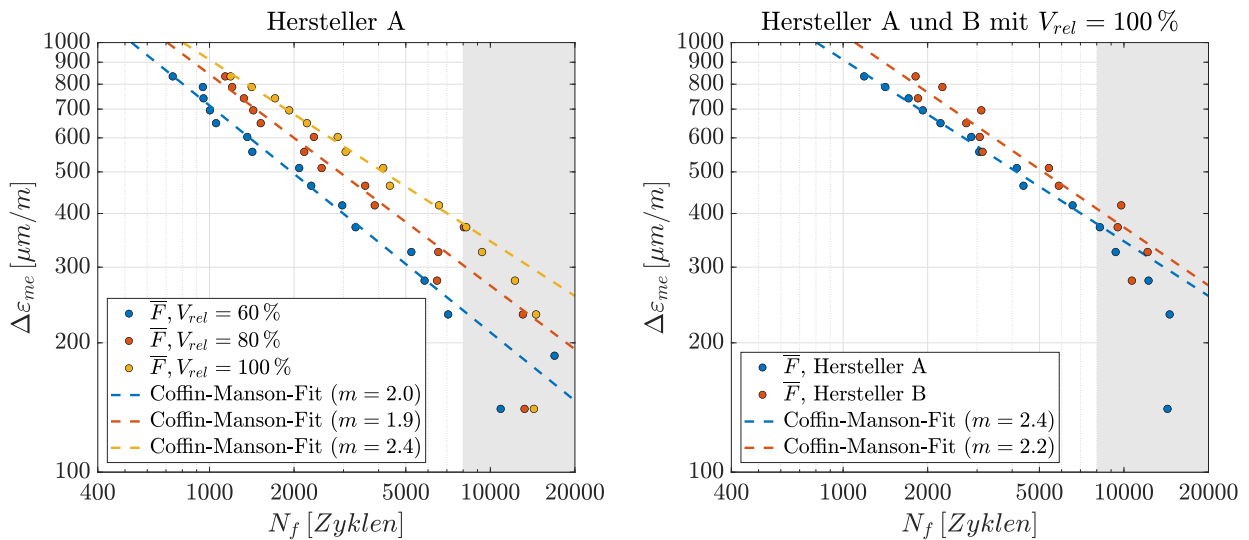


Abbildung 4.21: Coffin-Manson-Fits des MTTF von gelöteten MLCC auf PCB unter überlagerter 3-Punkt-Biegung und TW bei Variation von Lötvolumen und Komponentenhersteller.

Abbildung 4.21 zeigt abschließend den Vergleich des lastabhängigen MTTF unter variierendem Lötvolumen und bei Wechsel des Bauteilherstellers. Dabei ordnen sich die Coffin-Manson-Linien mit vergleichbaren Steigungen und horizontalem Versatz zueinander an. Somit kann gezeigt werden, dass bei gleichbleibender Lötlegierung eine Reduktion der applizierten Lötpaste zu einer Minderung der Lebensdauer führt. Ferner spielt der Bauelementzulieferer ebenfalls eine Rolle bei der Bewertung der Zuverlässigkeit von Lötstellenverbindungen, wobei auch hier ein vergleichbarer Coffin-Manson-Exponent ermittelt werden kann.

4.3 Korrelation von Fertigungsparametern mit der Lötstellenausfallwahrscheinlichkeit

Im vorangegangenen Abschnitt konnte gezeigt werden, dass aus einer signifikanten Verringerung des Lötolumens eine kürzere Lebensdauer der Bauteile resultiert. Diese über die Schablonenöffnung künstlich realisierten Varianten entsprechen jedoch in ihrer Auftretenswahrscheinlichkeit nicht einem realen Fertigungsprozess. Zwar kann es gelegentlich vorkommen, dass bei solchen Randmustern entsprechend deutlich weniger Lötpaste appliziert wird, Abbildung 3.6 zeigt jedoch sehr kleine Standardabweichungen des Lötpastenvolumens in den SPI-Daten innerhalb einer PCB-Variante. Daher soll in diesem Abschnitt untersucht werden, ob mithilfe von Korrelation der aufgenommenen Fertigungsparameter zur Ausfallwahrscheinlichkeit der Bauteile lebensdauerbeeinflussende Faktoren identifizierbar sind. Dabei sollen ausschließlich Daten herangezogen werden, welche innerhalb des Fertigungsprozesses zur Sicherung der Qualitätsstandards aufgenommen werden (z.B. AOI-Bilder oder SPI-Daten). Dazu werden die Lebensdauerdaten der Bauteile des Herstellers A mit $V_{rel} = 100\%$ herangezogen, da hierfür die größte Datenmenge vorliegt und überdies diese Variante repräsentativ für den realen Steuergeräte-Fertigungsprozess ist. Im ersten Schritt werden zunächst aus linearer Korrelation der einzelnen Fertigungsparametern und den Ausfallzeitpunkten in Zyklen auf dem höchsten Belastungsniveau die Korrelationskoeffizienten ρ ermittelt. Da aufgrund der Belastungsrandbedingung stets eine der beiden Lötstellen eines Bauteils eine höhere mechanische Last erfährt, werden diese getrennt voneinander betrachtet. Der Parameter $V_{rel,L}$ bezeichnet hierbei das relative Volumen der niedriger belasteten Lötstelle und $V_{rel,H}$ respektive jenes der höher belasteten. Abbildung 4.22 zeigt die Korrelationen der Form- und Lagetoleranzen mit der Ausfallwahrscheinlichkeit F für die höchste Belastungsstufe.

Generell fallen die Korrelationskoeffizienten für alle Parameter vergleichsweise klein aus, sodass keine eindeutige lineare Abhängigkeit eines Parameters von der Ausfallwahrscheinlichkeit zu erkennen ist. Dennoch ergibt sich für die Bauteillänge eine tendenziell erkennbare Abhängigkeit von der Lebensdauer, wobei kürzere Bauteile vermehrt später ausfallen als längere. Die Bauteilbreite weist hingegen eine wesentlich schwächere Korrelation zur Lebensdauer auf. Bei Betrachtung der Lageparameter wird ebenfalls deutlich, dass sich aufgrund der kleinen Werte für die Korrelationskoeffizienten ρ keine eindeutigen linearen Abhängigkeiten zwischen den aufgenommenen Prozessparametern und der Lebensdauer ergeben. Somit ist auf Grundlage dieser Darstellung kein dominanter Einfluss eines einzelnen Lageparameters auf die Ausfallwahrscheinlichkeit zu erkennen. Um den Einfluss der Belastungshöhe auf die Korrelationskoeffizienten zu charakterisieren, zeigt Abbildung 4.23 entsprechend für

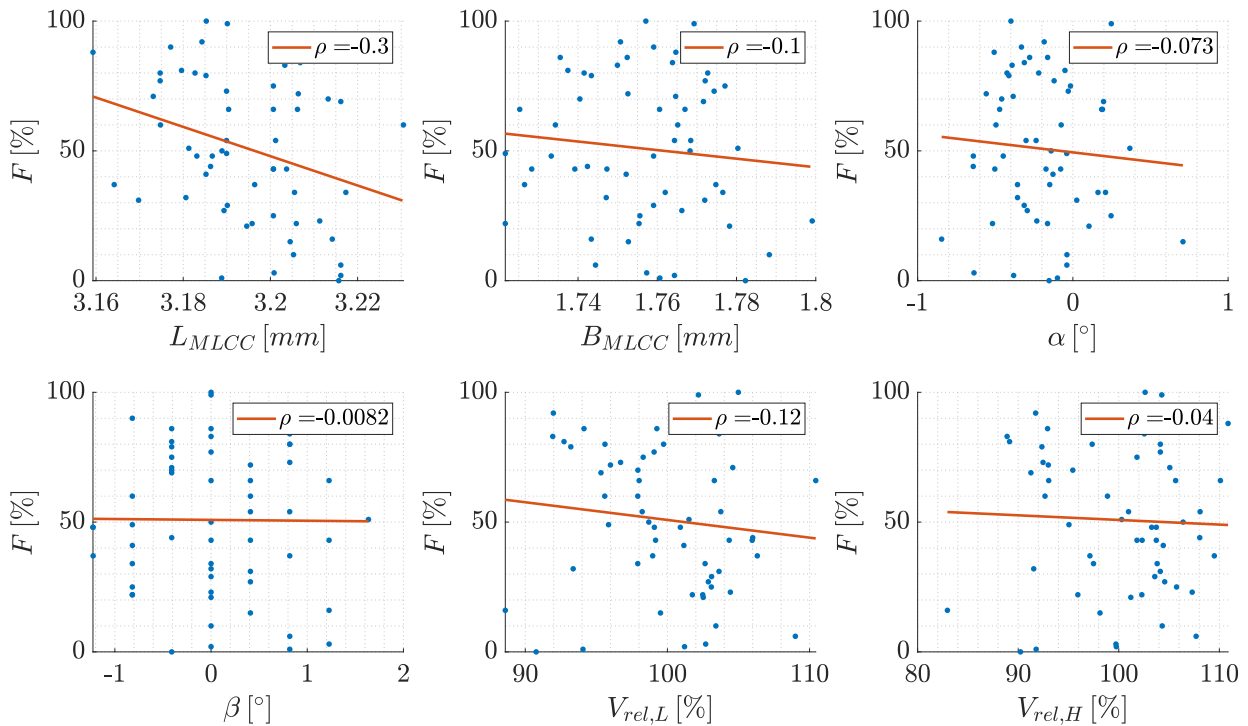


Abbildung 4.22: Korrelation der Form- und Lageparameter mit der Ausfallwahrscheinlichkeit der Bauteile des Herstellers A für die höchste Belastungsstufe.

den MLCC des Herstellers A bei $V_{rel} = 100\%$ die Werte des Korrelationskoeffizienten in Abhängigkeit der Laststufe für die sechs Parameter.

Dabei fällt auf, dass die Bauteillänge unabhängig der Belastungshöhe stets die betragsmäßig höchsten Werte aufweist, wobei sich das Vorzeichen nicht ändert. Einzig die Belastungsstufe 13 zeigt eine etwas höhere Abhängigkeit von der Bauteilbreite, was auf den übrigen Lastniveaus jedoch nicht zu erkennen ist. Bei dieser Betrachtungsweise unter dem Gesichtspunkt des Korrelationskoeffizienten zur Quantifizierung isolierter, linearer Abhängigkeiten ist jedoch zu beachten, dass statistisch bedingt in jedem Belastungsniveau nur ein Teil des Parameterraumes betrachtet wird. Mit niedrigerer Laststufe und damit einer kleineren Grundgesamtheit an Bauteilausfällen engt sich dieser Ausschnitt des betrachteten Raumes hinsichtlich der vorkommenden Form- und Lageparameter weiter ein. Da diese kleinere Grundgesamtheit detektierter Ausfälle in Kombination mit einer höheren Streuung der Lebensdauerdaten auftritt, verschärft sich der Effekt hinsichtlich der Aussagekraft des Korrelationsparameters für niedrigere Lastniveaus zusätzlich. Ähnliches gilt für die beiden Testplatinen mit reduziertem Lötvolument, da sich die Analyse hier auf jeweils eine Platine bezieht und damit maximal nur die Hälfte an Ausfällen betrachtet wird. Abbildung 4.24 zeigt hierzu zur Vervollständigung der Analyse die lastabhängigen Korrelationskoeffizienten für die drei PCB-Varianten des Herstellers A für mehrere Laststufen.

4.3 KORRELATION VON FERTIGUNGSPARAMETERN MIT DER LÖTSTELLENAUSFALLWAHRSCHEINLICHKEIT

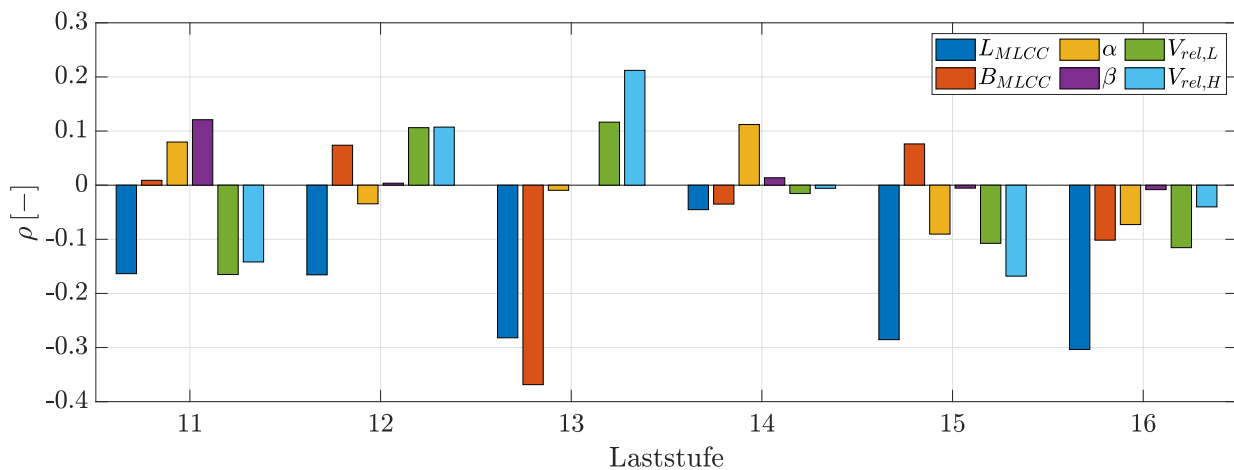


Abbildung 4.23: Korrelation der Form- und Lageparameter mit der Ausfallwahrscheinlichkeit der Bauteile des Herstellers A für unterschiedliche Belastungsstufen.

Hier zeigt sich, dass die Bauteillänge auch bei reduziertem Lötvolumen stets negative Korrelationskoeffizienten aufweist, wobei sich diese nicht dem Volumen entsprechend systematisch anordnen. Für die übrigen Parameter zeigt sich ein gemischtes Bild, wobei sich keine eindeutigen Trends in Bezug auf eine lastabhängige Sensitivität ableiten lassen. In Abbildung 4.25 ist abschließend der Einfluss auf die Parameterkorrelationen bei Wechsel des Bauteilherstellers dargestellt.

Da die Lebensdauerdaten für den Hersteller B wie in Abbildung 4.20 gezeigt einer wesentlich höheren Streuung verglichen mit denen des Herstellers A unterliegen, ist auch in dieser Darstellung kein dominanter Einfluss eines Parameters auf die Ausfallwahrscheinlichkeit zu erkennen. Auffällig ist dennoch der Vorzeichenwechsel von ρ für die Bauteillänge bei den Laststufen 11 und 15, sodass das einheitliche Bild einer tendenziell längeren Lebensdauer kürzerer Bauelemente für den Hersteller B nicht uneingeschränkt Gültigkeit besitzt.

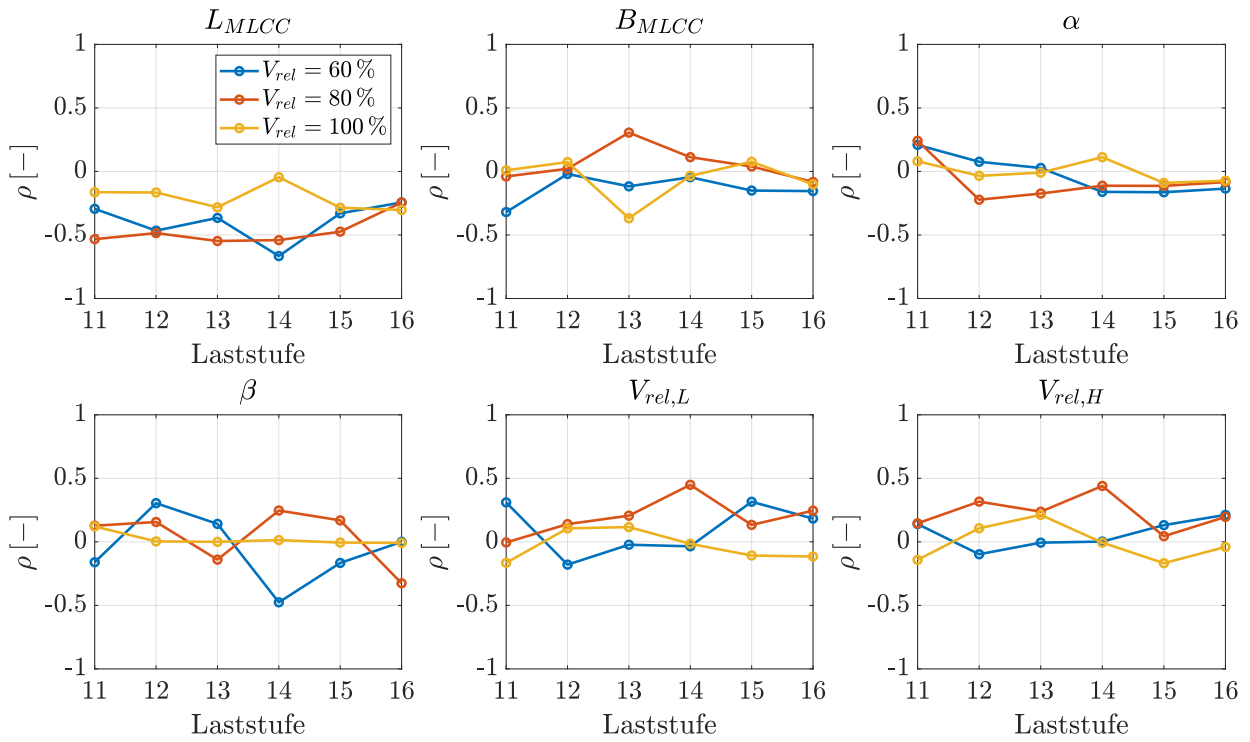


Abbildung 4.24: Korrelationskoeffizienten der Form- und Lageparameter mit der Ausfallwahrscheinlichkeit der Bauteile des Herstellers A für unterschiedliche Belastungsstufen.

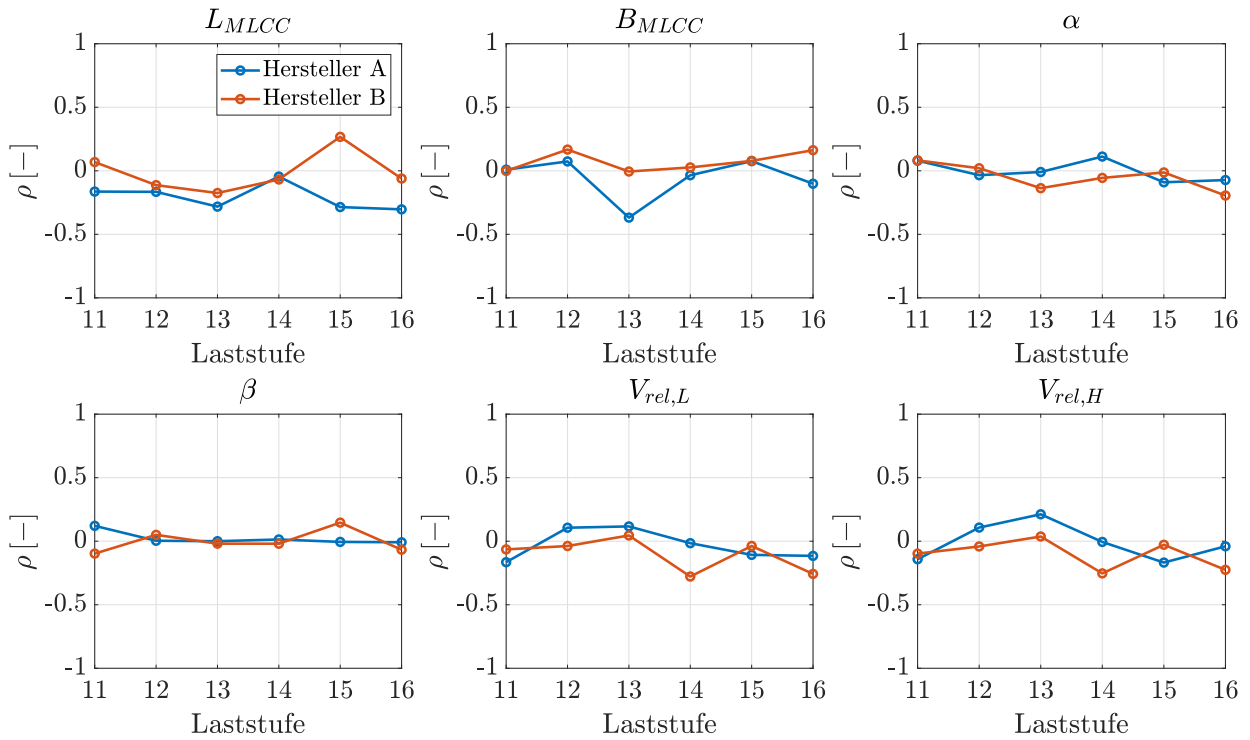


Abbildung 4.25: Korrelation der Form- und Lageparameter mit der Ausfallwahrscheinlichkeit der Bauteile des Herstellers A für unterschiedliche Belastungsstufen.

Kapitel 5

Finite-Elemente-Simulation

Die experimentell erhobenen Daten werden im Folgenden zur Validierung der Ergebnisse aus den Struktursimulationen herangezogen. Hierzu werden in Abschnitt 5.1 das FE-Modell der PCB sowie die Reduktion der Modellkomplexität mittels eines Submodell-Ansatzes vorgestellt und entsprechend validiert. Anschließend erfolgt in Unterkapitel 5.2 die Auswertung der Schnittkräfte im Kontaktbereich zwischen Lötstellen- und Kupferpad-Geometrie bei HT ($T = T_{max}$, $u_z = u_{z,max}$) und LT ($T = T_{min}$, $u_z = u_{z,min}$) um die Art und Höhe der Belastung auf das Lötstellenvolumen zu quantifizieren. Zuletzt werden in Abschnitt 5.3 FE-Simulationen für jede PCB-Variante durchgeführt, um die Schädigungsevolution in den Lötkontakten unter thermischer und Biegebelastung zu charakterisieren. Basierend auf diesen Ergebnissen werden mithilfe der experimentell erhobenen Ausfalldaten für den belastungsabhängigen MTTF entsprechende Modelle zur Prognose der Lebensdauer kalibriert.

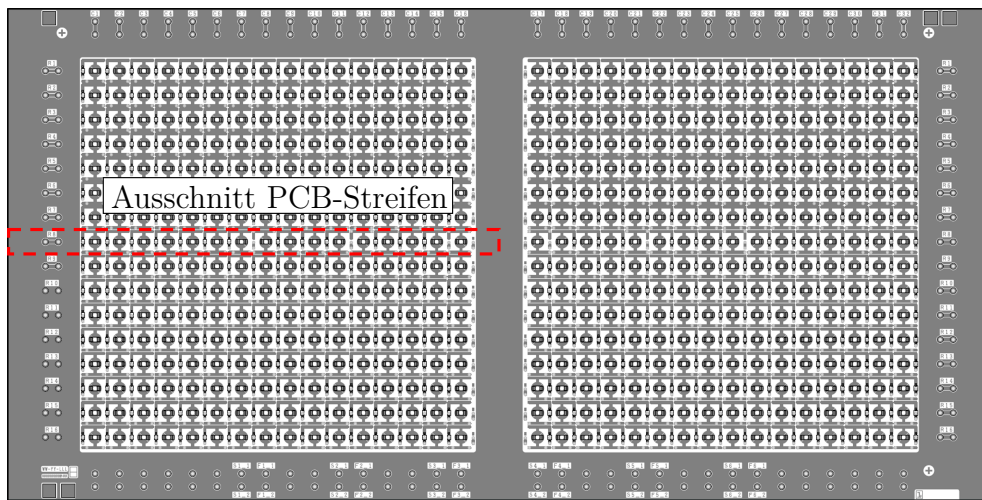
5.1 Modellbildung

Die Herausforderung bei der Modellbildung zur numerischen Quantifizierung des Schädigungseintrags in den Lötkontakten, welche im Vergleich zur Baugruppe sehr kleine Dimensionen aufweisen, liegt in der Diskretisierung für die FE-Simulation. Eine feinere Vernetzung vergrößert die Elementanzahl des FE-Modells, wodurch sich der Rechenaufwand erheblich erhöht. Daher werden Ansätze zur Reduktion der Modellkomplexität unter Beibehaltung der physikalischen Randbedingungen herangezogen, um bei reduzierter Elementanzahl eine hinreichend hohe Auflösung der Schädigungsgröße in den Lötstellen zu erreichen.

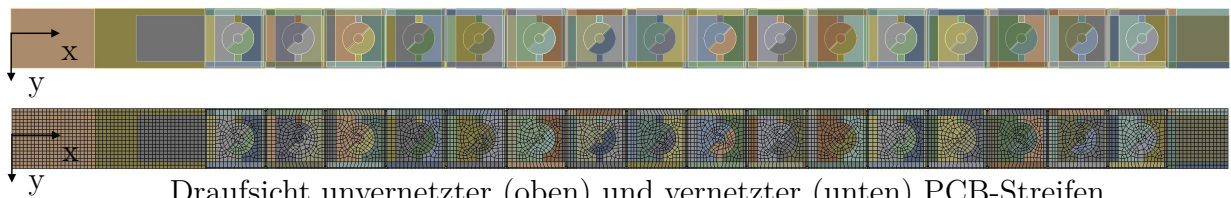
5.1.1 Modellierung und Validierung des PCB-Modells

Die Platine besteht aus einem gepressten Verbund aus Prepreg- und Kupferlagen wodurch sie aufgrund dieses inhomogenen Aufbaus orthotrope Steifigkeitseigenschaften aufweist.

Weiterhin unterscheiden sich die thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Kupferlagen von denen des organischen Prepregs, wodurch die Verteilung der lokalen Dehnungen aufgrund der direkten Verbindung zum Lötkontakt insbesondere auf der obersten Kupferlage von der Simulation abgebildet werden muss. Dabei ist es aus Gründen der Recheneffizienz zielführend, lediglich einen Längsstreifen einer Leiterplattenhälfte zu modellieren, welcher die Gesamtheit an Belastungsniveaus abbildet. Abbildung 5.1 zeigt dieses Leiterplatten-Submodell sowie den Aufbau der verschiedenen Prepreg- und Kupferschichten in Abgleich mit dem Querschliff der Platine zur Verifikation der einzelnen Schichtdicken.



Submodell-Ableitung aus Testplatine



Draufsicht unvernetzter (oben) und vernetzter (unten) PCB-Streifen



PCB-Querschliff

Ausschnitt FE-Modell

Materialzuweisung

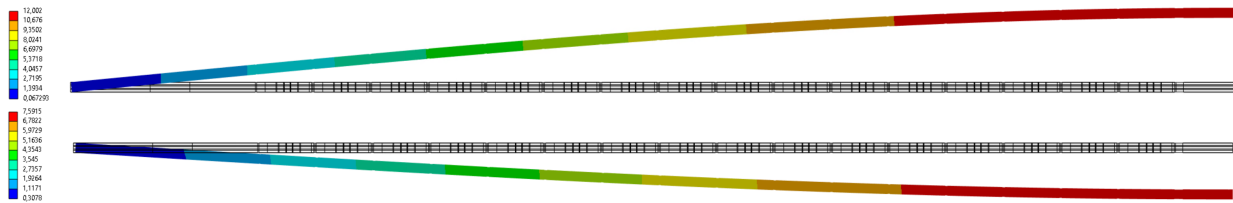
Abbildung 5.1: Ableitung des Submodells aus der Testplatine und Validierung des Lagenaufbaus im CAD-Modell auf Grundlage eines PCB-Querschliffs.

Sowohl das Prepreg als auch die Kupferlagen sind temperaturabhängig linear-elastisch modelliert, wobei die Materialdaten aus internen Versuchsreihen stammen und in Tabelle 5.1 für Raumtemperatur dargestellt sind.

Tabelle 5.1: Materialdaten bei Raumtemperatur für die am FE-Modell der Platine beteiligten Werkstoffe.

Material	E [GPa]	CTE_x [1/K]	CTE_y [1/K]	CTE_z [1/K]	ν [-]
Prepreg	35	$15,5 \cdot 10^{-6}$	$16,5 \cdot 10^{-6}$	$38,0 \cdot 10^{-6}$	0,20
Kupfer	100	$16,1 \cdot 10^{-6}$	$16,1 \cdot 10^{-6}$	$16,1 \cdot 10^{-6}$	0,35

Die Belastungsrandbedingungen ergeben sich aus der Einbauspezifikation des Biegetests, wonach die Verschiebung in z-Richtung entlang der linken Platinenkante unterbunden und an der rechten Kante gemäß der Versuchsdefinition eingeleitet wird. Weiterhin ergeben sich Symmetriebedingungen in x-Richtung an der Mittelschnittfläche der Platine sowie in y-Richtung an der Längsschnittfläche des PCB-Ausschnittes. Um den Einfluss von Randeffekten bei der Berechnung der lokalen Dehnungsverteilung weitestgehend auszuschließen, wird eine freie Verschiebung aller Knoten der gegenüberliegenden Längsschnittfläche in y-Richtung zugelassen. Hierdurch bilden sich aufgrund der fehlenden Verschiebungsbehinderung vernachlässigbar kleine Dehnungen in y-Richtung aus, was bereits im vorangegangenen Kapitel in der DMS-Messung nachgewiesen wurde. Abbildung 5.2 zeigt das Simulationsergebnis für die Platinenverformung unter isothermer Last bei T_{ref} und $u_{z,max}$, bzw. $u_{z,min}$.

**Abbildung 5.2:** Simulationsergebnis der Verformung des PCB-Streifens unter T_{ref} bei $u_{z,max}$ (oben) und $u_{z,min}$ (unten).

Zur Validierung des Simulationsergebnisses werden die lokalen mechanischen Dehnungen in x- und y-Richtung an den Laststufen 1, 8 und 16 sowie die Kraftreaktion am Ort der höchsten Verformung ausgewertet. Das Ergebnis der Submodell-Simulation für den isothermen Belastungsfall ist im Abgleich mit den entsprechenden Messungen in Abbildung 5.3 dargestellt.

Es zeigt sich, dass sich sowohl für die Kraftreaktion der Platine im 3-Punkt-Biegetest als auch die lokalen mechanischen Dehnungen auf den Kupferpads für die drei DMS-Messstellen eine gute Übereinstimmung mit der Simulation ergibt. Zur weiteren Reduktion der Modellkomplexität wird zunächst die Simulation um die Temperatur- und Verschiebungsrandbedingungen nach Definition des Biegetests für das Modell des Platinenstreifens erweitert. Das entsprechende Simulationsergebnis für die Verteilung der mechanischen Dehnungen auf der

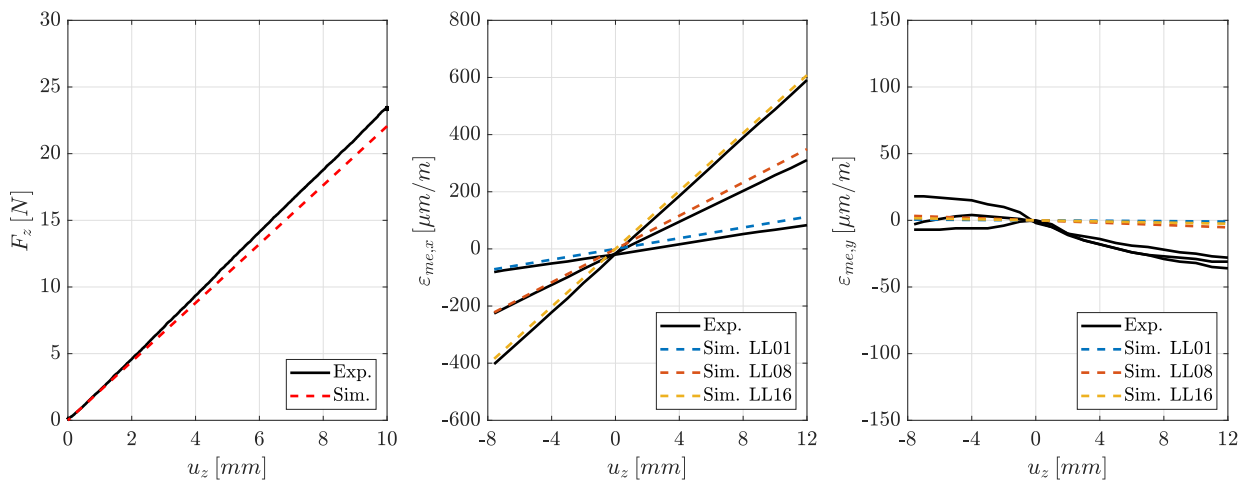


Abbildung 5.3: Validierung des Simulationsergebnisses für die Kraftreaktion der PCB-Biegung (links) und für die mechanischen Dehnungen unter isothermer Biegung in x-Richtung (Mitte) und y-Richtung (rechts).

PCB-Oberfläche ist in Abbildung 5.4 für die Belastung unter HT und LT dargestellt.

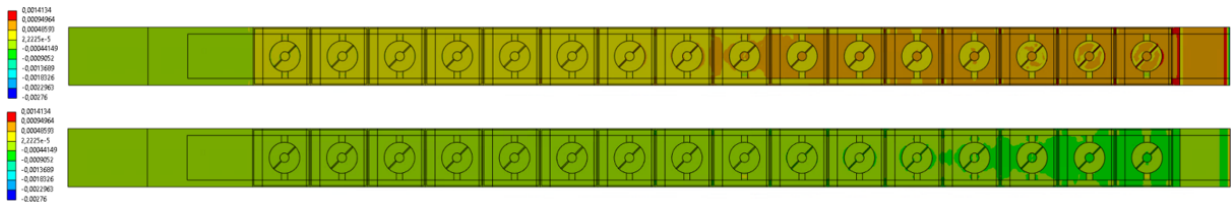


Abbildung 5.4: Simulationsergebnis für die mechanischen Dehnungen des PCB-Streifens bei HT (oben) und LT (unten).

Hierbei wird der Effekt der unterschiedlichen CTE deutlich, wobei die Kupferpads entsprechend geringere Dehnungen aufweisen als das darunterliegende Prepreg und damit die Verformung insgesamt behindern. Im nächsten Schritt wird die Lösung des Verschiebungsfeldes aus der Simulation des PCB-Streifens als Randbedingung für die in Abbildung 5.5 dargestellte Einheitszelle importiert, welche die Bauteilposition eines MLCC repräsentiert. Diese zusätzliche Modellreduktion mittels Submodellierung erlaubt eine wesentlich feinere Vernetzung der gesamten Baugruppe, sodass die lokalen Belastungen insbesondere im Bereich der Lötstellen aufgelöst werden. Die Lösung der Verformung für den Platinenstreifen liefert ein koordinatengebundenes Verschiebungsfeld, sodass über eine Translation der Einheitszelle in x-Richtung innerhalb dieses Lösungsfeldes die Randbedingungen aller betrachteten Belastungsstufen realisiert werden können. Da bei diesem Submodellansatz ausschließlich Schnittverschiebungen importiert werden, ist bei der Simulation der Einheitszelle zusätzlich die thermische Randbedingung mitberücksichtigt. Abbildung 5.6 zeigt hierzu das Simulationsergebnis für die mechanischen Dehnungen in x- und y-Richtung für den

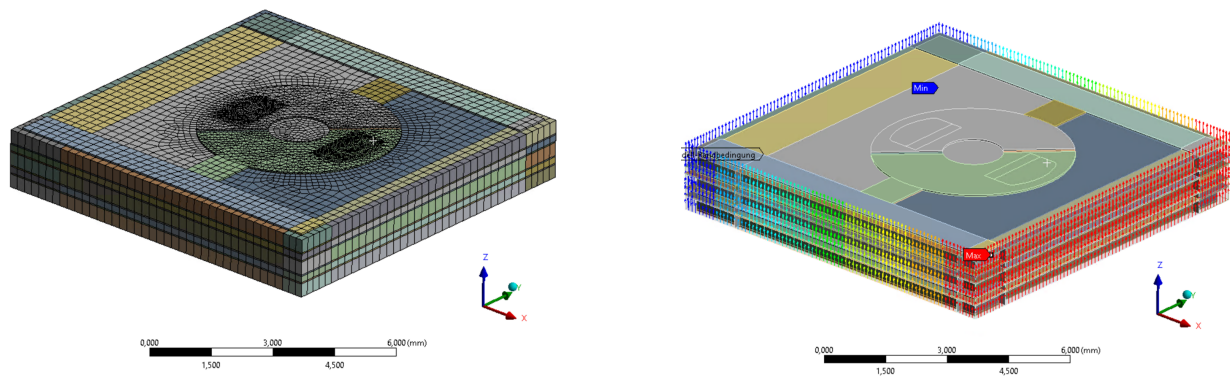


Abbildung 5.5: Vernetztes Submodell der Einheitszelle (links) und Einheitszelle mit importierter Verschiebungsrandbedingung (rechts).

Platinenstreifen bei HT und LT, sowie die Lösungen der Einheitszelle bei entsprechender Translation innerhalb des gelösten Verschiebungsfeldes.

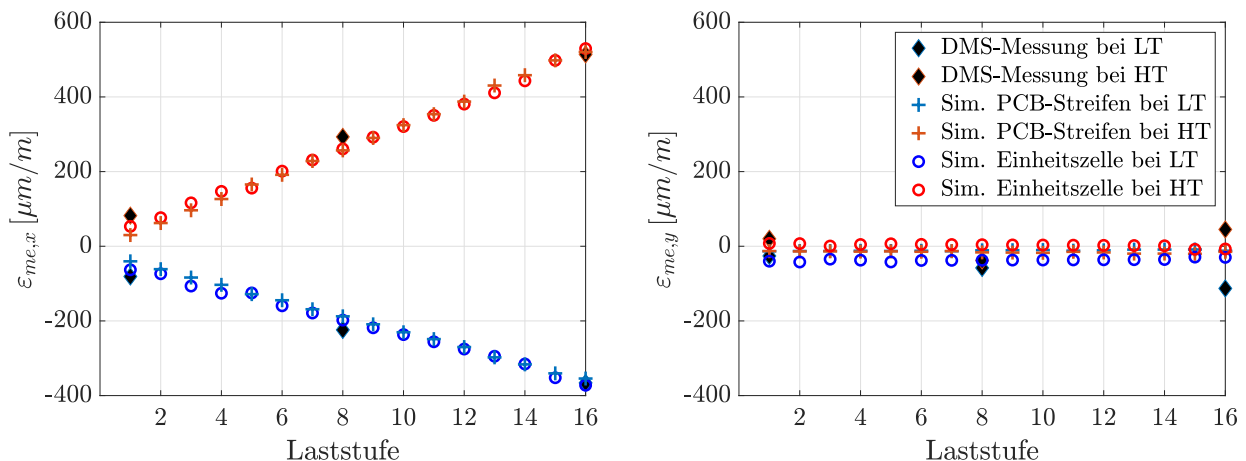


Abbildung 5.6: Validierung des Submodellansatzes für die mechanischen Dehnungen unter thermischer und mechanischer Belastung für alle Lastniveaus.

Dabei ist im Abgleich mit den gemessenen Dehnungen auf den drei Laststufen für diese Modellreduktion eine gute Übereinstimmung nachgewiesen, sodass mithilfe der Einheitszelle die Dehnungsverteilung auf dem PCB-Streifen abgebildet werden kann.

5.1.2 Modellierung der Baugruppe

Zur Vervollständigung der Baugruppe wird das Submodell der Einheitszelle aus dem vorherigen Abschnitt um den Kondensator sowie der beiden Lötstellen erweitert. Der MLCC besteht aus einem vorwiegend keramischen Dielektrikum, an welchem beidseitig jeweils eine Silberterminierung den Kontakt zu den Lötstellen herstellt. Die für das Simulationsmodell

angenommenen Werte der Form- und Lageparameter beziehen sich dabei auf den Mittelwert der jeweiligen Verteilung, dargestellt in Tabelle 5.2

Tabelle 5.2: Für das MLCC-Simulationsmodell angenommene Form- und Lageparameter basierend auf den Fertigungsdaten des gelöteten MLCCs des Herstellers A.

Parameter	Wert
L_{MLCC}	$3194 \mu m$
B_{MLCC}	$1758 \mu m$
H_{MLCC}	$1760 \mu m$
α	$-0,26^\circ$
β	0°

Aufgrund der komplexen Ausformung der Lötstellengeometrie ist es nicht ohne Weiteres möglich, allein auf Grundlage eines Querschliffes diese Form zu rekonstruieren. Daher werden CT-Aufnahmen und die Daten aus der SPI-Messung herangezogen, um Form und Volumen der Lötstellen realitätsgetreu zu modellieren. Hierzu wird aus einer Serie von CT-Aufnahmen mit einem Bildabstand von $20 \mu m$ in Längsrichtung des Kondensators mithilfe digitaler Bildverarbeitungsalgorithmen automatisiert die Lötstellengeometrie (Meniskusform) detektiert und so ein dreidimensionaler Körper aus den 2D-Daten extrudiert. Die Grundfläche der Padgeometrie ist dabei durch das Layout vorgegeben und wird als unveränderlich angenommen. Abbildung 5.7 zeigt hierzu den die einzelnen Schritte der Lötstellenrekonstruktion basierend auf den CT-Aufnahmen.

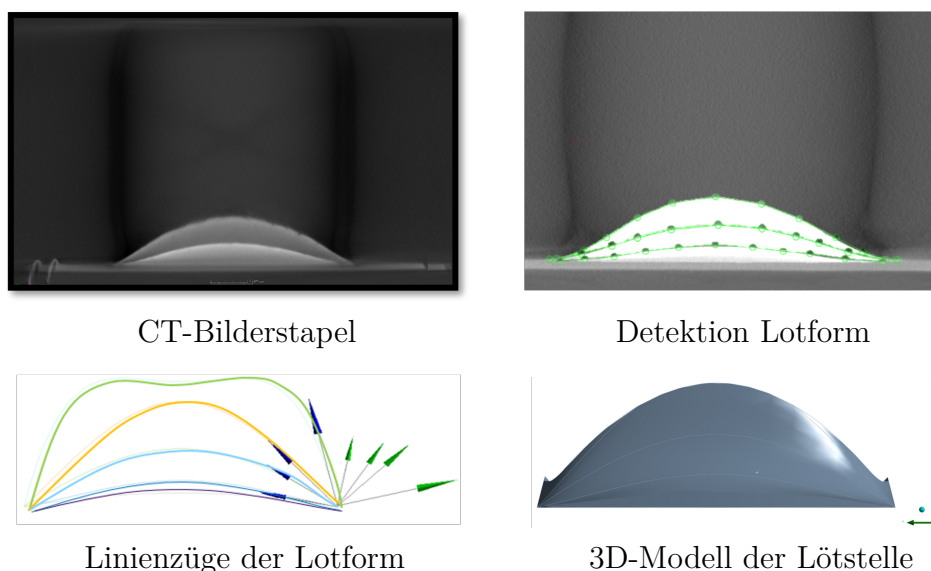


Abbildung 5.7: Überführung eines Stapels von CT-Aufnahmen in eine 3D-Geometrie für das FE-Modell des MLCC.

Der resultierende Körper der Lötstelle ergibt sich durch eine Subtraktion vom durchdringenden Volumen des MLCC. Die Geometrien von Dielektrikum und der Terminierung gehen aus den vorangestellten Messungen und Mittelschnitten der CT-Aufnahmen hervor. Zur Validierung der Modellierung zeigt Abbildung 5.8 den Mittelschnitt aus einer CT-Aufnahme vom Bauelement des Herstellers A mit $V_{rel} = 100\%$ im Abgleich mit dem jeweils zugehörigen Mittelschnitt des FE-Modells.

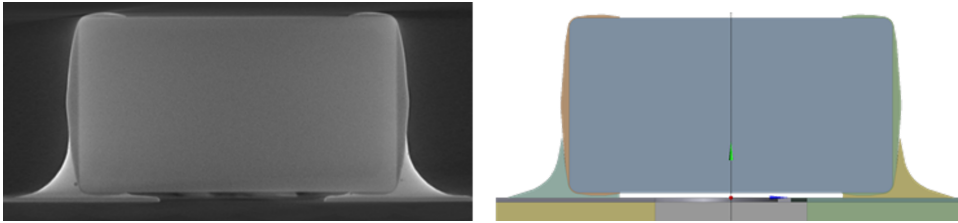


Abbildung 5.8: Vergleich eines MLCC-Mittelschnitts aus dem CT (links) mit dem Mittelschnitt des FE-Modells (rechts) für den Hersteller A mit $V_{rel} = 100\%$.

Maßgeblich zur Validierung der Vergleichbarkeit von modellierter mit realer Lötstellen-geometrie sind die Mittelwerte der Verteilung der SPI-Daten μ_{SPI} . Für die Modellierung der Lötstellen wird angenommen, dass unabhängig vom gedruckten Lötpastendepot stets derselbe Anteil anorganischer Additive während des Reflow-Lötprozesses verdampft. Somit müssen die Verhältnisse zwischen den Lötvolamina nach dem Lötprozess über die Varianten hinweg erhalten bleiben. Abbildung 5.9 zeigt hierzu die FE-Modelle der Bauelemente des Herstellers A unter Variation von V_{rel} auf der PCB-Einheit zelle.

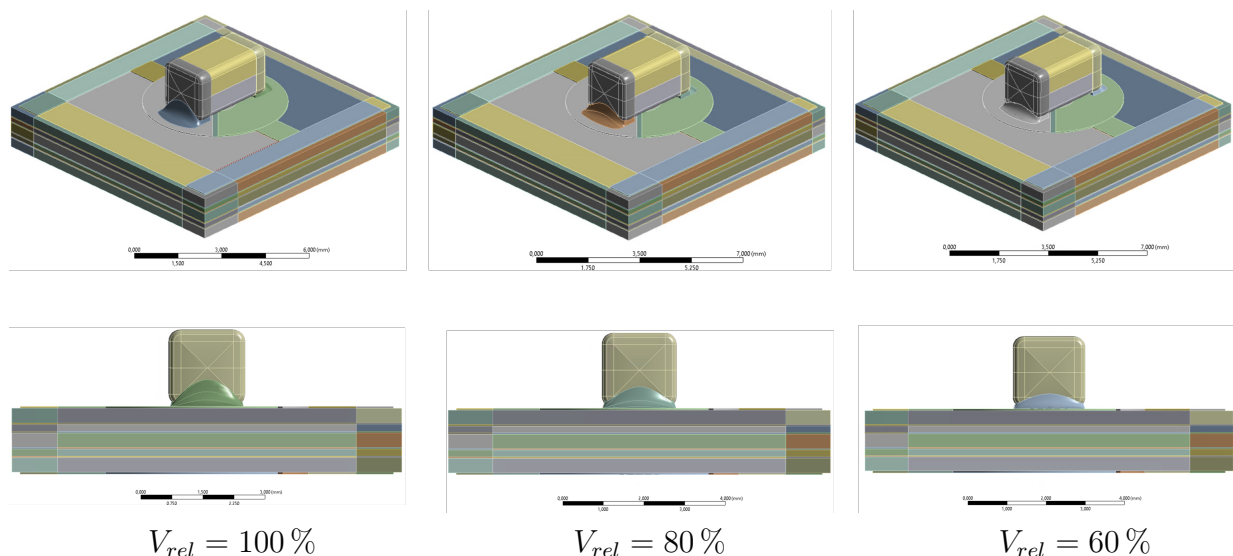


Abbildung 5.9: Submodelle der Einheit zelle mit aufgelötetem MLCC des Herstellers A für verschiedene Löt volumen.

Die Materialzuweisung der einzelnen Komponenten der Baugruppe sowie die entsprechenden Eigenschaften bei Raumtemperatur sind Tabelle 5.3 zu entnehmen. Dabei sind die anisotropen Materialeigenschaften des Dielektrikums nach [148] berechnet, wobei für die Homogenisierung 400 Nickelelektroden angenommen werden.

Tabelle 5.3: Materialdaten bei Raumtemperatur für die am FE-Modell des MLCC beteiligten Werkstoffe.

Material	E [GPa]	CTE_x [1/K]	CTE_y [1/K]	CTE_z [1/K]	ν [-]
Dielektrikum [148]	125	$10,2 \cdot 10^{-6}$	$10,2 \cdot 10^{-6}$	$7,9 \cdot 10^{-6}$	0,32
Silberterminierung [149]	82	$17,8 \cdot 10^{-6}$	$17,8 \cdot 10^{-6}$	$17,8 \cdot 10^{-6}$	0,35
Lötwerkstoff	52	$18,2 \cdot 10^{-6}$	$18,2 \cdot 10^{-6}$	$18,2 \cdot 10^{-6}$	0,36

5.2 Numerische Vorhersage des Einflusses der Belastungsart auf die Lötstelle

Entscheidend für die Berechnung der akkumulierten Schädigung innerhalb der Lötstellen des Kondensators ist die präzise Modellierung der aufgebrachten mechanischen und thermischen Belastungsrandbedingungen in Abhängigkeit der Belastungsstufe. Aufgrund des in Abschnitt 2.4 vorgestellten Einflusses der Triaxialität auf das Schädigungsverhalten der Lötstelle werden somit zunächst die Übertragungskräfte zwischen dem Lötkontakt und dem Kupfersubstrat in Abhängigkeit des Lastniveaus ausgewertet, welche Art und Höhe der Belastung auf die Lötstellen charakterisieren. Die aus der Simulation resultierenden Kraftvektorfelder sind qualitativ in Abbildung 5.10 für die Belastungszustände HT und LT in der höchsten Belastungsstufe dargestellt.

Dadurch wird die Komplexität des Spannungszustandes in der Kontaktfläche deutlich, wo sich innerhalb eines Belastungszeitpunkts sowohl zug- als auch scherdominante Belastungszonen ausbilden. Zur Bewertung der Belastungshöhe in Abhängigkeit der Laststufe innerhalb der Biegekonfiguration wird die Summe der zuvor beschriebenen Kraftvektoren aller Knoten sowohl in den beiden Scherrichtungen $F_{I,x}$ und $F_{I,y}$ als auch in Zug-, bzw. Druckrichtung $F_{I,z}$ zugrunde gelegt. Hierfür zeigt Abbildung 5.11 die resultierenden Anteile der Kraftvektoren für den Fall einer isothermen Temperaturrandbedingung bei $T = T_{ref}$ sowie für $T = T_{max}$, bzw. $T = T_{min}$ bei einer Auslenkung von $u_z = u_{z,max}$ und $u_z = u_{z,min}$ über alle Lastniveaus.

Dabei sind für beide Belastungszustände unter isothermer Biegung die Summe der Scherkräfte in x-Richtung betragsmäßig am höchsten, wohingegen in y-Richtung kaum Reaktionskräfte

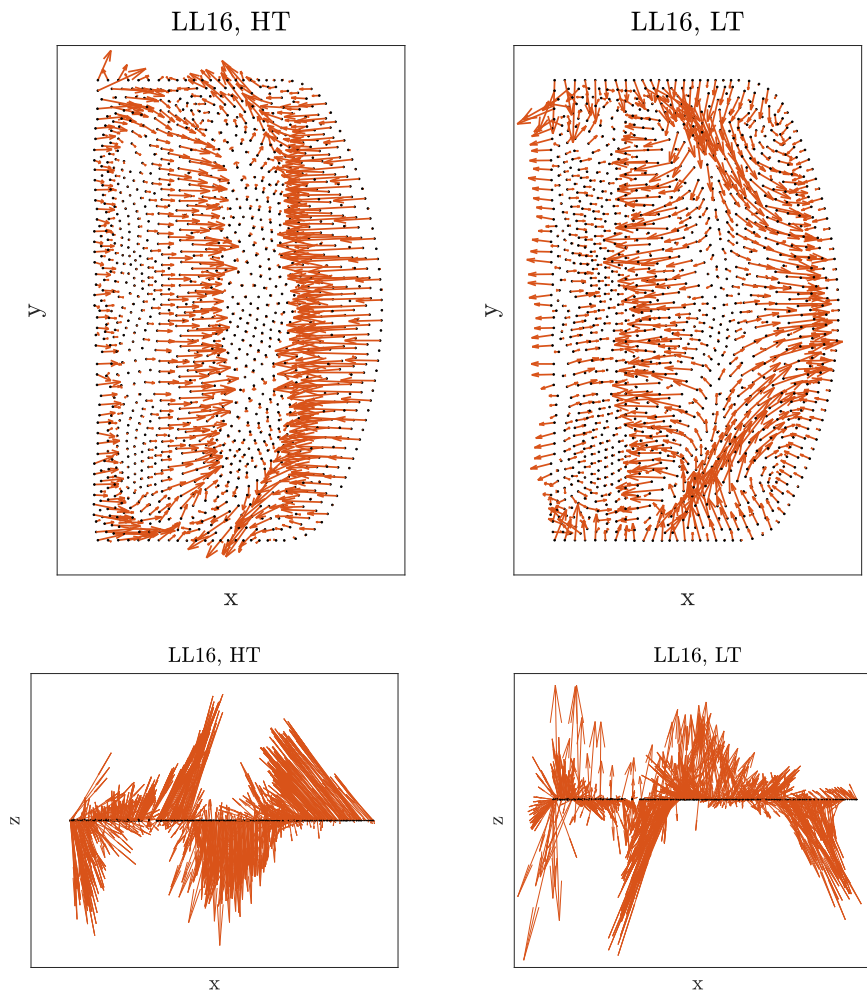


Abbildung 5.10: Qualitative Darstellung der Kraftvektorfelder in der Kontaktfläche zwischen Lötstelle und Kupfer-Pad für HT (links) und LT (rechts) in der höchsten Belastungsstufe.

festgestellt werden können. Letzteres ist auf den Testaufbau zurückzuführen, welcher eine nahezu freie Ausdehnung der Platinen in y-Richtung zulässt. Außerdem sind über alle Lastniveaus betragsmäßig höhere Kräfte unter negativer Biegung festzustellen. Weiterhin ist zu erkennen, dass der Gradient der Kraftbeträge vor allem unter positiver Biegung über die Belastungsstufen hinweg gering ausgeprägt ist. Vergleichend hierzu zeigen die Reaktionskräfte unter Temperatureinfluss bei HT und LT insgesamt etwas geringere Werte in der Lötkontaktfläche unabhängig der Kraftvektorrichtung. Außerdem resultiert der Temperatureinfluss in einem höheren Gradienten der Kraftbeträge bezogen auf die Belastungsstufe. Unverändert hingegen ist auch hier ein scher-dominanter Lastfall unabhängig der Lasthöhe und des Belastungszustandes (HT oder LT) vorzufinden. Der wesentliche Unterschied besteht allerdings in einem Vorzeichenwechsel der Kräftesummen im Bereich von Laststufe drei

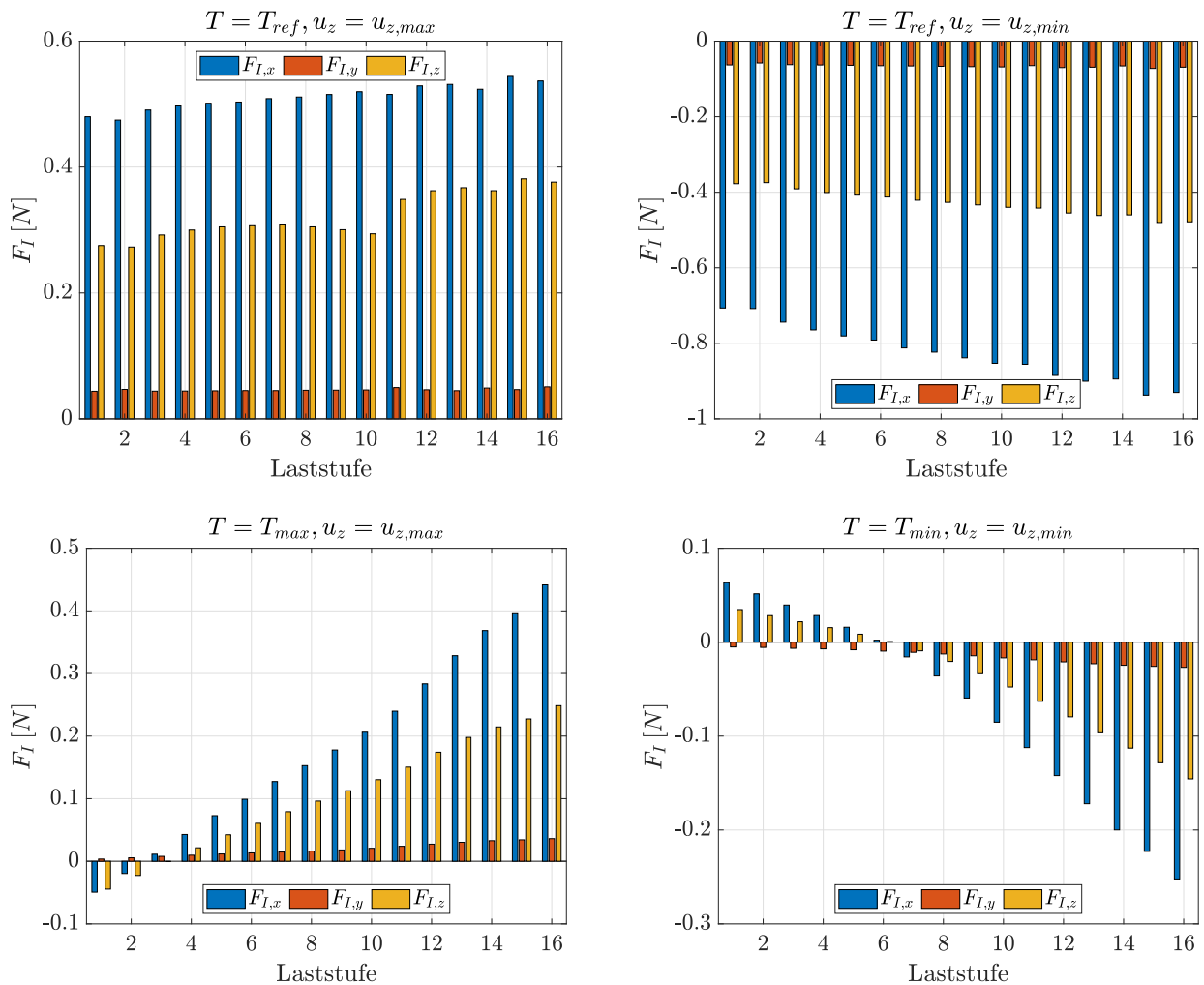


Abbildung 5.11: Auswertung der resultierenden Kräfte in der Grenzfläche zwischen Lötstelle und Kupfer-Pad bei allen Laststufen für die isotherme Biegelast (oben) sowie für HT und LT (unten).

bei HT, bzw. Laststufe sechs bei LT. Dies ist auf die verschiedenen temperaturabhängigen Wärmeausdehnungseigenschaften von Lötmaterial und Kupfer zurückzuführen, wonach die thermisch induzierte Dehnung die mechanische im unteren Laststufenbereich dominiert. Unter LT findet dieser Wechsel bei höherer Laststufe als bei HT statt, da bei T_{min} geringere mechanische Dehnungen vorherrschen. Hierdurch wird deutlich, dass unter den gegebenen Testrandbedingungen von Laststufe drei bis sechs stets ein Zug-Scher-dominanter Belastungszustand unabhängig der Temperatur und des Verformungszustandes der Platine vorherrscht. Bezogen auf das Ausfallverhalten der Lötstellen ist der Einfluss dieses Zustandes nicht ohne Weiteres zu quantifizieren, da bei Versuchsende in diesem Laststufenregime sehr wenige Ausfalldaten vorliegen. Jedoch lässt sich in Abbildung 4.18 ein Trend erkennen, wonach ab Laststufe sechs die Ausfallzeitpunkte wieder zu kleineren Zyklenzahlen

hin tendieren. Aufgrund der ausgeprägt schwachen Datenlage kann hierzu jedoch keine abschließende Aussage hinsichtlich des Schädigungsverhaltens getroffen werden, welches durch das Simulationsergebnis gestützt würde.

5.3 Simulation des Lötstellenversagens in Abhängigkeit der Belastungshöhe

Die Basis bei der Auswertung der lastabhängigen Schädigung innerhalb der Lötstelle bildet die Struktursimulation des PCB-Streifens. Zwecks numerischer Stabilisierung der Ergebnisse wird die FE-Simulation für diese für fünf vollständige Temperatur-Biegezyklen durchgeführt, um das ortsgebundene Verschiebungsfeld zu ermitteln. Zusätzlich zur Verschiebungsrandbedingung des Submodells wird auch die thermische Randbedingung für die gesamte Baugruppe über fünf Zyklen definiert. Die im letzten stabilisierten Zyklus ermittelten äquivalenten inelastischen Dehnungen aller Elemente der jeweiligen Lötstelle werden nach der VWA-Methode über deren Volumen gemittelt ($\Delta\varepsilon_{acc}^{pl}$) um numerische Effekte wie Singularitäten die Lösungsgrößen betreffend zu minimieren. Um den Einfluss der Belastungshöhe zu ermitteln, werden FE-Simulationen für die sechs höchsten Laststufen für das Bauelement des Herstellers A mit $V_{rel} = 100\%$ durchgeführt und $\Delta\varepsilon_{acc}^{pl}$ ermittelt. Dies liegt darin begründet, dass zu Versuchsende für die höchsten sechs Belastungsstufen eine Ausfallwahrscheinlichkeit von 90% erreicht ist und damit eine statistisch signifikante Grundgesamtheit an Bauteilausfällen vorliegt. Zur Parametrierung der Lebensdauermodelle sind die Form- und Lageparameter dabei auf den gemessenen Erwartungswert der jeweiligen Verteilung eingestellt, um den geometrisch mittleren Zustand mit dem lastabhängigen MTTF zu korrelieren. Abbildung 5.12 zeigt hierzu das vernetzte Submodell der Baugruppe (Hersteller A, $V_{rel} = 100\%$) in diesem mittleren Zustand sowie das Simulationsergebnis für die Verteilung der inelastischen äquivalenten Dehnungen ε_{eqv}^{pl} innerhalb der beiden Lötstellen nach dem fünften Belastungszyklus in der höchsten Laststufe.

Für den Nachweis der lastabhängigen Schädigungsevolution in den Lötkontakten zeigt Abbildung 5.13 die Simulationsergebnisse exemplarisch für ε_{eqv}^{pl} in den Belastungsstufen 16, 14 und 11.

Dabei zeigt sich unabhängig der Belastungsstufe eine Lokalisierung der inelastischen Dehnung im Standoff beider Lötstellen an der Kontaktfläche zur Bauteilterminierung. Weiterhin akkumuliert die der Biegelinie zugewandte und damit höher belastete Lötstelle entsprechend einen größeren Dehnungsbetrag. Die Verteilung der Schädigungsgröße ist dabei unsymmetrisch zur xz-Ebene, was sowohl aus der Inklination des Bauelementes als auch aus

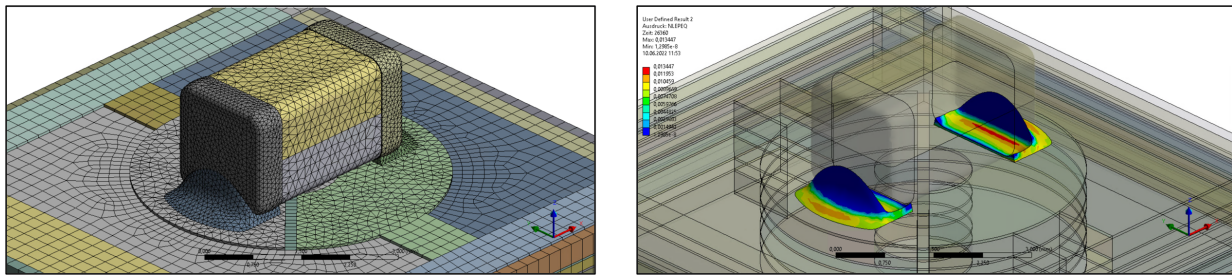


Abbildung 5.12: Vernetztes FE-Submodell der Einheitszelle (links) und Simulationsergebnis für die Verteilung der akkumulierten plastischen Dehnung in den beiden Lötstellen (rechts).

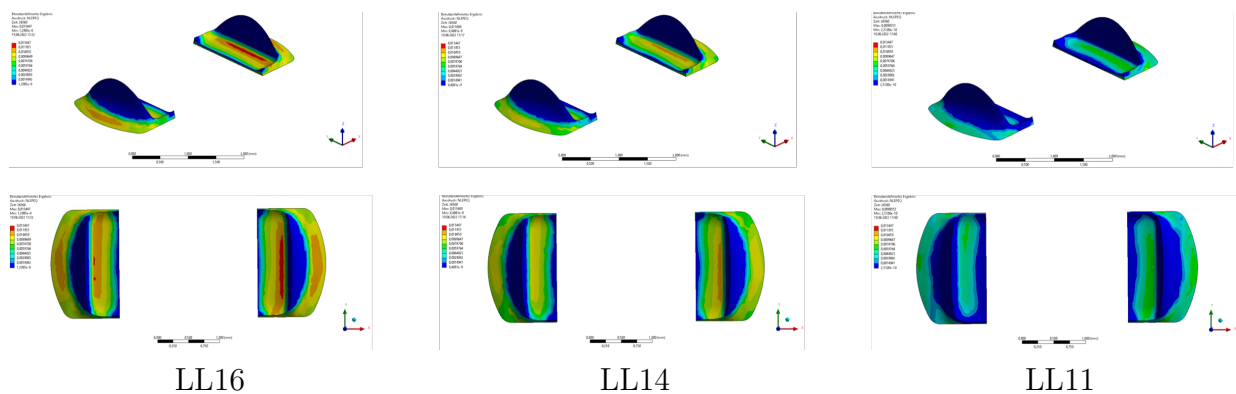


Abbildung 5.13: Simulationsergebnisse für die nach dem fünften Zyklus akkumulierten plastischen Dehnungen bei unterschiedlichen Belastungsniveaus.

anisotropen Materialeigenschaften und dem unsymmetrischen Layout des Lagenaufbaus der PCB herrührt. Abbildung 5.14 zeigt die errechneten Werte für $\Delta\varepsilon_{acc}^{pl}$ in Abhängigkeit der Dehnungsamplitude sowie die Korrelation zwischen $\Delta\varepsilon_{acc}^{pl}$ und den experimentell ermittelten Ausfallzyklen des MTTF.

Die in Abbildung 5.14 zugrunde gelegten MTTF-Werte basieren auf den Ausfallzyklen aus dem Fit für die Dehnungs-Wöhlerlinien, wodurch die kleinere Grundgesamtheit an Bauteilausfällen für die reduzierten Lötolumen kompensiert wird. Das Simulationsergebnis zeigt in physikalisch sinnvoller Art und Weise sowohl den Effekt der äußeren Belastung als auch den Einfluss des Lötolumens, wonach ein kleines Volumen in Kombination mit einer hohen Belastung zwangsläufig zum höchsten Wert für $\Delta\varepsilon_{acc}^{pl}$ führt. Außerdem lassen sich die Belastungshöhe und die errechnete Schädigungsgröße über einen Potenzansatz, respektive eine Wöhlerlinie ausdrücken. Dennoch ist bei Korrelation mit den experimentell ermittelten Ausfallzyklen zu erkennen, dass sich die Abhängigkeit von äußerer Belastung und Lötstellengeometrie nicht durch einen universellen Potenzansatz beschreiben lässt. Jedoch sind ähnliche Werte für den Coffin-Manson-Parameter m festzustellen, was bei identischem Lötwerkstoff den Erwartungen entspricht. Für ein identisches relatives Lötolumen bei Wech-

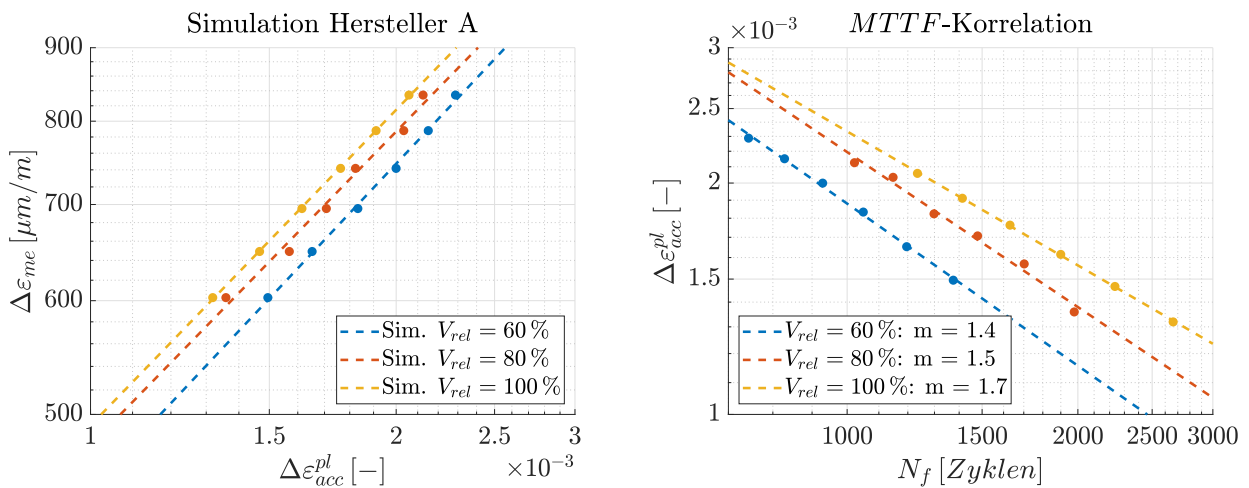


Abbildung 5.14: Zusammenhänge zwischen lokaler Dehnung auf dem Kupfer-Pad und akkumulierter FE-Schädigungsgröße für die drei Löt volumenvarianten des Herstellers A (links) und zugehörige belastungsabhängige Coffin-Manson-Fits (rechts).

sel des Bauelementherstellers zeigt Abbildung 5.15 entsprechend das Simulationsergebnis in Abhängigkeit der mechanischen Belastung und die zugehörigen Coffin-Manson-Fits.

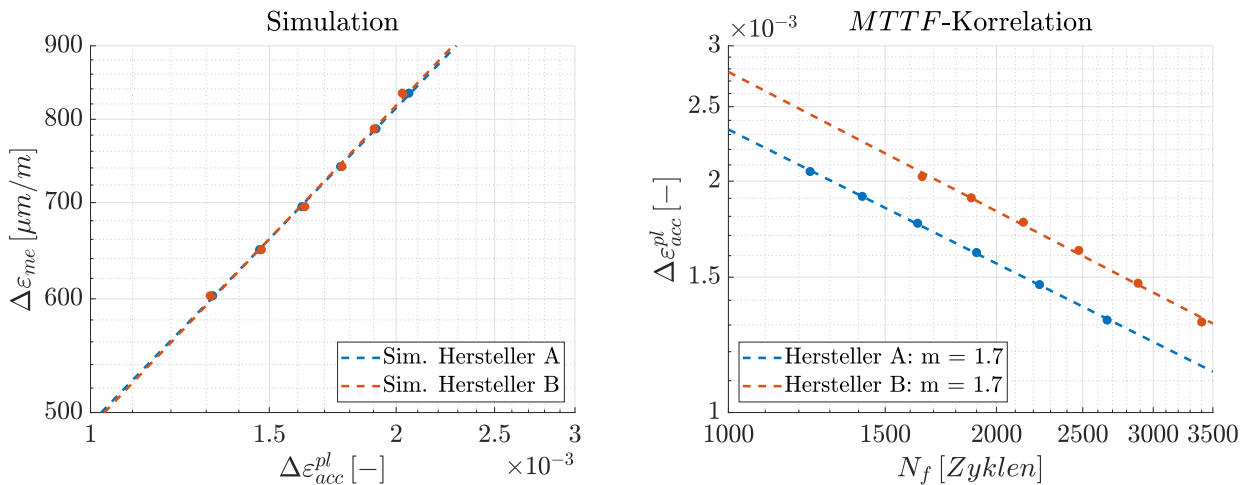


Abbildung 5.15: Zusammenhänge zwischen lokaler Dehnung auf dem Kupfer-Pad und akkumulierter FE-Schädigungsgröße für die beiden Bauteilhersteller (links) und zugehörige belastungsabhängige Coffin-Manson-Fits (rechts).

Hierbei wird deutlich, dass sich ein kleineres Bauelement nicht merklich auf das Simulationsergebnis auswirkt. Bei Korrelation der akkumulierten plastischen Dehnungen mit den MTTF aus dem Experiment zeigt sich demnach auch ein vergleichbarer Materialparameter m , jedoch sind die beiden Kurven aufgrund der längeren Lebensdauer der Bauelemente des Herstellers B horizontal nach rechts verschoben. Somit ist es auch hier nicht möglich,

einen allgemeingültigen Zusammenhang zu finden, welcher beide Bauteilvarianten abdeckt. Diese Art der numerischen Lebensdauerprognose ist daher in ihrer Aussage limitiert, sobald ein Wechsel des Bauelements vorgenommen wird. Erfolgt die Korrelation über konstante Belastungsniveaus bei identischem Hersteller über verschiedene relative Löt volumen, lassen sich auch hier entsprechende Coffin-Manson-ähnliche Lebensdauer Gesetze mit untereinander ähnlichen Werten für m unabhängig der Löt kontaktgeometrie ableiten. Abbildung 5.16 zeigt diese Zusammenhänge für die entsprechenden Belastungsniveaus.

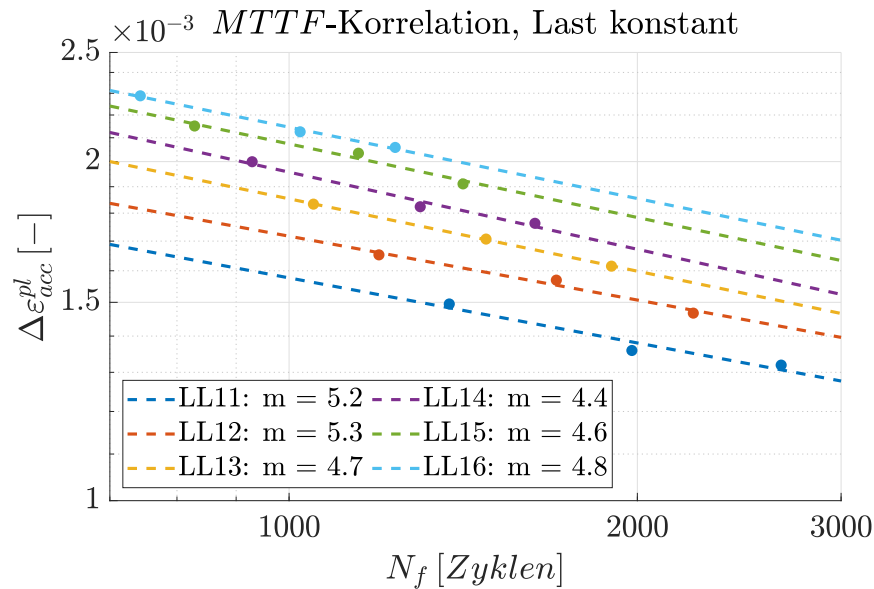


Abbildung 5.16: Coffin-Manson-Fits unter der Annahme konstanter Belastungshöhe für die drei Löt volumenvarianten des Herstellers A.

Die hier für jede Belastungsstufe dargestellten Zusammenhänge sind jedoch aufgrund der kleinen Anzahl von drei getesteten Volumenvarianten nur begrenzt aussagefähig. Daher ist nicht mit endgültiger Sicherheit davon auszugehen, dass die Parameter dieser Lebensdauer Gesetze auch außerhalb der Grenzen für das relative Löt volumen Gültigkeit besitzen. Dies liegt darin begründet, dass bei solchen numerischen Untersuchungen immer ein gleichbleibender Schädigungsmodus vorausgesetzt wird, was in dem hier betrachteten experimentellen Aufbau jenseits der getesteten Varianten nicht sichergestellt werden kann.

Kapitel 6

Diskussion der Ergebnisse

Bei der Erprobung von SMD-Bauteilen für den Einsatz in Automotive-Anwendungen stellen sich seit jeher Fragen hinsichtlich des Einflusses von Belastungsrandbedingungen und prozessbedingten Aufbauschwankungen auf die Zuverlässigkeit solcher Baugruppen. Auf Basis der im Rahmen dieser Untersuchung experimentell erhobenen Lebensdauerdaten soll daher im Abschnitt 6.1 zunächst der lebensdauerreduzierende Einfluss der mechanischen Belastungshöhe auf die Ausfallcharakteristik der Kondensatorlötstellen diskutiert werden. Im Zuge dieser Diskussion wird ein analytisches Lebensdauermodell vorgeschlagen, welches die ertragbaren Lastwechsel in Abhängigkeit der mechanischen Belastungshöhe unter Berücksichtigung der Streuung bei bestimmten Ausfallwahrscheinlichkeiten vorhersagt. Anschließend werden in Abschnitt 6.2 die Geometrieparameter der Bauteile sowie deren Aufbautoleranzen mit der lastabhängigen Ausfallwahrscheinlichkeit der Kondensatorlötstellen korreliert, um lebensdauerbeeinflussende Parameter zu identifizieren. Zuletzt widmet sich Unterkapitel 6.3 der numerischen Lebensdauervorhersage der Kondensatorlötstellen auf Basis der Ergebnisse aus der FE-Simulation. Dazu wird auch hier ein analytisches Modell entwickelt, mit welchem die Vorhersage des MTTF für verschiedene Lötstellenvolumen unter variabler Last ermöglicht wird.

6.1 Belastungsabhängige Streuung der Lebensdauerdaten

Maßgeblich für die Charakterisierung von Ausfallwahrscheinlichkeiten in Abhängigkeit der äußeren Belastungshöhe sind die Parameter der Weibullverteilungen innerhalb eines jeden Lastniveaus. Dazu sind in Abbildung 6.1 entsprechend diese Zusammenhänge für jeden einzelnen Weibull-Parameter für die Bauteile des Herstellers A mit $V_{rel} = 100\%$ dargestellt. Dabei zeigt sich eine eindeutige (Potenz-)Abhängigkeit des Skalen- und Schwellenwertparameters von der lokalen Dehnungsamplitude der Platine, wohingegen der Formparameter β

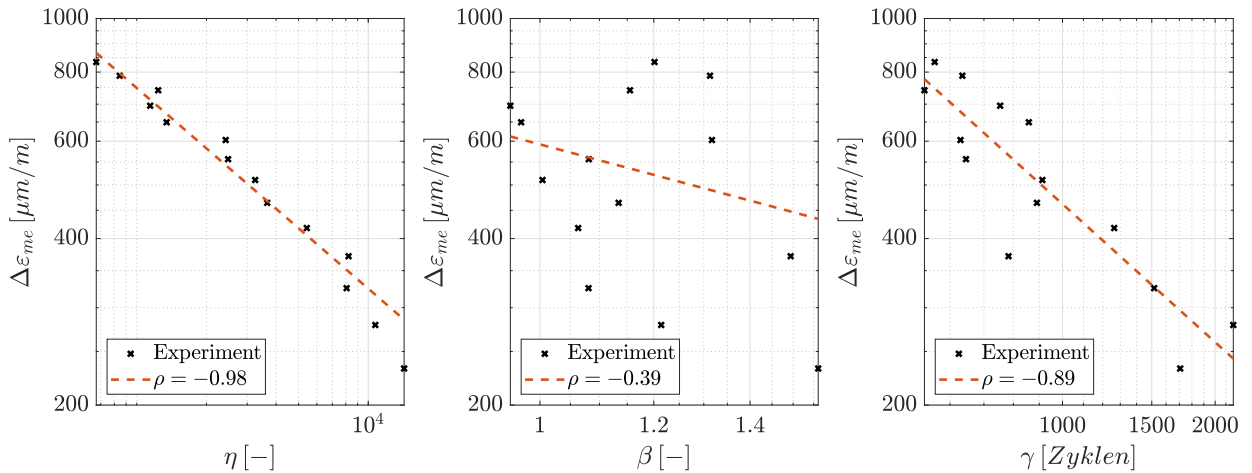


Abbildung 6.1: Korrelation zwischen mechanischer Platinendehnungsamplitude und den Parametern der 3P-Weibull-Verteilungen für Hersteller A mit $V_{rel} = 100\%$

weitestgehend unabhängig der Lasthöhe um $\beta \approx 1,1$ schwankt. Die Abhängigkeit von η rührt dabei von einer breiteren Verteilung der PDF, welche eine höhere Streuung der Lebensdauerdaten mit abnehmender Belastung charakterisiert. Der Schwellenwertparameter γ dient der Beschreibung der ausfallfreien Zeit, welche mit abnehmender äußerer Last ansteigt. Diese von Castillo [132] in Abschnitt 2.6.1 aufgeführten Eigenschaften des Lebensdauerdatensatzes können damit hinsichtlich der Streuung bestätigt werden. Gleichzeitig bedeutet eine starke Lastabhängigkeit der Parameter η und γ eine Einschränkung der Gültigkeit des Regressionsmodells aus Gleichung 2.28 aufgrund der dort als konstant angenommenen Weibull-Parameter. Aus diesem Grund muss das von Engelmaier vorgeschlagene Lebensdauermodell (s. Gleichung 2.27) um einen Term erweitert werden, welcher die ausfallfreie Zeit des Systems in Abhängigkeit der Dehnungsamplitude beschreibt. Zusätzlich wird zur Beschreibung der belastungsabhängigen Lötstellenermüdung der bekannte Coffin-Manson-Zusammenhang angenommen. Dieses angepasste Modell ist somit in der Lage, die ertragbaren Lastwechsel bis zum Ausfall N_f unter Angabe eines Lasthorizontes (hier: Platinendehnungsamplitude $\Delta\varepsilon_{me}$) bei einer bestimmten Ausfallwahrscheinlichkeit F zu ermitteln:

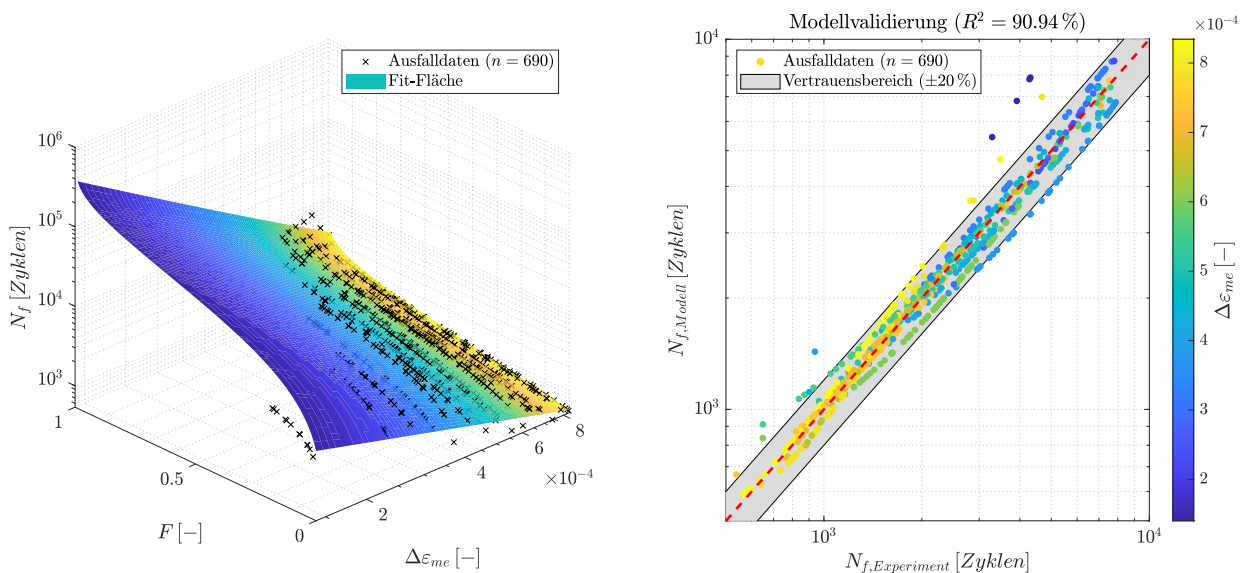
$$N_f(\Delta\varepsilon_{me}, F) = \underbrace{C_1(\Delta\varepsilon_{me})^{-m_1}}_{\text{Ausfallfreie Zeit}} + \underbrace{C_2(\Delta\varepsilon_{me})^{-m_2}}_{\text{Lötstellenermüdung}} \underbrace{\left(\frac{\ln(1-F)}{\ln(0,5)}\right)^{\frac{1}{\beta}}}_{\text{Weibull-Term}} \quad (6.1)$$

Hierzu sind in Tabelle 6.1 die entsprechenden Modellkonstanten für die Lebensdauerdaten der drei Löt volumenvarianten der Bauteile des Herstellers A und des Herstellers B sowie das zugehörige R^2 zur Beschreibung der Modellgüte aufgelistet. Es zeigt sich, dass das neu entwickelte Modell die experimentellen Daten auch für verschiedene Löt volumen sehr gut

Tabelle 6.1: Parameter für das in Gleichung 6.1 eingeführte Lebensdauermodell für die erprobten PCB-Varianten.

Hersteller	V_{rel}	R^2	C_1	m_1	C_2	m_2	β
A	100 %	(91 %)	0,2623	1,0876	$3,2587 \cdot 10^{-6}$	2,6686	1,0876
A	80 %	(90 %)	1,9247	0,78187	$9,1237 \cdot 10^{-6}$	2,4128	1,1234
A	60 %	(90 %)	2,7602	0,75097	$9,3527 \cdot 10^{-5}$	2,1681	1,127
B	100 %	(90 %)	0,1396	1,1562	$1,7737 \cdot 10^{-6}$	2,8041	1,1894

beschreibt. Aufgrund der Unabhängigkeit des Formparameters von der äußeren Last lässt sich für jede Variante ein „mittlerer“ Wert für β finden, welcher den jeweiligen Datensatz ausreichend genau beschreibt. Der Parameter m_2 nimmt dabei für alle betrachteten Varianten Werte an, welche für Coffin-Manson-Exponenten bleifreier Lötwerkstoffe üblich sind. Anhand der Parameter C_1 und m_1 lässt sich feststellen, dass mit abnehmendem Lötvolumen die ausfallfreie Zeit verkürzt wird und die Sensitivität gegenüber der Lastamplitude sinkt. Weiterhin zeigt sich auch eine hohe Modellgüte in Bezug auf die Lebensdauerdaten des Herstellers B, wonach das Modell damit auch wesentlich breiter streuende Datensätze adäquat abbilden kann. Zusätzlich ist am Beispiel des Datensatzes für $V_{rel} = 100\%$ des Herstellers A in Abbildung 6.2-links die Response-Fläche dargestellt, welche sich aus der Parametrierung des Modells ergibt. Weiterhin wird in Abbildung 6.2-rechts die Modellgüte


Abbildung 6.2: Response-Fläche für das Lebensdauermodell mit allen experimentell erhobenen Lebensdauerdaten für Hersteller A mit $V_{rel} = 100\%$ (links) und Darstellung der Modellgüte (rechts).

sichtbar, wobei die Ausfalldaten in Abhängigkeit der äußeren Belastung $\Delta\varepsilon_{me}$ farblich

codiert sind. Durch diese Darstellung wird deutlich, dass bei höherer mechanischer Last (und kleinerer Streuung) das Modell eine genauere Vorhersage der Lebensdauer liefert als bei niedrigerer Belastung. Dennoch befindet sich ein Großteil der prognostizierten Lebensdauern innerhalb eines Vertrauensbereichs von $\pm 20\%$. Die größten Abweichungen sind dabei auf der niedrigsten Belastungsstufe zu beobachten, was mit einer kleinen Grundgesamtheit detektierter Ausfälle und damit einer schwachen Anpassungsgüte der Weibull-Verteilung in Kombination mit einer hohen Datenstreuung begründet wird.

6.2 Einfluss prozessbedingter Schwankungen auf das Ausfallverhalten von Lötverbindungen

Die im Rahmen dieser Untersuchung erprobten Baugruppen wurden nicht unter Laborbedingungen aufgebaut, sondern gehen aus einem realen Steuergerätfertigungsprozess hervor. Entsprechend zielt die Erprobung einer großen Grundgesamtheit an Bauelementen auf eine realistische Abbildung der Fertigungstoleranzen für die Bewertung von Bauteilausfallwahrscheinlichkeiten ab. Konkret wurden daher über 3000 Bauelemente verteilt auf sechs Testplatinen erprobt, sodass die Ergebnisse mit entsprechend hoher statistischer Signifikanz abgesichert sind. Diese Datenlage ermöglicht es in letzter Konsequenz von der Lebensdauermetrik der von der Lötstelle ertragbaren Zyklen zu einer Ausfallwahrscheinlichkeit zu gelangen, welche auch die Verteilung, bzw. die Auftrittshäufigkeit der Fertigungsparameterkombinationen miteinbezieht. An dieser Stelle ist auf die eingangs genannten numerischen Untersuchungen von Wilde [85] hinzuweisen, welche die Einflüsse fertigungsbedingter Streuung von Material- als auch Geometrieparametern auf die Lebensdauer von Chip-Scale-Packages (CSP) betrachten. Der dort vorgeschlagene Ansatz beinhaltet jedoch keine experimentell erhobenen Lebensdauerdaten, sondern zeigt methodische Ansätze zur Vorhersage der Baugruppen-Ausfallwahrscheinlichkeit mit statistisch verteilten Eingangsparametern. Zukowski [150] zeigte später im Rahmen ihrer Dissertation die zugehörige Versuchsmatrix, wobei sie unter anderem Variationen des BGA-Durchmessers der Anschlussfläche, der Lötstopplackdicke, des Lötstellenvolumens oder aber auch des Reflow-Lötprofils an den CSP-Baugruppen vornahm. Aufgrund der hohen Anzahl unabhängiger Eingangsparameter verkleinerte sich die Grundgesamtheit nominal identischer Baugruppen auf drei bis vier Ausfälle, was sich folglich negativ auf die Anpassungsgüte der Weibull-Modelle zur Beschreibung der Ausfallwahrscheinlichkeit auswirkte. Weiterhin wurden die Baugruppen nicht kontinuierlich, sondern alle 500 Temperaturwechsel auf Lötstellenversagen hin überprüft, wodurch sich weitere Unsicherheiten hinsichtlich der Ausfallcharakteristik

ergeben. Die abschließend gezeigten Sensitivitätsanalysen beziehen sich dabei lediglich auf Simulationsdaten, wobei der Durchmesser und damit auch das Volumen der BGA-Lötstellen als signifikant heraussticht.

Die in dieser Arbeit erhobenen Lebensdauerdaten vermitteln nun ein tieferes Verständnis für den zufälligen Charakter des Ausfallverhaltens solcher Baugruppen. Besonders deutlich wird dies bei Betrachtung der Verteilungen, welche sich aus den SPI-Daten der drei Varianten mit unterschiedlichem Lötvolument ergeben (s. Abbildung 3.6). Aufgrund der Streuung durch den Druckprozess der Lötpaste überlappen die Verteilungen variantenübergreifend an den Rändern der Normalverteilungen, wobei vereinzelt Bauteile auf sehr große, bzw. sehr kleine Lötdepots platziert werden. Diese „Randmuster“ treten aber innerhalb der jeweiligen Variante mit einer sehr geringen Wahrscheinlichkeit auf, wodurch dies keine signifikante Auswirkung auf die Ausfallcharakteristik der Baugruppe hat. Entsprechend dazu zeigen auch die Korrelationsmaße der Lötvolumenta varianten- und laststufenübergreifend sehr kleine Werte, welche, wie in Abbildung 4.24 und 4.25 gezeigt, zudem kein einheitliches Vorzeichen aufweisen. Bei Vergleich der Varianten mit reduziertem Lötvolument der Testplatine mit $V_{rel} = 100\%$ des Bauteilherstellers A wird jedoch der lebensdauerreduzierende Einfluss mit kleinerem nominalem Lötdepot deutlich. Somit ist es auch nicht zulässig, das Lötvolument als kontinuierlichen Parameter über die PCB-Varianten zu interpretieren. Vielmehr handelt es sich hierbei um eigenständige Varianten mit individuellen Prozessfenstern, was sich damit unmittelbar auf die Verteilung der Lebensdauerdaten auswirkt. Der Annahme, dass sich durch die Erprobung einzelner ausgewählter (möglicherweise unter Laborbedingungen aufgebauter) „Randmuster“ auf die Ausfallwahrscheinlichkeit einer Baugruppe schließen lässt, ist daher zu widersprechen.

Der Einfluss von Fertigungstoleranzen auf die Ausfallwahrscheinlichkeit der Baugruppe soll nun unter Berücksichtigung mehrerer Belastungsstufen diskutiert werden. Durch das Zusammenfassen der Ausfalldaten der sechs höchsten Laststufen lässt sich die Grundgesamtheit an Bauteilausfällen und damit auch die Anzahl der möglichen Parameterkombinationen erhöhen. Die laststufenübergreifende Betrachtung ist dabei nur im Hinblick auf die Ausfallwahrscheinlichkeit zulässig, da ein Ausfallzyklus auf jedem Belastungsniveau eine andere Bedeutung hinsichtlich der Bauteilzuverlässigkeit aufweist. Hierzu zeigt Abbildung 6.3 die Auswertung der Korrelationsmaße ρ in Abhängigkeit des relativen Lötvolument für den Hersteller A sowie vergleichend für die beiden Bauteilhersteller A und B, wobei die Bauteilausfälle in den sechs höchsten Laststufen für die Korrelationen zusammengefasst sind.

Bei dieser Betrachtung stehen zur Korrelation der Ausfallwahrscheinlichkeiten für die PCB-Varianten mit reduziertem Lötvolument ca. 180 Ausfälle und für die beiden Hersteller mit $V_{rel} = 100\%$ ungefähr jeweils 350 Bauteilausfälle zur Verfügung. Dadurch können die

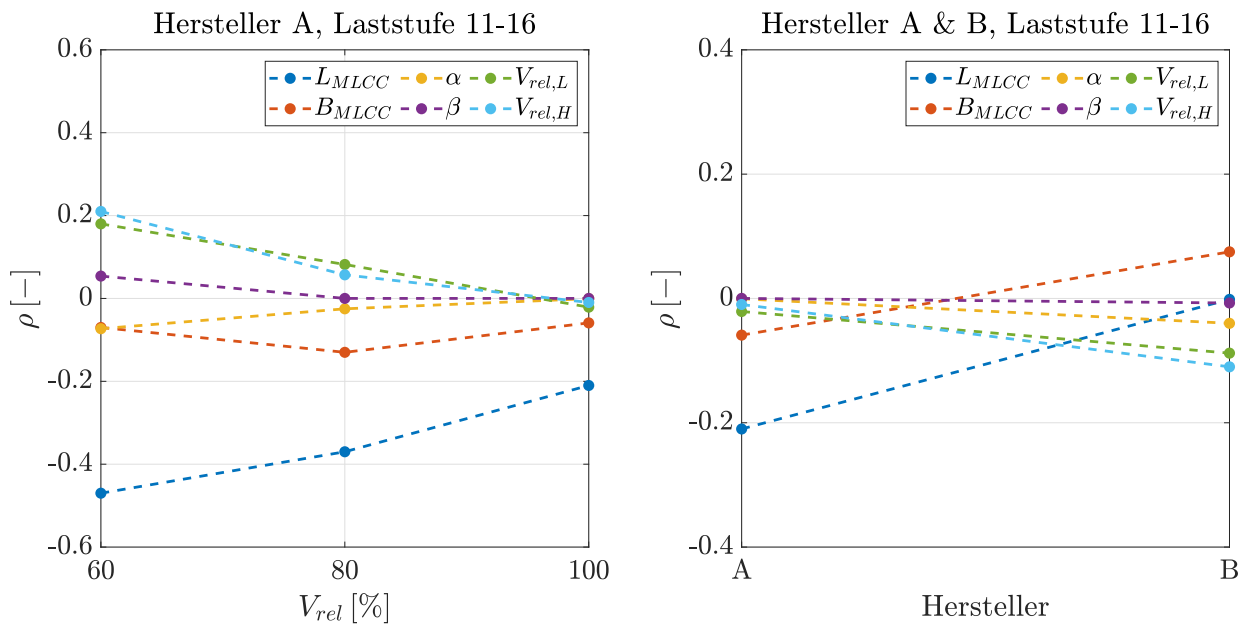


Abbildung 6.3: Korrelationskoeffizienten in Abhängigkeit des relativen Lötolumens für den Hersteller A (links) und für die beiden Bauteilhersteller A und B (rechts) für mehrere Belastungsstufen.

Korrelationsmaße ρ mit höherer statistischer Signifikanz ermittelt und zudem auf einen größeren Parameterraum zugegriffen werden. Dabei zeigt sich, dass bei Vergleich der Lötolumenvarianten nach wie vor die Bauteillänge mit den betragsmäßig höchsten Werten für ρ heraussticht. Ebenfalls zeigen sich leichte Abhängigkeiten von $V_{rel,L}$ und $V_{rel,H}$, wobei aufgrund des positiven Vorzeichens von ρ ein größeres Lötpastendepot innerhalb der PCB-Variante entsprechend mit einer kleineren Ausfallwahrscheinlichkeit korreliert. Über die Platinen hinweg zeigt sich außerdem mit steigendem V_{rel} eine Tendenz zu betragsmäßig kleineren Korrelationsmaßen, was insbesondere für die Bauteillänge und die Lötpastendepots auf beiden Seiten des MLCC zu beobachten ist. Daraus folgt, dass kleinere Lötstellen in Bezug auf ihr Ausfallverhalten tendenziell sensitiver gegenüber diesen Fertigungsparametern sind. Bei Vergleich der beiden Hersteller sind für Zulieferer B tendenziell stärkere Parameterkorrelationen zu erkennen. Die Bauteillänge zeigt dabei jedoch einen wesentlich kleineren Einfluss als die Breite, was durch die bimodale Verteilung dieser Größe zu erklären sein könnte. Auf Basis des hier vorliegenden Datensatzes kann jedoch resümiert werden, dass ein kleineres Bauteil sensitiver auf höhere Fertigungstoleranzen im Hinblick auf seine Überlebenswahrscheinlichkeit reagiert.

6.3 Lebensdauerprognose gelöteter MLCC mittels Finite-Elemente Simulation

Im Hinblick auf die Modellierung der Baugruppe konnte nachgewiesen werden, dass sich durch die Reduktion der Modellkomplexität ausgehend von der Verformungssituation eines Platinenstreifens die Belastungssituation auf den einzelnen Laststufen sehr gut abbilden lässt. Dabei wurde sowohl in der DMS-Messung als auch in der Simulation gezeigt, dass eine reine Biegebelastung bei T_{ref} höhere (mechanische) Dehnungen auf den Kupfer-Pads hervorruft als bei T_{max} , wobei der Zusammenhang zwischen Kupferdehnung und Belastungsstufe für die betrachteten Belastungssituationen linear ist. Bezüglich der simulativen Lebensdauerprognose ist festzustellen, dass eine Änderung der äußeren Belastung nicht im selben Maße zur Akkumulation inelastischer Dehnung im Lötkontakt beiträgt wie eine Variation des Lötolumens. Zwar lassen sich je nach Betrachtungsweise entsprechende Zusammenhänge über Potenzansätze ableiten (s. Abbildung 5.15, bzw. Abbildung 5.16), jedoch ergeben sich für die Lebensdauer Gesetze unterschiedliche Materialkonstanten m , was bei der numerischen Vorhersage konkreter Ausfallzyklen berücksichtigt werden muss. Hier offenbart sich eine generelle Schwäche des Coffin-Manson-Modells in Bezug auf die numerische Lebensdauerprognose von Lötstellen, wonach zwar bei identischem Lötmaterial ähnliche Exponenten für das analytische Lebensdauermodell gefunden werden, der Parameter C jedoch stets für jede Variante individuell ermittelt werden muss. Daher wird ein angepasstes analytisches Modell zur Prognose des MTTF vorgeschlagen, welches vom relativen Lötolumen V_{rel} und der errechneten Schädigungsgröße $\Delta\varepsilon_{acc}^{pl}$ abhängt:

$$N_{f,MTTF}(V_{rel}, \Delta\varepsilon_{acc}^{pl}) = C e^{m_1 V_{rel}} \left(\Delta\varepsilon_{acc}^{pl} \right)^{-m_2}, \quad 0,6 \leq V_{rel} \leq 1 \quad (6.2)$$

Dabei bezeichnen C , m_1 und m_2 entsprechend die parametrisierten Modellkonstanten, welche Tabelle 6.2 zu entnehmen sind und zu einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 99,21\%$ hinsichtlich der Modellgüte führen. Die Lebensdauerprognose bezieht sich dabei auf den MTTF der Baugruppe, da schließlich auch für die Geometrie- und Lageparameter der mittlere Zustand in der FE-Simulation angenommen wurde.

Tabelle 6.2: Parameter für das in Gleichung 6.2 eingeführte Lebensdauermodell.

Parameter	Wert
C	0,0305
m_1	1,011
m_2	1,562

Eine Einschränkung ergibt sich für die Werte von V_{rel} , wonach nicht sichergestellt werden kann, dass außerhalb des erprobten Parameterraumes ($0,6 \leq V_{rel} \leq 1$) derselbe Schädigungsmechanismus in den Lötkontakten vorherrscht. Dies ist jedoch immer die Grundvoraussetzung bei der Anwendung analytischer Modelle zur Lebensdauervorhersage von Lötstellenschädigung, sodass bei diesen Ansätzen eine Extrapolation der Ergebnisse nicht oder nur eingeschränkt zulässig ist. Dazu zeigt Abbildung 6.4 die sich aus Gleichung 6.2 ergebende Fläche zur numerischen Vorhersage des MTTF unter Variation des relativen Lötolumens und der Belastung.

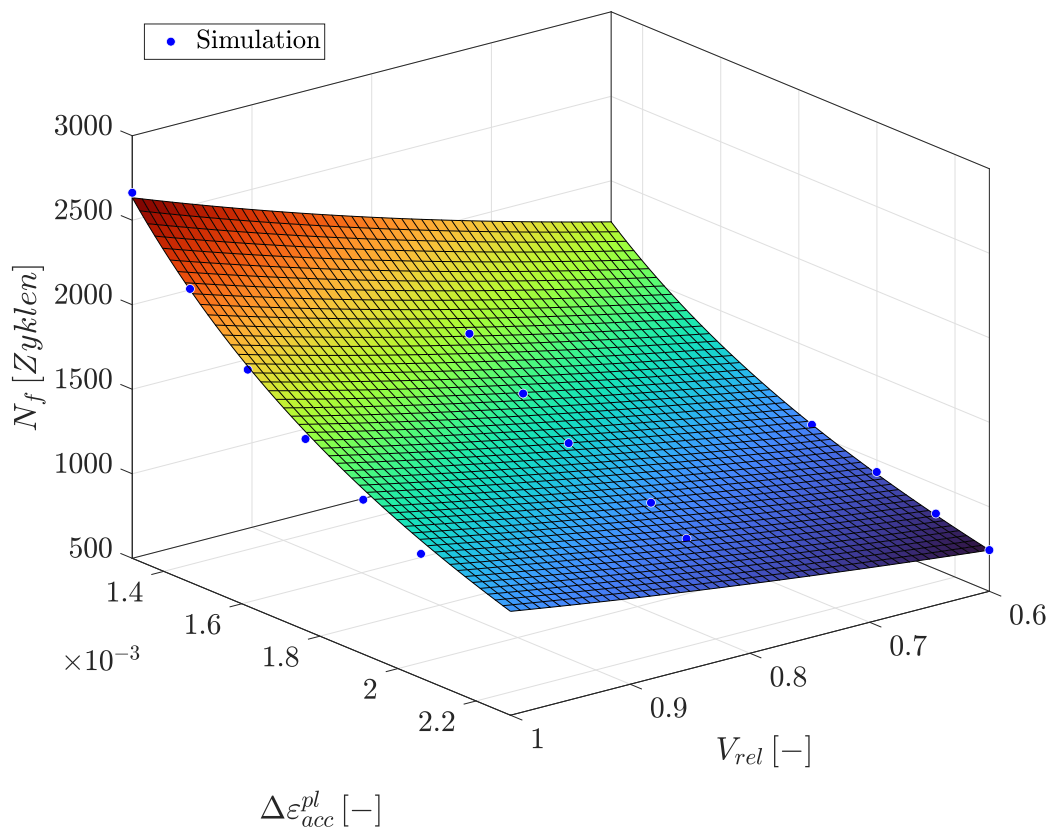


Abbildung 6.4: Darstellung der Response-Fläche basierend auf dem Lebensdauermodell aus Gleichung 6.2 mit den Parametern aus Tabelle 6.2.

Auf Grundlage der Simulationsergebnisse mit Bauteilen des Herstellers B wirkt sich der Einfluss kleinerer Abmessungen des MLCC nicht merklich auf die akkumulierten inelastischen Dehnungen in den Lötkontakten aus. Somit ist es auch bei annähernd gleicher Lötstellengeometrie nicht möglich, ein für beide Bauteile gültiges Lebensdauermodell zu parametrieren. Ein entscheidender Nachteil für diesen Simulationsansatz liegt in der Bestimmung der Überlebenswahrscheinlichkeit eines Bauelements, respektive der numerische

Ermittlung der Lebensdauerstreuung unter variierender äußerer Belastung. Dies liegt darin begründet, dass für jede Belastungsamplitude lediglich ein Simulationsergebnis für den am wahrscheinlichsten auftretenden Zustand der Baugruppe vorliegt. Da jedoch die Simulationsergebnisse für Bauteile des Herstellers B eine sehr geringe Sensitivität hinsichtlich der Bauteilgeometrien gezeigt haben, ist es an dieser Stelle nicht zielführend, diese erfassten Form- und Lagetoleranzen diskret in FE-Modelle der Baugruppe zu überführen.

Daher soll abschließend gezeigt werden, dass sich die Simulationsergebnisse dennoch zur Vorhersage ertragbarer Lastzyklen bei definierter Ausfallwahrscheinlichkeit verwenden lassen. Dazu wird die Gleichung 6.1 des in Abschnitt 6.1 eingeführten Lebensdauermodells dahingehend angepasst, dass anstelle der Platinendehnung $\Delta\varepsilon_{me}$ die akkumulierte plastische Dehnung im Lötkontakt $\Delta\varepsilon_{acc}^{pl}$ zur numerischen Lebensdauer Vorhersage zugrunde gelegt wird:

$$N_f(\Delta\varepsilon_{acc}^{pl}, F) = C_1(\Delta\varepsilon_{acc}^{pl})^{-m_1} + C_2(\Delta\varepsilon_{acc}^{pl})^{-m_2} \left(\frac{\ln(1-F)}{\ln(0,5)} \right)^{\frac{1}{\beta}} \quad (6.3)$$

Für die Zusammenhänge zwischen $\Delta\varepsilon_{acc}^{pl}$ und N_f werden dabei die parametrisierten Coffin-Manson-Modelle aus Abbildung 5.14, bzw. 5.15 verwendet. Analog zu Tabelle 6.1 sind in Tabelle 6.3 dazu die Konstanten der parametrisierten Modelle für die vier PCB-Varianten aufgelistet. Dabei lässt sich zunächst festhalten, dass das Modell die Lebensdauerwerte auf

Tabelle 6.3: Parameter für das in Gleichung 6.1 eingeführte Lebensdauermodell für die erprobten Varianten Simulation.

Hersteller	V_{rel}	R^2	C_1	m_1	C_2	m_2	β
A	100 %	(91 %)	2,5004	0,8815	$1,2706 \cdot 10^{-5}$	2,8045	1,1348
A	80 %	(90 %)	25,0786	0,4952	$7,4062 \cdot 10^{-6}$	2,8102	1,1251
A	60 %	(90 %)	55,951	0,3835	$7,7664 \cdot 10^{-5}$	2,5006	1,228
B	100 %	(87 %)	54,448	0,3856	$8,5422 \cdot 10^{-6}$	2,918	1,3519

Basis der Simulationsdaten für die Bauteile des Herstellers A ebenfalls sehr gut beschreibt. Für den Hersteller B ergibt sich ein etwas kleinerer Wert für R^2 , jedoch wieder aufgrund der großen Datenstreuung das höchste β . Die Materialkonstanten zur Beschreibung der Lötmaterialermüdung m_2 nehmen für jede Variante etwas höhere Werte verglichen mit den experimentellen Datensätzen an, dennoch verbleiben diese im erwartbaren Wertebereich für bleifreie Lötlegierungen. Analog zu Abbildung 6.2 zeigt Abbildung 6.5 die zugehörige Response-Fläche des Modells und die entsprechende Vorhersagegenauigkeit in Bezug auf den experimentellen Datensatz für Bauteile des Herstellers A mit $V_{rel} = 100\%$. Auch hier lässt sich feststellen, dass mit abnehmender Belastung die Vorhersagegenauigkeit des Modells schwächer wird. Dennoch befindet sich ein Großteil der durch das Modell vorhergesagten

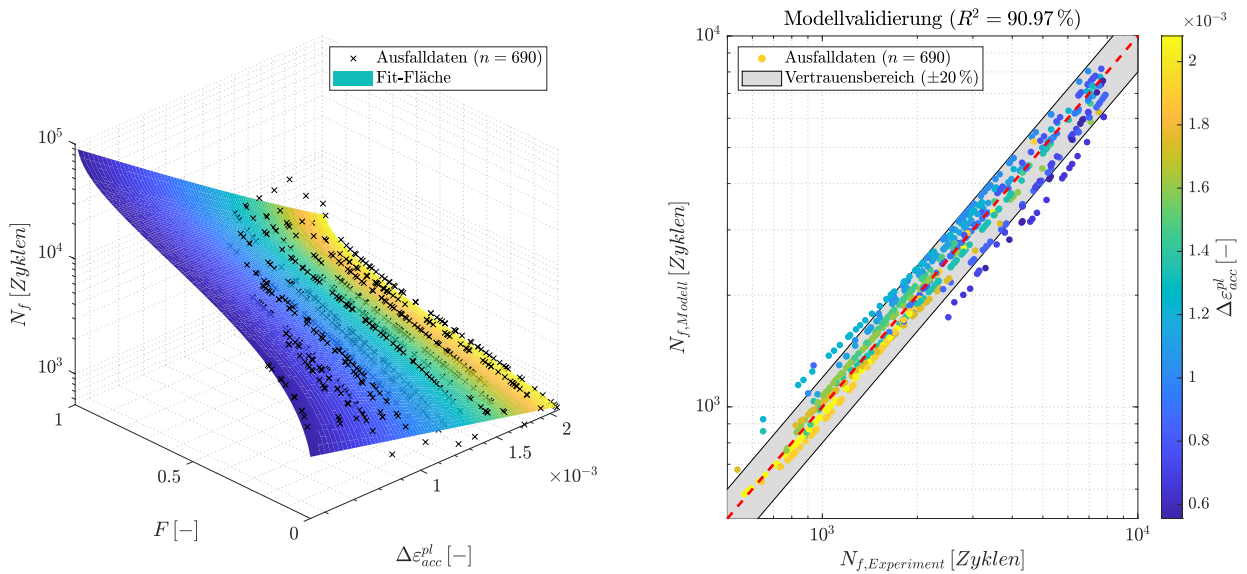


Abbildung 6.5: Response-Fläche für das Lebensdauermodell mit den numerisch ermittelten Lebensdauern für Hersteller A mit $V_{rel} = 100\%$ (links) und Darstellung der Modellgüte (rechts).

Lebensdauern im Vertrauensbereich von $\pm 20\%$. Somit ist es unter der Voraussetzung statistisch abgesicherter Datensätze möglich, dieses angepasste Lebensdauermodell sowohl für experimentelle, als auch für numerisch ermittelte Lebensdauerdaten anzuwenden.

Kapitel 7

Zusammenfassung

Diese Arbeit beschäftigt sich mit der Zuverlässigkeitsbewertung von Kondensatorlötstellen unter Temperaturwechsel mit überlagerter 3-Punkt-Biegelast. Der zu diesem Zweck entwickelte Prüfstand realisiert die elektrische Überwachung der Lötverbindungen von über 3000 Bauelementen, um deren Ausfallwahrscheinlichkeit in Abhängigkeit der mechanischen Belastungshöhe zu ermitteln. Darüber hinaus wurde der Einfluss variierender Lötstellengröße sowie unterschiedlicher Bauelementzulieferer auf die Lötstellenzuverlässigkeit untersucht. Der Test endete nach 8000 Temperaturwechseln, wobei eine Gesamtzahl von 2144 Ausfällen detektiert wurde. Dabei zeigt sich, dass die Ausfallzeitpunkte unabhängig der Aufbauvariante innerhalb eines Belastungsniveaus einer 3P-Weibullverteilung folgen. Die ertragbaren Zyklen N_f für die betrachteten charakteristischen Ausfallwahrscheinlichkeiten (F_{10} , \bar{F} , F_{90}) lassen sich variantenübergreifend über Coffin-Manson-ähnliche Zusammenhänge in Abhängigkeit der äußeren Last beschreiben. Mit abnehmender äußerer Last und mit kleinerer Grundgesamtheit detektierter Ausfälle steigt die Streuung der Ausfalldaten und die statistische Signifikanz sinkt entsprechend. Die PCB-Varianten mit reduziertem Lötvolumen neigen zu einem früheren Ausfall, ausgedrückt durch eine horizontale Verschiebung der Dehnungs-Wöhlerlinien. Bauteile des Herstellers B neigen zu einem späteren Ausfall, was einerseits durch eine kleinere Bauteillänge und andererseits durch eine höhere Streuung der Lebensdauerdaten aufgrund von Voiding begründet werden kann.

Bei linearer Korrelation der Fertigungsparameter mit den experimentell ermittelten Bauteil提高fallwahrscheinlichkeiten zeigt die Bauelementlänge innerhalb einer Platinenvariante die größten Korrelationskoeffizienten. Dabei steigen die Werte der Korrelationsmaße für die Varianten mit reduziertem Lötvolumen an, wonach Bauelemente mit kleinerer Lötstelle sensitiver auf Parameterschwankungen hinsichtlich der Bauelementgeometrie reagieren. Für die beiden Bauteilhersteller mit 100% nominalem Lötvolumen ergeben sich schwächere Korrelationen einzelner Fertigungsparameter mit der Ausfallwahrscheinlichkeit, dennoch zeigen die wesentlich kürzeren Bauelemente des Herstellers B parameterübergreifend eine höhere

Sensitivität. Die im Zuge dieser Untersuchung ermittelten Korrelationsmaße weisen jedoch stets betragsmäßige Werte von $\rho < 0,5$ auf, wonach keiner der betrachteten Parameter als eindeutig lebensdauerbeeinflussend identifiziert werden kann. Die Gründe hierfür könnten höherwertige Abhängigkeiten sein, sodass sich gewisse Parameterkombinationen kritischer hinsichtlich der Lebensdauer äußern. Einflüsse des Voidings oder andere Arten von Gefügeinhomogenitäten der Lötstellen wurden im Rahmen dieser Arbeit nicht berücksichtigt. Hinsichtlich der Ableitung eines Lebensdauermodells zur Berechnung der ertragbaren Lastzyklen in Abhängigkeit der Belastung und der Ausfallwahrscheinlichkeit wurde ein von Engelmaier vorgeschlagenes Lebensdauermodell dahingehend angepasst, dass es auf die 3P-Weibull-verteilten Datensätze anwendbar ist. Dazu wurde die Gleichung um einen Term erweitert, welcher die ausfallfreie Zeit in Abhängigkeit der Belastungshöhe beschreibt. Entscheidend für die Anwendbarkeit des Modells ist dabei neben der Abhängigkeit des Schnellwertparameters γ von der Belastungshöhe eine Lastunabhängigkeit des Formparameters β . Somit lässt sich das Lebensdauermodell mit lediglich einem Weibull-Formparameter parametrieren, wobei stets eine Modellgüte von $R^2 > 90\%$ erreicht wird und sich die vom Modell prognostizierten ertragbaren Zyklen in einem Vertrauensbereich von $\pm 20\%$ befinden. Mithilfe von FE-Simulationen wurde gezeigt, dass sich kein allgemeingültiges Coffin-Manson-ähnliches Lebensdauermodell zur Beschreibung von Biegelasthöhe und veränderter Lötstellengeometrie parametrieren lässt. Daher wurde im Rahmen dieser Arbeit ein analytisches Modell vorgeschlagen, welche diese beiden Faktoren mitberücksichtigt und den MTTF mit einer Güte von $R^2 = 99\%$ vorhersagt. Die Gültigkeitsgrenzen liegen für Bauteile des Herstellers A dabei innerhalb des erprobten Parameterraumes von $60\% \leq V_{rel} \leq 100\%$, da außerhalb dieser Grenzen ein Wechsel des Schädigungsmechanismus nicht ausgeschlossen werden kann. Der Einfluss des kleineren Bauelements vom Hersteller B auf die in den Lötkontakten akkumulierten inelastischen Dehnungen konnte hingegen nicht mit demselben Lebensdauermodell vorhergesagt werden. Ferner wurde nachgewiesen, dass sich die Simulationsdaten ebenfalls zur Vorhersage der ertragbaren Lastzyklen in Abhängigkeit der Ausfallwahrscheinlichkeit eignen. Die Güte des Modells liegt dabei für die Datensätze des Herstellers A bei $R^2 \geq 90\%$ und für den Hersteller B bei $R^2 = 87\%$. Die Gültigkeitsgrenzen des Modells befinden sich gesichert innerhalb der erprobten Dehnungsamplitude unter dem betrachteten Temperaturwechselprofil. Aufgrund der Berücksichtigung viskoplastischer Effekte bei der Materialmodellierung ist jedoch unter der Annahme auftretender Lötstellenermüdung davon auszugehen, dass sich die Schädigung in den Lötkontakten auch außerhalb der erprobten Randbedingungen numerisch zuverlässig ermitteln lässt.

Literaturverzeichnis

- [1] VERBAND DER AUTOMOBILINDUSTRIE E.V. *Qualitätsmanagement in der Automobilindustrie - Zuverlässigkeitssicherung bei Automobilherstellern und Lieferanten*. 3. Aufl. Bd. 2. 2000.
- [2] KBA. *Anzahl der Elektroautos in Deutschland von 2006 bis Januar 2024*. 8. März 2024. URL: <https://de.statista.com/statistik/daten/studie/265995/umfrage/anzahl-der-elektroautos-in-deutschland/> (besucht am 08.03.2024).
- [3] HUSAIN, Iqbal, OZPINECI, Burak, ISLAM, Md Sariful, GURPINAR, Emre, SU, Gui-Jia, YU, Wensong, CHOWDHURY, Shajjad, XUE, Lincoln, RAHMAN, Dhruvo und SAHU, Raj. „Electric Drive Technology Trends, Challenges, and Opportunities for Future Electric Vehicles“. In: *Proceedings of the IEEE*, Jg. 109, Nr. 6 (2021), S. 1039–1059.
- [4] WILDE, Jürgen, SCHNEIDER-RAMELOW, Martin und PETZOLD, Matthias. *Methoden zur Zuverlässigkeitsqualifizierung neuer Technologien in der Aufbau- und Verbindungstechnik: Herausforderungen und Möglichkeiten*. Hrsg. von Wolfgang SCHEEL. 1. Aufl. Bd. 3. Templin: Detert, 2006.
- [5] WANG, Bo, WU, Fengshun, PENG, Jin, LIU, Hui, WU, Yiping und FANG, Yuebo. „Effect of miniaturization on the microstructure and mechanical property of solder joints“. In: *Proceedings of the International Conference on Electronic Packaging Technology & High Density Packaging*. ICEPT-HDP. Peking, 2009, 6 S.
- [6] OGUNSEITAN, Oladele. „Public health and environmental benefits of adopting lead-free solders“. In: *The Journal of The Minerals, Metals & Materials Society*, Jg. 59, Nr. 7 (2007), S. 12–17.
- [7] XIONG, Ming-yue und ZHANG, Liang. „Interface reaction and intermetallic compound growth behavior of Sn-Ag-Cu lead-free solder joints on different substrates in electronic packaging“. In: *Journal of Materials Science*, Jg. 54, Nr. 2 (2019), S. 1741–1768.

- [8] SUHLING, Jeffrey C., GALE, H. S., JOHNSON, R. Wayne, ISLAM, M. Nokibul, SHETE, Tushar, LALL, Pradeep, BOZACK, Michael J., EVANS, John L., SETO, Ping und GUPTA, Tarun. „Thermal cycling reliability of lead free solders for automotive applications“. In: *Proceedings of the 9th Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena In Electronic Systems*. IOTHERM. Bd. 2. Las Vegas, 2004, S. 350–357.
- [9] MA, Hongtao und SUHLING, Jeffrey C. „A review of mechanical properties of lead-free solders for electronic packaging“. In: *Journal of Materials Science*, Jg. 44, Nr. 5 (2009), S. 1141–1158.
- [10] SUBRAMANIAN, K. N. *Lead-free solders: materials reliability for electronics*. West Sussex, United Kingdom: John Wiley & Sons, Ltd., 2012. 498 S.
- [11] JOHNSON, R. Wayne, EVANS, John L., JACOBSEN, Peter, THOMPSON, James R. und CHRISTOPHER, Mark. „The Changing Automotive Environment: High-Temperature Electronics“. In: *IEEE Transactions on Electronics Packaging Manufacturing*, Jg. 27, Nr. 3 (2004), S. 164–176.
- [12] SCHEUERMANN, Uwe. „Reliability challenges of automotive power electronics“. In: *Microelectronics Reliability*, Jg. 49, Nr. 9 (2009), S. 1319–1325.
- [13] BERTSCHE, Bernd und DAZER, Martin. *Zuverlässigkeit im Fahrzeug- und Maschinenbau: Ermittlung von Bauteil- und System-Zuverlässigkeiten*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2022.
- [14] LEE, Tae-Kyu, BIELER, Thomas R., KIM, Choong-Un und MA, Hongtao. *Fundamentals of Lead-Free Solder Interconnect Technology*. Boston: Springer US, 2015.
- [15] ZHANG, Liang, HAN, Ji-guang, HE, Cheng-wen und GUO, Yong-huan. „Reliability behavior of lead-free solder joints in electronic components“. In: *Journal of Materials Science: Materials in Electronics*, Jg. 24, Nr. 1 (2013), S. 172–190.
- [16] JIANG, Nan, ZHANG, Liang, LIU, Zhi-Quan, SUN, Lei, LONG, Wei-Min, HE, Peng, XIONG, Ming-Yue und ZHAO, Meng. „Reliability issues of lead-free solder joints in electronic devices“. In: *Science and Technology of Advanced Materials*, Jg. 20, Nr. 1 (2019), S. 876–901.
- [17] BOSCH. *Steering Control Unit*. URL: https://www.bosch-mobility.com/media/global/products-and-services/passenger-cars-and-light-commercial-vehicles/steering-systems/steering-motors/scu3_product_1176x662_stage_mobile.jpg (besucht am 25.09.2023).

- [18] RISSE, Andreas. *Fertigungsverfahren der Mechatronik, Feinwerk- und Präzisionsgerätetechnik*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2012.
- [19] VANDEVELDE, Bart, LABIE, Riet, VANDERSTRAETEN, Daniel und BLANSAER, Eddy. „Impact of PCB-housing-interaction on QFN solder joint reliability“. In: *Proceedings of the 21st International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems*. EuroSimE. Virtual Event, 2020, 3 S.
- [20] DUDEK, Rainer, HILDEBRANDT, Mirella, KREYSSIG, Kerstin, RZEPKA, Sven, DÖRING, Ralf, SEILER, Bettina, FRIES, Thomas und ZHANG, Miqin. „“3rd Level” Solder Joint Reliability Investigations for Transfer of Consumer Electronics in Automotive Use“. In: *Proceedings of the 20th Electronics Packaging Technology Conference*. EPTC. 2018, 7 S.
- [21] GÜTH, Marco. „BOSCH R&D Interim Report: Design for reliability of Multi-Layer Chip Capacitor Solder Joints in Braking System Control Units“. Dez. 2019.
- [22] DAS EUROPÄISCHE PARLAMENT UND DER RAT DER EUROPÄISCHEN UNION. „RICHTLINIE 2002/95/EG DES EUROPÄISCHEN PARLAMENTS UND DES RATES vom 27. Januar 2003 zur Beschränkung der Verwendung bestimmter gefährlicher Stoffe in Elektro- und Elektronikgeräten“. In: *Amtsblatt der Europäischen Union* (27. Jan. 2003).
- [23] DAS EUROPÄISCHE PARLAMENT UND DER RAT DER EUROPÄISCHEN UNION. „RICHTLINIE 2000/53/EG DES EUROPÄISCHEN PARLAMENTS UND DES RATES vom 18. September 2000 über Altfahrzeuge“. In: *Amtsblatt der Europäischen Union* (18. Sep. 2000).
- [24] KANG, Sung K., LAURO, Paul, SHIH, Da-Yuan, HENDERSON, Donald W., BARTELO, Jay, GOSSELIN, Timothy, CAIN, Steve R., GOLDSMITH, Charles, PUTTLITZ, Karl, HWANG, Tae K. u. a. „The microstructure, thermal fatigue, and failure analysis of near-ternary eutectic Sn-Ag-Cu solder joints“. In: *Materials Transactions*, Jg. 45, Nr. 3 (2004), S. 695–702.
- [25] SUBRAMANIAN, K. N. „Role of anisotropic behaviour of Sn on thermomechanical fatigue and fracture of Sn-based solder joints under thermal excursions“. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures*, Jg. 30, Nr. 5 (Mai 2007), S. 420–431.

- [26] EL-DALY, A. A., IBRAHIEM, A. A., ABDO, M. A. und EID, N. A. M. „Viscoplastic characterization and mechanical strength of novel Sn–1.7Ag–0.7Cu lead-free solder alloys with microalloying of Te and Co“. In: *Journal of Materials Science: Materials in Electronics*, Jg. 30, Nr. 14 (2019), S. 12937–12949.
- [27] MOON, K.-W., BOETTINGER, W.J., KATTNER, U.R., BIANCANIELLO, F.S. und HANDWERKER, C.A. „Experimental and Thermodynamic Assessment of Sn-Ag-Cu Solder Alloys“. In: *Journal of Electronic Materials*, Jg. 29, Nr. 10 (2000), S. 1122–1136.
- [28] SCHEEL, Wolfgang, WITTKE, Klaus und NOWOTTNICK, Mathias, Hrsg. *Die Lötverbindung. Buch 3 = Kap. 6/7: Fertigung - Lötprozess. Lötverbindung - Eigenschaften*. 1. Aufl. Buchreihe Aufbau- und Verbindungstechnik in der Elektronik 9. Templin: Detert, 2009. 245 S.
- [29] MOOKAM, Niwat und KANLAYASIRI, Kannachai. „Effect of soldering condition on formation of intermetallic phases developed between Sn–0.3Ag–0.7Cu low-silver lead-free solder and Cu substrate“. In: *Journal of Alloys and Compounds*, Jg. 509, Nr. 21 (2011), S. 6276–6279.
- [30] WIESE, Steffen. *Verformung und Schädigung von Werkstoffen der Aufbau- und Verbindungstechnik*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2010.
- [31] GHALEEH, Mohammad, BAROUTAJI, Ahmad und AL QUBEISSI, Mansour. „Microstructure, isothermal and thermomechanical fatigue behaviour of leaded and lead-free solder joints“. In: *Engineering Failure Analysis*, Jg. 117 (2020), 15 S.
- [32] ARULVANAN, Periannan, ZHONG, Zhaowei und SHI, Xunqing. „Effects of process conditions on reliability, microstructure evolution and failure modes of SnAgCu solder joints“. In: *Microelectronics Reliability*, Jg. 46, Nr. 2 (2006), S. 432–439.
- [33] WANG, Fengjiang, CHEN, Hong, HUANG, Ying, LIU, Luting und ZHANG, Zhijie. „Recent progress on the development of Sn–Bi based low-temperature Pb-free solders“. In: *Journal of Materials Science: Materials in Electronics*, Jg. 30, Nr. 4 (2019), S. 3222–3243.
- [34] CHEN, B.L. und LI, G.Y. „Influence of Sb on IMC growth in Sn–Ag–Cu–Sb Pb-free solder joints in reflow process“. In: *Thin Solid Films*, Jg. 462-463 (2004), S. 395–401.
- [35] ISMAIL, Norliza, JALAR, Azman, AFDZALUDDIN, Atiqah und BAKAR, Maria Abu. „Electrical resistivity of Sn–3.0Ag–0.5Cu solder joint with the incorporation of carbon nanotubes“. In: *Nanomaterials and Nanotechnology*, Jg. 11 (2021), 9 S.

- [36] GYÖKÉR, Zoltán, GERGELY, Gréta, KONCZ HORVÁTH, Dániel, BODNÁR, Eszter und GÁCSI, Zoltán. „Role of reinforcement surface treatment on the SnAg3Cu0.5 microelectronic joints“. In: *Applied Surface Science*, Jg. 475 (2019), S. 982–985.
- [37] YOON, Jeong-Won, KIM, Sang-Won und JUNG, Seung-Boo. „Interfacial reaction and mechanical properties of eutectic Sn–0.7Cu/Ni BGA solder joints during isothermal long-term aging“. In: *Journal of Alloys and Compounds*, Jg. 391, Nr. 1 (Apr. 2005), S. 82–89.
- [38] TSUKAMOTO, Hideaki, DONG, Zhigang, HUANG, Han, NISHIMURA, Tetsuro und NOGITA, Kazuhiro. „Nanoindentation characterization of intermetallic compounds formed between Sn–Cu (–Ni) ball grid arrays and Cu substrates“. In: *Materials Science and Engineering: B*, Jg. 164, Nr. 1 (2009), S. 44–50.
- [39] GONG, Jicheng, LIU, Changqing, CONWAY, Paul P. und SILBERSCHMIDT, Vadim V. „Evolution of CuSn intermetallics between molten SnAgCu solder and Cu substrate“. In: *Acta Materialia*, Jg. 56, Nr. 16 (2008), S. 4291–4297.
- [40] NOH, B.I., KOO, J.M., KIM, J.W., KIM, D.G., NAM, J.D., JOO, J. und JUNG, S.B. „Effects of number of reflows on the mechanical and electrical properties of BGA package“. In: *Intermetallics*, Jg. 14, Nr. 10 (2006), S. 1375–1378.
- [41] YAO, Pei, LIU, Ping und LIU, Jim. „Effects of multiple reflows on intermetallic morphology and shear strength of SnAgCu–xNi composite solder joints on electrolytic Ni/Au metallized substrate“. In: *Journal of Alloys and Compounds*, Jg. 462, Nr. 1 (Aug. 2008), S. 73–79.
- [42] DEPLANQUE, Stephane, NÜCHTER, Wolfgang, SPRAUL, Manfred, WUNDERLE, Bernhard, DUDEK, Rainer und MICHEL, Bernd. „Relevance of primary creep in thermo-mechanical cycling for life-time prediction in Sn-based solders“. In: *Proceedings of the 6th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Micro-Electronics and Micro-Systems*. EuroSimE. Berlin, 2005, 8 S.
- [43] LEE, Jonggi und SUBRAMANIAN, K.N. „Effects of TMF heating rates on damage accumulation and resultant mechanical behavior of Sn–Ag based solder joints“. In: *Microelectronics Reliability*, Jg. 47, Nr. 1 (2007), S. 118–131.
- [44] MÜLLER, Maik, WIESE, Steffen, RÖLLIG, Mike und WOLTER, Klaus-Jürgen. „Effect of Composition and Cooling Rate on the Microstructure of SnAgCu-Solder Joints“. In: *Proceedings of the 57th Electronic Components and Technology Conference*. 2007, 10 S.

- [45] OBAIDAT, Marwan, HAMASHA, Sa'd, JARADAT, Younis, QASAIMEH, Awni, ARFAEI, Babak, ANSELM, Martin und BORGESSEN, Peter. „Effects of varying amplitudes on the fatigue life of lead free solder joints“. In: *Proceedings of the 63rd Electronic Components and Technology Conference*. ECTC. Las Vegas, 2013, 7 S.
- [46] HAMASHA, Sa'd, QASAIMEH, Awni, JARADAT, Younis und BORGESSEN, Peter. „Correlation Between Solder Joint Fatigue Life and Accumulated Work in Isothermal Cycling“. In: *IEEE Transactions on Components, Packaging and Manufacturing Technology*, Jg. 5, Nr. 9 (2015), S. 1292–1299.
- [47] MATTILA, Toni Tuomas und KIVILAHTI, Jorma Kalevi. „The Role of Recrystallization in the Failure of SnAgCu Solder Interconnections Under Thermomechanical Loading“. In: *IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies*, Jg. 33, Nr. 3 (2010), S. 629–635.
- [48] YIN, Liang, WENTLENT, Luke, YANG, Linlin, ARFAEI, Babak, OASAIMEH, Awni und BORGESSEN, Peter. „Recrystallization and Precipitate Coarsening in Pb-Free Solder Joints During Thermomechanical Fatigue“. In: *Journal of Electronic Materials*, Jg. 41, Nr. 2 (2012), S. 241–252.
- [49] LIBOT, J.B., ALEXIS, J., DALVERNY, O., ARNAUD, L., MILESI, P. und DULONDEL, F. „Microstructural evolutions of Sn-3.0Ag-0.5Cu solder joints during thermal cycling“. In: *Microelectronics Reliability*, Jg. 83 (2018), S. 64–76.
- [50] SAHAYM, Uttara, TALEBANPOUR, Babak, SEEKINS, Sean, DUTTA, Indranath, KUMAR, Praveen und BORGESSEN, Peter. „Recrystallization and Ag₃Sn Particle Redistribution During Thermomechanical Treatment of Bulk Sn–Ag–Cu Solder Alloys“. In: *IEEE Transactions on Components, Packaging and Manufacturing Technology*, Jg. 3, Nr. 11 (2013), S. 1868–1875.
- [51] YIN, Liang, WENTLENT, Luke, YANG, Linlin, ARFAEI, Babak, OASAIMEH, Awni und BORGESSEN, Peter. „Recrystallization and Precipitate Coarsening in Pb-Free Solder Joints During Thermomechanical Fatigue“. In: *Journal of Electronic Materials*, Jg. 41, Nr. 2 (2012), S. 241–252.
- [52] CHEN, Hongtao, HAN, Jing, LI, Jue und LI, Mingyu. „Inhomogeneous deformation and microstructure evolution of Sn–Ag-based solder interconnects during thermal cycling and shear testing“. In: *Microelectronics Reliability*, Jg. 52, Nr. 6 (2012), S. 1112–1120.

- [53] XU, Xing, CHEN, Gaiqing und CHENG, Mingsheng. „Study on local recrystallization and damage mode of Lead-free BGA solder joint“. In: *Proceedings of the 15th International Conference on Electronic Packaging Technology*. ICEPT. Chengdu, 2014, 14 S.
- [54] LEE, J. G. und SUBRAMANIAN, K. N. „Effect of dwell times on thermomechanical fatigue behavior of Sn-Ag-based solder joints“. In: *Journal of electronic materials*, Jg. 32, Nr. 6 (2003), S. 523–530.
- [55] FAN, Xuejun, RASIER, George und VASUDEVAN, Vasu. „Effects of dwell time and ramp rate on lead-free solder joints in FCBGA packages“. In: *Proceedings of the 55th Electronic Components and Technology Conference*. ECTC. New York, 2005, 7 S.
- [56] DUDEK, Rainer, HILDEBRANDT, Mirella, DÖRING, Ralf, RZEPKA, Sven, TRAGESER, Bernd, KOHL, Reiner und WANG, C. K. „Solder fatigue acceleration prediction and testing results for different thermal test-and field cycling environments“. In: *Proceedings of the 5th Electronics Systemintegration Technology Conference*. ESTC. Helsinki, 2014, 8 S.
- [57] MATTILA, Toni Tuomas und KIVILAHTI, Jorma Kalevi. „Failure mechanisms of lead-free chip scale package interconnections under fast mechanical loading“. In: *Journal of electronic materials*, Jg. 34, Nr. 7 (2005), S. 969–976.
- [58] SHNAWAH, Dhafer Abdulameer, SABRI, Mohd Faizul Mohd und BADRUDDIN, Irfan Anjum. „A review on thermal cycling and drop impact reliability of SAC solder joint in portable electronic products“. In: *Microelectronics Reliability*, Jg. 52, Nr. 1 (2012), S. 90–99.
- [59] MEHRMASHHADI, Javad, TANG, Yuye, ZHAO, Xiaoliang, XU, Zhanping, PAN, Jianbiao John, LE, Quang Van und BOBARU, Florin. „The Effect of Solder Joint Microstructure on the Drop Test Failure - A Peridynamic Analysis“. In: *IEEE Transactions on Components, Packaging and Manufacturing Technology*, Jg. 9, Nr. 1 (2019), S. 58–71.
- [60] CHEN, Y.S., WANG, C.S. und YANG, Y.J. „Combining vibration test with finite element analysis for the fatigue life estimation of PBGA components“. In: *Microelectronics Reliability*, Jg. 48, Nr. 4 (2008), S. 638–644.
- [61] YU, Da, AL-YAFAWI, Abdullah, NGUYEN, Tung T., PARK, Seungbae und CHUNG, Soonwan. „High-cycle fatigue life prediction for Pb-free BGA under random vibration loading“. In: *Microelectronics Reliability*, Jg. 51, Nr. 3 (2011), S. 649–656.

- [62] MEIER, Karsten, RÖLLIG, Mike, SCHIESSL, Andreas und WOLTER, Klaus-Jürgen. „Life time prediction for lead-free solder joints under vibration loads“. In: *Proceedings of the 12th International Conference on Thermal, Mechanical & Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems*. EuroSimE. Linz, 2011, 8 S.
- [63] WU, J. D., HO, S. H., ZHENG, P. J., LIAO, C. C. und HUNG, S. C. „An experimental study of failure and fatigue life of a stacked CSP subjected to cyclic bending“. In: *Proceedings of the 51st Electronic Components and Technology Conference*. ECTC. Orlando, 2001, 7 S.
- [64] HARADA, Kozo, BABA, Shinji, WU, Qiang, MATSUSHIMA, Hironori, MATSUNAGA, Toshihiro, UCGAI, Y. und KIMURA, Michitaka. „Analysis of solder joint fracture under mechanical bending test“. In: *Proceedings of the 53rd Electronic Components and Technology Conference*. ECTC. New Orleans, 2003, 8 S.
- [65] ROONEY, Daniel, CASTELLO, Todd, CIBULSKY, Mike, ABBOTT, Doug und XIE, Dongji. „Materials characterization of the effect of mechanical bending on area array package interconnects“. In: *Microelectronics Reliability*, Jg. 44, Nr. 2 (2004), S. 275–285.
- [66] ILHO KIM und SOON-BOK LEE. „Reliability and Failure Analysis of Lead-Free Solder Joints for PBGA Package Under a Cyclic Bending Load“. In: *IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies*, Jg. 31, Nr. 2 (2008), S. 478–484.
- [67] WANG, Jifan, YE, Yuming, ZHAO, Junying, LIU, Sang, TU, Yunhua, LI, Song und SONG, Zhiwei. „Assessment of LF solder joint reliability by four point cyclic bending“. In: *Proceedings of the International Conference on Electronic Packaging Technology & High Density Packaging*. ICEPT-HDP. Peking, 2009, 5 S.
- [68] LIU, Shoufu, HUANG, Chunyue, WEI, Wei, XIE, Jun und LAING, Ying. „Finite element analysis and optimization of stress and strain of QFN solder joints under three-point bending“. In: *Proceedings of the 21st International Conference on Electronic Packaging Technology*. ICEPT. Guangzhou, 2020, 5 S.
- [69] WOJCIK, Marek und DURALEK, Janusz. „Thermal cycling solder joint reliability reduction due to PCB bending introduced during product assembly“. In: *Proceedings of the 21st International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems*. EuroSimE. Virtual Event, 2020, 4 S.

-
- [70] SHETTY, S., LEHTINEN, V., DASGUPTA, A., HALKOLA, V. und REINIKAINEN, T. „Fatigue of Chip Scale Package Interconnects Due to Cyclic Bending“. In: *Journal of Electronic Packaging*, Jg. 123, Nr. 3 (2001), S. 302–308.
- [71] CHE, F. X., PANG, H. L. J., ZHU, W. H. und SUN, Anthony YS. „Cyclic bend fatigue reliability investigation for Sn-Ag-Cu solder joints“. In: *Proceedings of the 8th Electronics Packaging Technology Conference*. EPTC. Singapur, 2006, 5 S.
- [72] VANDEVELDE, Bart, VANHEE, Filip, PISSOORT, Davy, DEGRENDELE, Lieven, DE BAETS, Johan, ALLAERT, Bart, LAUWAERT, Ralph, LABIE, Riet und WILLEMS, Geert. „Four-point bending cycling as alternative for thermal cycling solder fatigue testing“. In: *Proceedings of the 17th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems*. EuroSimE. Montpellier, 2016, 5 S.
- [73] SABUNCUOGLU, Baris, VANHEE, Filip, WILLEMS, Geert, VANDEVELDE, Bart, VANDEPITTE, Dirk und DE WOLF, Ingrid. „Finite element modeling of solder joint fatigue in four-point bending test“. In: *Proceedings of the 13th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems*. EuroSimE. Lissabon, 2012, 7 S.
- [74] SABUNCUOGLU, Baris, VANHEE, Filip, WILLEMS, Geert, VANDEVELDE, Bart und VANDEPITTE, Dirk. „Evaluation of Fatigue Behavior of Lead-Free Solder Joints in Four-Point Bending Test by Finite-Element Modeling“. In: *IEEE Transactions on Components, Packaging and Manufacturing Technology*, Jg. 7, Nr. 12 (2017), S. 1957–1964.
- [75] MEIER, Karsten, RÖLLIG, Mike, SCHIESSL, Andreas und WOLTER, Klaus-Juergen. „Reliability study on chip capacitor solder joints under thermo-mechanical and vibration loading“. In: *Proceedings of the 15th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems*. EuroSimE. Gent, 2014, 7 S.
- [76] SCHEMPP, Fabian. „Lötstellenzuverlässigkeit von Ball-Grid-Array-Bauelementen auf Leiterplatten mit mechanischen Zwangsbedingungen“. Dissertation. Freiburg: Universität Freiburg, 2022.
- [77] NEHER, Wolfgang. *Zuverlässigkeitsbetrachtungen an Aufbau- und Verbindungstechnologien für elektronische Steuergeräte im Kraftfahrzeug unter Hochtemperaturbeanspruchungen*. Hrsg. von Wilfried SAUER und Klaus-Jürgen WOLTER. 1. Aufl. Bd. 14.

- Themenreihe: Elektronik-Technologie in Forschung und Praxis. Templin: Detert, 2006.
- [78] NEHER, Wolfgang. „New accelerating test methods for board level solder joints and thermal caused failure mechanisms in high temperature electronics“. In: *Proceedings of the 1st Electronic Systemintegration Technology Conference*. ESTC. Dresden, 2006, 7 S.
- [79] NEHER, Wolfgang, KEMPE, Wolfgang, WONDRAK, Wolfgang und SAUER, Wilfried. „Finite element analysis to develop a new accelerating test method for board level solder joints for high temperature electronics“. In: *Proceedings of the 53rd Electronic Components and Technology Conference*. ECTC. New Orleans, 2003, 8 S.
- [80] LENTZ, Tony, BATH, Jasbir und PAVITHIRAN, N. „How does printed solder paste volume affect solder joint reliability?“ In: *Proceedings of the SMTA International Conference*. SMTA. Rosemont, 2018, 9 S.
- [81] WANG, Huayan, PAN, Ke, HA, Jonghwan, CAI, Chongyang, XU, Jiefeng und PARK, Seungbae. „The Effect of Solder Paste Volume on Chip Resistor Solder Joint Fatigue Life“. In: *Procedia Manufacturing*, Jg. 38 (2019), S. 1372–1380.
- [82] RIBAS, Morgana, SARKAR, Siuli, BANGALORE, K. A., BILGRIEN, Carl, HUNSINGER, Tom und SOMERSET, N. J. „Effect of voids on thermo-mechanical reliability of solder joints“. In: *Proceedings of the SMTA International Conference*. SMTA. Rosemont, 2017, 7 S.
- [83] GRESZCZYNSKI, Rafael. „Simulative Lebensdauerprognose von Zweipolerlötverbindungen unter Einbeziehung statistisch evaluierter Geometrie- und Prozessstreuungen“. Dissertation. Rostock: Universität Rostock, 2012.
- [84] ZUKOWSKI, Elena, DEIER, Erik und WILDE, Jürgen. „Correct modelling of geometry and materials properties in the thermo-mechanical finite-elements-simulation of chip scale packages“. In: *Proceedings of the 6th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems*. EuroSimE. Berlin, 2005, 8 S.
- [85] WILDE, Jürgen und ZUKOWSKI, Elena. „Probabilistic analysis of the influences of design parameter on the reliability of chip scale packages“. In: *Proceedings of the 7th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems*. EuroSimE. Como, 2006, 8 S.

-
- [86] ALTENBACH, Holm. *Kontinuumsmechanik: Einführung in die materialunabhängigen und materialabhängigen Gleichungen*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2018.
- [87] NETO, E. A. de Souza, PERIĆ, Djordje und OWEN, D. R. J. *Computational methods for plasticity: theory and applications*. Chichester, West Sussex, UK: Wiley, 2008. 791 S.
- [88] CHABOCHE, Jean-Louis. „Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity“. In: *International Journal of Plasticity*, Jg. 5, Nr. 3 (1989), S. 247–302.
- [89] JONES, Robert M. *Deformation theory of plasticity*. Blacksburg: Bull Ridge Pub, 2009.
- [90] HILL, Rodney. *The mathematical theory of plasticity*. Oxford engineering science series 11. Oxford: Clarendon Press, 1998.
- [91] FREDERICK, C.O. und ARMSTRONG, P.J. „A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect“. In: *Materials at High Temperatures*, Jg. 24, Nr. 1 (2007), S. 1–26.
- [92] PRAGER, William. „Recent Developments in the Mathematical Theory of Plasticity“. In: *Journal of Applied Physics*, Jg. 20, Nr. 3 (1949), S. 235–241.
- [93] LEMAITRE, Jean und CHABOCHE, Jean-Louis. *Mechanics of solid materials*. 1. Aufl. Cambridge: Cambridge Univ. Press, 2002.
- [94] CHABOCHE, Jean-Louis. „A review of some plasticity and viscoplasticity constitutive theories“. In: *International Journal of Plasticity*, Jg. 24, Nr. 10 (2008), S. 1642–1693.
- [95] FREED, Alan David und WALKER, Kevin P. „Refinements in a viscoplastic model“. In: *Proceedings of the Winter Annual Meeting of the American Society of Mechanical Engineers*. San Francisco, 1989, 18 S.
- [96] METAIS, Benjamin. „Development of a viscoplastic-damage model for creep-fatigue FE-calculations of the lead-free SnAgCu solder alloy for automotive applications“. Dissertation. Stuttgart: Universität Stuttgart, 2019.
- [97] SYED, Ahmer. „Accumulated creep strain and energy density based thermal fatigue life prediction models for SnAgCu solder joints“. In: *Proceedings of the 54th Electronic Components and Technology Conference*. ECTC. Bd. 1. Las Vegas, 2004, 10 S.

- [98] MUKHERJEE, Subhasis, NUHI, Mohammed, DASGUPTA, Abhijit und MODARRES, Mohammad. „Creep constitutive models suitable for solder alloys in electronic assemblies“. In: *Journal of electronic packaging*, Jg. 138, Nr. 3 (2016), 13 S.
- [99] SIDHU, R.S., DENG, X. und CHAWLA, N. „Microstructure Characterization and Creep Behavior of Pb-Free Sn-Rich Solder Alloys: Part II. Creep Behavior of Bulk Solder and Solder/Copper Joints“. In: *Metallurgical and Materials Transactions A*, Jg. 39, Nr. 2 (2008), S. 349–362.
- [100] WIESE, Steffen, RÖLLIG, Mike, MÜLLER, Maik, RZEPKA, Sven, NOCKE, K., LUHMANN, C., KRAEMER, Frank, MEIER, Karsten und WOLTER, Klaus-Jürgen. „The influence of size and composition on the creep of SnAgCu solder joints“. In: *Proceedings of the 1st Electronic Systemintegration Technology Conference*. ESTC. Dresden, 2006, 14 S.
- [101] WIESE, Steffen, MÜLLER, Maik, PANCHENKO, Irina, METASCH, René, RÖLLIG, Mike und WOLTER, Klaus-Jürgen. „The scaling effect on microstructure and creep properties of Sn-based solders“. In: *Proceedings of the 3rd Electronics System Integration Technology Conference*. ESTC. Berlin, 2010, 8 S.
- [102] DESHPANDE, Abhishek, JIANG, Qian, DASGUPTA, Abhijit und BECKER, Ulrich. „Fatigue Life of Joint-Scale SAC305 Solder Specimens in Tensile and Shear Mode“. In: *Proceedings of the 18th IEEE Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems*. I THERM. Las Vegas, 2019, 4 S.
- [103] KUCZYNSKA, Marta, MANIAR, Youssef, BECKER, Ulrich und WEIHE, Stefan. „Effect of shear and tensile-dominant cyclic loading on failure in SnAgCu solder“. In: *Microelectronics Reliability*, Jg. 120, Nr. 114101 (2021), 9 S.
- [104] BAO, Yingbin und WIERZBICKI, Tomasz. „On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space“. In: *International Journal of Mechanical Sciences*, Jg. 46, Nr. 1 (2004), S. 81–98.
- [105] KUCZYNSKA, Marta, SCHAFET, Natalja, BECKER, Ulrich, MÉTAIS, Benjamin, KABAICHIEV, Alexander, BUHL, Peter und WEIHE, Stefan. „The role of stress state and stress triaxiality in lifetime prediction of solder joints in different packages utilized in automotive electronics“. In: *Proceedings of the 17th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems*. EuroSimE. Montpellier, 2016, 10 S.

- [106] BROWN, Stuart, KIM, Kwon und ANAND, Lallit. „An internal variable constitutive model for hot working of metals“. In: *International Journal of Plasticity*, Jg. 5, Nr. 2 (1989), S. 95–130.
- [107] WIESE, Steffen, MEUSEL, Ekkehard und WOLTER, Klaus-Jürgen. „Microstructural dependence of constitutive properties of eutectic SnAg and SnAgCu solders“. In: *Proceedings of the 53rd Electronic Components and Technology Conference*. ECTC. New Orleans, 2003, 10 S.
- [108] KUCZYNSKA, Marta, SCHAFET, Natalja, BECKER, Ulrich, METASCH, René, ROELLIG, Mike, KABAKCHIEV, Alexander und WEIHE, Stefan. „Validation of different SAC305 material models calibrated on isothermal tests using in-situ TMF measurement of thermally induced shear load“. In: *Microelectronics Reliability*, Jg. 91 (2018), S. 67–85.
- [109] GLEICHAUF, Jonas, MANIAR, Youssef, KUCZYNSKA, Marta, METASCH, René, RÖLLIG, Mike und WIESE, Steffen. „Finite-Element Modeling of the Visco-Plastic Shear-Dominant Deformation Behavior of a Creep-Resistant Sn-Based Solder Alloy under TMF Testing“. In: *Proceedings of the 23rd International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems*. EuroSimE. St. Julian’s, 2022, 8 S.
- [110] METASCH, René, RÖLLIG, Mike, SCHWERZ, René, GLEICHAUF, Jonas, MANIAR, Youssef, RATCHEV, Roumen und MEIER, Karsten. „Optimized TMF Measurement Setup for Reproducible Lifetime Measurements on Solder Joints Under Accelerated Thermal-Mechanical Conditions“. In: *Proceedings of the 23rd International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems*. EuroSimE. St. Julian’s, 2022, 6 S.
- [111] DARVEAUX, Robert. „Effect of simulation methodology on solder joint crack growth correlation“. In: *Proceedings of the 50th Electronic Components and Technology Conference*. ECTC. Las Vegas, 2000, 11 S.
- [112] HEDDERICH, Jürgen und SACHS, Lothar. *Angewandte Statistik*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2016.
- [113] BAIN, Lee J. und ENGELHARDT, Max. *Statistical Analysis of Reliability and Life-Testing Models: Theory and Methods*. 2. Aufl. Routledge, 1. Dez. 2017.
- [114] BONAMENTE, Massimiliano. *Statistics and Analysis of Scientific Data*. Graduate Texts in Physics. New York: Springer New York, 2013.

- [115] ROSSI, Richard J. *Mathematical statistics: an introduction to likelihood based inference*. 1. Aufl. Hoboken: John Wiley & Sons, 2018.
- [116] GENSCHEL, Ulrike und MEEKER, William Q. „A Comparison of Maximum Likelihood and Median-Rank Regression for Weibull Estimation“. In: *Quality Engineering*, Jg. 22, Nr. 4 (2010), S. 236–255.
- [117] ANDERSON, Theodore und DARLING, Donald. „Asymptotic Theory of Certain Goodness of Fit Criteria Based on Stochastic Processes“. In: *The Annals of Mathematical Statistics*, Jg. 23, Nr. 2 (1952), S. 193–212.
- [118] SMIRNOV, N. „Table for Estimating the Goodness of Fit of Empirical Distributions“. In: *The Annals of Mathematical Statistics*, Jg. 19, Nr. 2 (Juni 1948), S. 279–281.
- [119] BERTSCHE, Bernd und DAZER, Martin. *Zuverlässigkeit im Fahrzeug- und Maschinenbau: Ermittlung von Bauteil- und System-Zuverlässigkeiten*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2022.
- [120] ZHANG, Tieling und REN, Y. „Failure data analysis by models involving 3 Weibull distributions“. In: *Proceedings of the Annual Symposium on Reliability and Maintainability*. RAMS. Seattle, 2002, S. 44–50.
- [121] BANNANTINE, Julie A., COMER, Jess J. und HANDROCK, James L. *Fundamentals of metal fatigue analysis*. Englewood Cliffs: Prentice Hall, 1990. 273 S.
- [122] LEE, W. W., NGUYEN, L. T. und SELVADURAY, Guna S. „Solder joint fatigue models: review and applicability to chip scale packages“. In: *Microelectronics reliability*, Jg. 40, Nr. 2 (2000), S. 231–244.
- [123] CHAI, Fei, OSTERMAN, Michael und PECHT, Michael. „Strain-Range-Based Solder Life Predictions Under Temperature Cycling With Varying Amplitude and Mean“. In: *IEEE Transactions on Device and Materials Reliability*, Jg. 14, Nr. 1 (2014), S. 351–357.
- [124] NORRIS, K. C. und LANDZBERG, A. H. „Reliability of Controlled Collapse Interconnections“. In: *IBM Journal of Research and Development*, Jg. 13, Nr. 3 (1969), S. 266–271.
- [125] MANSON, S. S. und DOLAN, T. J. „Thermal Stress and Low Cycle Fatigue“. In: *Journal of Applied Mechanics*, Jg. 33, Nr. 4 (1966), S. 957–957.
- [126] BASQUIN, Olin. „The Exponential Law of Endurance Tests“. In: *American Society for Testing and Materials Proceedings* (1910), S. 625–630.

-
- [127] ENGELMAIER, Werner. „Fatigue life of leadless chip carrier solder joints during power cycling“. In: *IEEE transactions on components, hybrids, and manufacturing technology*, Jg. 6, Nr. 3 (1983), S. 232–237.
- [128] CHAUHAN, P., PECHT, M., OSTERMAN, M. und LEE, S.W.R. „Critical Review of the Engelmaier Model for Solder Joint Creep Fatigue Reliability“. In: *IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies*, Jg. 32, Nr. 3 (2009), 8 S.
- [129] EVANS, John W, EVANS, Jillian Y, GHA, Reza, LEE, Kyoung-Taeg und SHIN, Chang-Ho. „Simulation of fatigue distributions for ball grid arrays by the Monte Carlo method“. In: *Microelectronics Reliability*, Jg. 40, Nr. 7 (2000), S. 1147–1155.
- [130] MAHMUD, M., ABDULLAH, S., ARIFFIN, A. K. und NOPIAH, Z. M. „On the need to adopt strain-based probabilistic approach in predicting fatigue life“. In: *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, Jg. 40, Nr. 2 (2018), S. 82.
- [131] CASTILLO, Enrique und FERNÁNDEZ-CANTELI, Alfonso. „A general regression model for lifetime evaluation and prediction“. In: *International Journal of Fracture*, Jg. 107, Nr. 2 (2001), S. 117–137.
- [132] CASTILLO, Enrique und FERNÁNDEZ-CANTELI, Alfonso. *A Unified Statistical Methodology for Modeling Fatigue Damage*. Dordrecht: Springer Netherlands, 2009.
- [133] GAROFALO, Frank und BUTRYMOWICZ, Daniel B. „Fundamentals of Creep and Creep-Rupture in Metals“. In: *Physics Today*, Jg. 19, Nr. 5 (1966), S. 100–102.
- [134] WIESE, Steffen, RÖLLIG, Mike und WOLTER, Klaus-Jürgen. „Creep of eutectic SnAgCu in thermally treated solder joints“. In: *Proceedings of the 55th Electronic Components and Technology Conference*. ECTC. New York, 2005, 10 S.
- [135] KANCHANOMAI, Chaosuan, MIYASHITA, Yukio und MUTOH, Yoshiharu. „Low-cycle fatigue behavior of Sn-Ag, Sn-Ag-Cu, and Sn-Ag-Cu-Bi lead-free solders“. In: *Journal of Electronic Materials*, Jg. 31 (2002), S. 456–465.
- [136] PAN, Ming-Jen und RANDALL, Clive. „A brief introduction to ceramic capacitors“. In: *IEEE electrical insulation magazine*, Jg. 26, Nr. 3 (2010), S. 44–50.
- [137] KEMET. *Surface Mount Multilayer Ceramic Chip Capacitors (SMD MLCCs)*. 24. Aug. 2023. URL: https://content.kemet.com/datasheets/KEM_C1002_X7R_SMD.pdf (besucht am 16. 10. 2023).
- [138] XIONG, Guangjie, MA, Shuyuan, NIE, Xuejun und TANG, Xiaohua. „New multicolor illumination system for automatic optical inspection“. In: Hrsg. von Yudong ZHANG, José SASIÁN, Libin XIANG und Sandy TO. 2010.

- [139] BUŠEK, David, DUŠEK, Karel, RŮŽIČKA, D., PLAČEK, Martin, MACH, P., URBÁNEK, J. und STARÝ, J. „Flux effect on void quantity and size in soldered joints“. In: *Microelectronics Reliability*, Jg. 60 (2016), S. 135–140.
- [140] KEIMASI, M., AZARIAN, M.H. und PECHT, M.G. „Flex Cracking of Multilayer Ceramic Capacitors Assembled With Pb-Free and Tin–Lead Solders“. In: *IEEE Transactions on Device and Materials Reliability*, Jg. 8, Nr. 1 (2008), S. 182–192.
- [141] AL AHMAR, Joseph, WISS, Erik und WIESE, Steffen. „Flex Cracking of Multilayer Ceramic Capacitors: Experiments on Fracture Propagation“. In: *Proceedings of the 7th Electronic System-Integration Technology Conference*. ESTC. Toulouse, 2018, 7 S.
- [142] BLATTAU, Nathan, BARKER, Donald und HILLMAN, Craig. „Lead free solder and flex cracking failures in ceramic capacitors“. In: *Proceedings of the 24th Annual Capacitor and Resistor Technology Symposium*. CARTS. San Antonio, 2004, 5 S.
- [143] FRANKEN, Klaus und MAIER, Horst R. „Weibull analysis of soldered MLC under bending load stress“. In: *Journal of the European Ceramic Society*, Jg. 19, Nr. 6 (1999), S. 1307–1310.
- [144] GLEICHAUF, Jonas, MANIAR, Youssef, RATCHEV, Roumen, SPRING, Sebastian und WIESE, Steffen. „Optimization of thermal load distribution in accelerated temperature cycling tests for solder joint lifetime qualification tests“. In: *Proceedings of the 21st International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems*. EuroSimE. Virtual Event, 2020, 6 S.
- [145] LEE, Jong-Sook, SHIN, Eui-Chol, SHIN, Dong-Kyu, KIM, Yong, AHN, Pyung-An, SEO, Hyun-Ho, JO, Jung-Mo, KIM, Jee-Hoon, KIM, Gye-Rok, KIM, Young-Hun, PARK, Ji-Young, KIM, Chang-Hoon, HONG, Jeong-Oh und HUR, Kang-Heon. „Impedance Spectroscopy Models for X5R Multilayer Ceramic Capacitors“. In: *Journal of the Korean Ceramic Society*, Jg. 49, Nr. 5 (2012), S. 475–483.
- [146] LAVIELLE, Marc. „Using penalized contrasts for the change-point problem“. In: *Signal Processing*, Jg. 85, Nr. 8 (2005), S. 1501–1510.
- [147] WILD, P., GROZINGER, T., LORENZ, D. und ZIMMERMANN, A. „Void Formation and Their Effect on Reliability of Lead-Free Solder Joints on MID and PCB Substrates“. In: *IEEE Transactions on Reliability*, Jg. 66, Nr. 4 (2017), S. 1229–1237.

- [148] PARK, Jin-Woo, CHAE, Jeong-Hoon, PARK, Il-Hyun, YOUN, Hyuk-Joon und MOON, Yang-Ho. „Thermo-Mechanical Stresses and Mechanical Reliability of Multilayer Ceramic Capacitors (MLCC)“. In: *Journal of the American Ceramic Society*, Jg. 90, Nr. 7 (2007), S. 2151–2158.
- [149] FRANKEN, Klaus und MAIER, Horst R. „Finite-Element Analysis of Ceramic Multilayer Capacitors: Failure Probability Caused by Wave Soldering and Bending Loads“. In: *Journal of the American Ceramics Society*, Jg. 83, Nr. 6 (2000), S. 1433–1440.
- [150] ZUKOWSKI, Elena. „Probabilistische Lebensdauermodelle für thermomechanische Ermüdung von Lötverbindungen in CSP-Bauelementen“. Doktorarbeit. Freiburg: Universität Freiburg, 2014.

