Ermittlung von Lebensdauergleichungen vom Coffin-Manson- und Morrowtyp für bleihaltige und bleifreie Weichlote durch Kombination von FE und Experiment

Von
Taoufiq Hannach

Von der Fakultät V,
Verkehrs- und Maschinensysteme
Der Technischen Universität Berlin
Zur Verleihung des akademischen Grades
Doktor-Ingenieur (Dr.-Ing.)

Genehmigte Dissertation

PROMOTIONSAUSSCHUSS

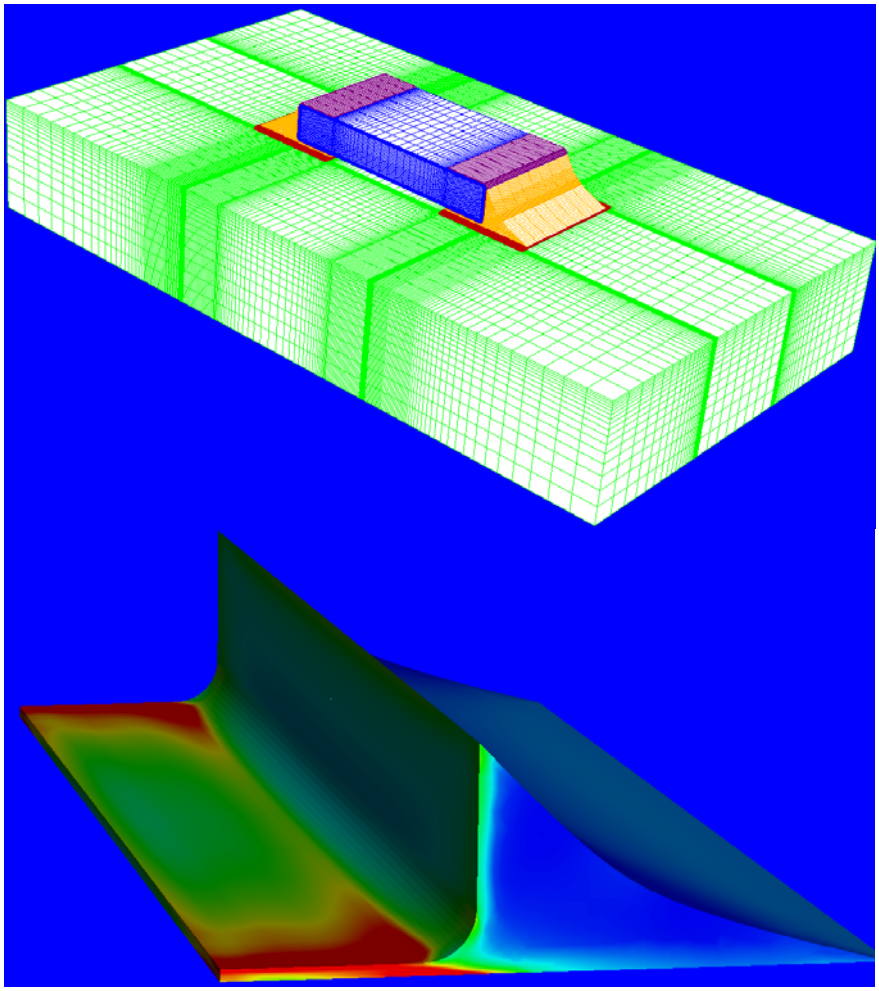
Vorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. habil. J. Wilden,
Erster Gutachter:	Prof. Dr. rer. nat. Wolfgang H. Müller,
Zweiter Gutachter:	Prof. Dr.-Ing. J. Villain,
Tag der Aussprache:	27.08.09

Berlin, 2010
D83

Institut für Mechanik, Sekr. MS-2,
Lehrstuhl für Kontinuumsmechanik und Materialtheorie (LKM)
Technische Universität Berlin
Einsteinufer 5
10587 Berlin, Germany

PROMOTIONSAUSSCHUSS

Vorsitzender:	Prof. Dr.-Ing. habil. J. Wilden, Institut für Werkzeugmaschinen und Fabrikbetrieb Technische Universität Berlin Fachgebiet Füge- und Beschichtungstechnik
Erster Gutachter:	Prof. Dr. rer. nat. Wolfgang H. Müller, Lehrstuhl für Kontinuumsmechanik und Materialtheorie, Technische Universität Berlin
Zweiter Gutachter:	Prof. Dr.-Ing. J. Villain, Fachbereich Elektrotechnik, Fachhochschule Augsburg
Tag der Abgabe:	03.08.09
Tag der Aussprache:	27.08.09



contact
taoufiq.hannach@tu-berlin.de

Danksagung

Ohne die Unterstützung, die ich einerseits am Lehrstuhl für Kontinuumsmechanik und Materialtheorie und andererseits in meinem privaten Umfeld erfahren habe, wäre die Erstellung dieser Arbeit nicht möglich gewesen.
Insbesondere möchte ich meinem Betreuer und ersten Prüfer, Herrn Prof. Dr. Wolfgang H. Müller vom Lehrstuhl für Kontinuumsmechanik und Materialtheorie der TU Berlin, für die zahlreichen und wertvollen Hilfestellungen, Rückmeldungen und Motivationshilfen danken. Ebenso danke ich meinem zweiten Prüfer und Betreuer, Herrn Prof. Dr. Jürgen Villain vom Kompetenzzentrum Mechatronik der Hochschule Augsburg, sowie meinem Prüfungsvorsitzenden, Herrn Prof. Dr. Johannes Wilden vom Fachgebiet Füge- und Beschichtungstechnik der TU Berlin.

Die Zeit am Lehrstuhl für Kontinuumsmechanik und Materialtheorie wird mir in bester Erinnerung bleiben, stets war die Arbeitsatmosphäre geprägt von hoher Freundlichkeit, Kollegialität und Hilfsbereitschaft. Ich bedanke mich bei allen Kollegen und Bekannten, insbesondere bei Frau Berrit Krahl, Frau Solveig Bellgardt-Mertens, Herrn Dr. Ralf Wille, Herrn Emek Abali, Herrn Andreas Brandmair, Herrn Holger Worrack, Herrn Guido Harneit, Herrn Benjamin Schmorl und Herrn Arion Juritza.

Nicht zuletzt danke ich auch meiner Freundin Dorothee Richter für ein Höchstmaß an moralischer Unterstützung und Anteilnahme.

Erklärung des Autors

Hiermit erkläre ich, Dipl.-Ing. Taoufiq Hannach, an Eides statt, die vorliegende Dissertation selbstständig und ohne mit Hilfe Dritter verfasst zu haben.

Berlin, den:.....

Unterschrift:.....

Abstract

In comparison to the lead-containing solder the development and testing of new lead-free solders is not that advanced. In different scientific sources one will find contradicting information regarding their reliability.

In view of this situation the following objectives result which will be dealt with in this work:

- Literature search of scientific publications dealing with the reliability of lead-free solders used in microelectronics;
- Creation of a reliable database with characteristic values for measuring the reliability of common lead-free solders;
- Comparison of these values with the ones from external sources.

The reliability of common lead-free solders used in microelectronics will be evaluated in standardized temperature cycle tests. Such tests are typically performed until the solder joint fails. Frequently thousands of thermal cycles are required which can last several months.

The accumulated inelastic strain energy and inelastic creep strain per thermal cycle will be determined on the basis of the finite element method. Several models have been developed to predict solder joint's reliability based on Coffin-Manson and Morrow's fatigue laws. These laws describe the reliability of a solder and can be derived from a correlation between experimental failure data and the inelastic strain energy or the inelastic strain obtained from finite element analyses. The fatigue life of the solder joints can be predicted based on the Coffin-Manson- und Morrow-equation for various cases without costly experiments.

In the framework of this study the parameters of reliability are calculated based on FE-simulations and experimentally determined data of fatigue life. These data are determined in context with two large research projects LIVE and W5.

All investigations of the present work refer to solder joints in ceramic condensers and resistors. A long-term goal is it to prove the validity of the determined fatigue life relations for arbitrary solder joint geometry so that these can be regarded as material properties.

Kurzfassung

Die Entwicklung und Erprobung neuartiger bleifreier Lotwerkstoffe ist noch nicht so weit fortgeschritten wie im Falle der bleihaltigen Lote. Mitunter finden sich in verschiedenen wissenschaftlichen Quellen differierende und widersprüchliche Aussagen hinsichtlich der Zuverlässigkeit.
In Anbetracht dieser Situation ergeben sich folgende Zielsetzungen, denen in der vorliegenden Arbeit nachgegangen wird:

- Recherche wissenschaftlicher Arbeiten, in denen die Zuverlässigkeit bleifreier Lote in der Mikroelektronik untersucht wird;
- die Schaffung einer soliden Datenbasis an Zuverlässigkeitskennwerten für gängige bleifreie Lötverbindungen;
- der Vergleich dieser Kennwerte mit Kenndaten, die in externen wissenschaftlichen Arbeiten ermittelt wurden.

Die Zuverlässigkeit mikroelektronischer Lötverbindungen wird mit Hilfe standardisierter Temperaturwechseltests, die zur Bestimmung der Lebensdauer unter kontrollierten Bedingungen dienen, untersucht. Tests dieser Art werden für gewöhnlich bis zum Versagen der zu testenden Lötverbindungen gefahren. Oftmals sind hierzu mehrere tausend thermische Zyklen und Testzeiträume von mehreren Monaten notwendig.

Werden experimentell ermittelte Lebensdauern über die zugehörigen, pro thermischem Zyklus im Lot auftretenden Kriechenergiedichten oder Kriechdehnungen aufgetragen, lassen sich für das untersuchte Lot Zuverlässigkeitskennwerte ableiten. Auf deren Basis können mathematische Lebensdauergesetze aufgestellt werden. Mit Hilfe dieser Gesetze sind Lebensdauerprognosen möglich, ohne zusätzlich Experimente durchführen zu müssen. Die Bestimmung der zyklisch auftretenden Kriechenergiedichten muss anhand von FE-Simulationen erfolgen. Die Ermittlung von Kriechdehnungen bzw. Kriechenergiedichten ist mit Hilfe von FE-Simulationen möglich.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit erfolgen Bestimmungen von Zuverlässigkeitskennwerten auf Basis von FE-Simulationen und experimentell ermittelten Lebensdauern. Diese Lebensdauern wurden im Rahmen zweier großer Forschungsprojekte, den Projekten LIVE und W5, ermittelt.

Alle Untersuchungen der vorliegenden Arbeit beziehen sich auf Lötverbindungen keramischer Kondensatoren und Widerstände. Langfristiges Ziel ist es, die Gültigkeit der ermittelten Lebensdauerbeziehungen für beliebige Lotgeometrien zu belegen, so dass diese als Materialkennwerte betrachtet werden können.

Inhaltsverzeichnis

Danksagung V
Erklärung des Autors VI
Abstract VII
Kurzfassung VIII
Inhaltsverzeichnis X
Abbildungsverzeichnis XIV
Tabellenverzeichnis XXI
Symbolverzeichnis XXII
1 Einleitung und Vorbetrachtungen 1
1.1 Einleitung 1
1.2 Beschreibung der Versuchsreihe „Testboard 1“ des Projekts LIVE 8
1.2.1 Allgemeine Einführung 8
1.2.2 Ausgewählte Bauelemente und Lote 9
1.2.3 Temperaturwechseltests 11
1.2.4 Durchgeführte Versuche zur Charakterisierung von Lotwerkstoffen im Rahmen des Projekts LIVE 13
1.3 Projekt W5 18
2 Entwicklung von Gleichungen zur Bestimmung der Lebensdauern von Loten bei zyklischen Belastungen 22
2.1 Wöhlerkurven 23
2.2 Das Coffin-Manson-Gesetz 29
2.3 Das Coffin-Manson-Gesetz nach Engelmaier 32
2.4 Das Norris-Landzberg-Gesetz 32
2.5 Das Lau-Pao-Gesetz für SnPb37 und SAC 33
2.6 Das Coffin-Manson- und das Morrow-Gesetz anhand von Experimenten und FE-Simulationen 33
2.7 Physikalische Bedeutung der Coffin-Manson-Parameter 35
2.8 Rissinitiierung und Rissausbreitung in einer Volumeneinheit 36
2.9 Die Relation zwischen plastischen Dehnungen und Bruchlastspielzahlen 39
3 Zusammenfassung und Diskussion der Literatur zum Thema Schädigungsexponenten und -koeffizienten bei Loten 43
3.1 Fatigue of 60/40 solder (Solomon, 1986) 43
3.2 Computational parametric analyzes on the solder joint reliability of bottom leaded plastic (BLP) package (Zhang et al., 2002) 45
3.3 Design considerations on solder joint reliability of dual row quad flat no-lead packages (Ying et al., 2004) 47
3.4 Reliability of SnPb and Pb-free flip-chips under different test conditions (Spraul et al., 2007) 49
3.5 Fatigue life models for SnAgCu and SnPb solder joints evaluated by experiments and simulation (Schubert et al., 2003) 51
3.6 The effects of underfill and its material models on thermomechanical behaviors of a flip chip package (Chen et al., 2001) 54
3.7 Integrated flow-thermomechanical and reliability analysis of a low air cooled flip chip-PBGA package (Hong et al., 1998) 57
3.8 An analytical elasto-creep model of solder joints in leadless chip resistors: Part 2. applications in fatigue reliability predictions for SnPb and lead-free solders (Ghorbani et al., 2007) 61
3.9 Acceleration factors for lead-free solder materials (Salmela, 2007) 67

3.10 Crack initiation and growth in solder joints under cyclic shear deformation using piezomechanical actuation (Shim et al., 2007) 70
3.11 Universal fatigue life prediction equation for ceramic ball grid array (CBGA) packages (Perkins et al., 2007) 73
3.12 Low cycle fatigue of Sn-based lead-free solder joints and the analysis of fatigue life prediction uncertainty (Andersson et al., 2006) 78
3.13 Low-cycle fatigue behavior of Sn-Ag, Sn-Ag-Cu, and Sn-Ag-Cu-Bi lead-free solders (Miyashita et al., 2002) 82
3.14 A comparative study of solder fatigue evaluated by microscopic in-situ analysis, on-line resistance measurement and FE calculations (Dudek et al., 2005) 85
3.15 Harsh solder joint reliability tests by impact drop and highly accelerated life test (HALT) (Che et al., 2004) 87
3.16 A study of cyclic bending reliability of bare-die-type chip-scale packages (Lai et al., 2004) 88
3.17 Low cycle fatigue models for lead-free solders (Pang et al., 2004) 91
3.18 Creep and fatigue characterization of lead free 95.5Sn-3.8Ag-0.7Cu solder (Xiong et al., 2004) 94
3.19 Fatigue life model of SnPb & SnAgCu solder joints with experimental correlation (Ying et al., 2004) 95
3.20 Comparison of isothermal mechanical fatigue properties of lead-free solder joints and bulk solders (Andersson et al. 2005) 98
3.21 Low-cycle fatigue characteristics of Sn-based solder joints (Lee et al., 2004) 103
3.22 Low cycle fatigue analysis of temperature and frequency effects in eutectic solder alloy (Shi et al., 2000) 105
3.23 On enhancing eutectic solder joint reliability using a second-reflow-process approach (Chiang et al., 2000) 105
3.24 Fatigue of 60/40 solder: Ein Spezialfall der Solomon Ergebnisse (Solomon, 1986). 108
3.25 Low cycle fatigue behavior and mechanisms of a eutectic Sn-Pb solder 63Sn/37Pb (Mutoh et al., 2002) 108
3.26 Accumulated creep strain and energy density based thermal fatigue life prediction models for SnAgCu solder joints (Syed, 2004) 109
3.27 Acceleration factors and thermal cycling test efficiency for lead-free Sn-Ag-Cu assemblies (Clech, 2005) 112
3.28 Predicting solder joint reliability for thermal, power, & bend cycle within 25% accuracy (Syed, 2004) 115
3.29 Chip scale package (CSP) solder joint reliability and modeling (Masazumi, 1998) 117
3.30 Fatigue analysis of flip chip assemblies using thermal stress simulations and a coffin-manson relation (Darveaux et al., 1991) 119
3.31 Correlation of uniaxial tension-tension, torsion, and multiaxial tension-torsion fatigue failure in a 63Sn-37Pb solder alloy (Cortez et al., 1992) 121
3.32 Mechanical behaviors of 60/40 tin-lead solder lap joints (Enke et al., 1989) 122
3.33 Thermomechanical fatigue life prediction of 63Sn/37Pb solder (Guo, 1991) 124
3.34 Mechanical fatigue characteristics of Sn-3.5Ag-X (X = Bi, Cu, Zn and In) solder alloys (Kariya et al., 1998) 124
3.35 Cyclic softening of the Sn-3.8Ag-0.7Cu lead-free solder alloy with equiaxed grain structure (Zeng, et al., 2005) 125
3.36 Thermal fatigue life prediction of solder joints using stress analysis (Mukai et al., 1997) 125

4 FE-Simulation an Widerstände bzw. Kondensatoren ... 128
4.1 Vorbereitungen für die FE-Simulationen der Widerstände und Kondensatoren ... 128
4.1.1 Abmessungen ... 129
4.1.2 3D-FE-Modell, Randbedingungen ... 135
4.1.3 Vernetzung des Modells ... 136
4.1.4 Thermische Lastzyklen bei den Widerständen ... 141
4.1.5 Thermische Lastzyklen bei den Kondensatoren ... 143
4.1.6 Materialdaten ... 143
4.1.7 Materialdaten der Kondensatoren ... 149
4.2 Ergebnisse der FE-Simulationen der Widerstände ... 150
4.2.1 Verformungen ... 150
4.2.2 Resultierende Spannungs-Dehnungs-Kurve ... 150
4.2.3 Kriechenergiedichte und Kriechdehnung an einem einzigen Element ... 154
4.2.4 Spannungsergebnisse an der Keramik und am Lot ... 156
4.2.5 Kriechdehnung (*CEEQ*) und Kriechenergiedichte (*CENER*) am ganzem Lotfuß ... 158
4.2.6 Mittelung der Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten für die Lebensdauerberechnung bei Widerständen ... 162
4.3 Ergebnisse der FE-Simulationen der Kondensatoren ... 165
4.3.1 Verformungen ... 165
4.3.2 Kriechenergiedichte und Kriechdehnung an einem Element ... 166
4.3.3 Spannungsergebnisse an der Keramik und am Lot ... 167
4.3.4 Kriechdehnung (*CEEQ*) und Kriechenergiedichte (*CENER*) am ganzen Lotfuß ... 169
4.3.5 Mittelung der Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten für die Lebensdauerberechnung 171
4.3.6 Mittelung der Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten für die Lebensdauerberechnung bei den Kondensatoren ... 172
5 Eigene Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten sowie -Koeffizienten und Vergleich mit der Literatur ... 175
5.1 Bestimmung der Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten sowie -Koeffizienten mit Hilfe von FE-Simulationen und experimentellen Daten aus dem Projekt LIVE ... 175
5.1.1 Experimentelle Ergebnisse des Projekts LIVE ... 176
5.1.2 Vorgehensweise zur Bestimmung von Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten auf Basis des Projekts LIVE ... 180
5.1.3 Experimentell und theoretisch berechnete Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten anhand des Projekts LIVE ... 181
5.2 Bestimmung der Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten mit Hilfe der FE-Simulationen und experimenteller Daten aus dem Projekt W5 ... 184
5.2.1 Experimentelle Ergebnisse des Projekts W5 ... 184
5.2.2 Vorgehensweise zur Bestimmung von Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten auf Basis des Projekts W5 ... 188
5.2.3 Experimentell und theoretisch berechnete Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten anhand des Projekts W5 ... 190
5.3 Berechnete Coffin-Manson-Exponenten anhand von Messdaten im Projekt LIVE ... 192
5.4 Literaturdaten und prognostizierte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten für SnPb und SAC-Lote ... 194
5.4.1 Literaturdaten, Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten für SnPb und SAC-Lote ... 194
5.4.2 Prognostizierte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten für SnPb und SAC-Lote ... 199
5.5 Berechnung von Spannungs-Dehnungs-Parametern mit Hilfe von Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten ... 200

5.5.1 Berechnung der Spannungs-Dehnungs-Parameter mit Hilfe von Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten bezüglich des Projekts LIVE 201
5.5.2 Berechnung der Spannungs-Dehnungs-Parameter mit Hilfe von Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und –Koeffizienten bezüglich der Literaturquellen 202
5.5.3 Berechnung von Bruchdehnungen mit Hilfe von Coffin-Manson-Koeffizienten und der zugehörigen Verfestigungsexponenten anhand der Literaturquellen 206
6 Zusammenfassung 209
Anhang 212
Literaturverzeichnis 222

Abbildungsverzeichnis

Abb. 1.1: Keramische Kondensatoren (Scheel et al., 2008) 2
Abb. 1.2: Keramische Widerstände (Scheel et al., 2008) 3
Abb. 1.3: Platine, die mittels Durchsteckmontagetechnologie bestückt wurde (Bild, 2009) 4
Abb. 1.4: Detailansicht einer Platine, die mittels Oberflächenmontagetechnologie..... 4
Abb. 1.5: Verwendete Thermo-Schock-Profile (Scheel et al., 2008) 12
Abb. 1.6: Verwendete Thermo-Wechsel-Tests (Scheel et al., 2008)..... 13
Abb. 1.7: Miniaturzugprobe..... 14
Abb. 1.8: Kriechkurve (Kriechen , 2009) 16
Abb. 1.9: Doppelschulterzugproben (Scheel et al., 2008) 17
Abb. 1.10: Kriechmessung unter Einwirkung von Scherkräften am Lotkontakt (Scheel et al., 2008).... 17
Abb. 1.11: Torsionsprüfprobe (Scheel et al., 2008)..... 18
Abb. 2.1: Zeitlicher Verlauf der Spannung bei schwingender Beanspruchung (Mauk et al., 2008) . 23
Abb. 2.2: Belastungsfälle..... 25
Abb. 2.3: Spannungs-Dehnungs-Hysterese für einen Belastungszyklus im Zeitfestigkeitsbereich... 25
Abb. 2.4: Idealisierte Versagenskennlinie bzw. Wöhlerkurve..... 26
Abb. 2.5: Streubereich einer Wöhlerkurve 27
Abb. 2.6: Dehnungswöhlerkurve 28
Abb. 2.7: Schliffbild eines CR0201-Zweipoler 31
Abb. 2.8: Vorgehensweise bei der Ermittlung der Coffin-Manson-Faktoren, Links: einfache Auftragung der Daten; rechts: doppeltlogarithmische Auftragung 35
Abb. 2.9: Spannungs-Dehnungs-Kurve 36
Abb. 2.10: Versetzungen und Rissinitiierung 36
Abb. 2.11: Ein Kristall mit Stufenversetzungen 37
Abb. 2.12: Der Burgers-Vektor bei einem Kristall mit einer Stufenversetzung. 37
Abb. 3.1: Scherung über Lastzyklen für die folgenden Temperaturen: -50, 35, 125 und 150 °C, (Solomon, 1986) 43
Abb. 3.2: Vergleich der logarithmierten experimentellen 44
Abb. 3.3: BLP-Package, (Zhang et al., 2002)..... 45
Abb. 3.4: Das FE-Netz des Bausteines BLP 1 (Links) und BLP 2 (rechts), (Zhang et al., 2002) 46
Abb. 3.5: Akkumulation der maximalen äquivalenten Kriechdehnung..... 46
Abb. 3.6: Ermittlung der Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten..... 46
Abb. 3.7: Dual Row QFN Package (Ying et al., 2004)..... 47
Abb. 3.8: Ermittelte Lebensdauern über der Kriechdehnung, (Ying et al., 2004) 48
Abb. 3.9: Globales FE-Modell und lokaler Ausschnitt (oben) 49
Abb. 3.10: Gemessenes Temperaturprofil des Thermo-Schock-Tests (-40/125 °C), (Spraul et al., 2007)..... 50
Abb. 3.11: Skizze eines Lotballs mit Abmessungen (links), ... 50
Abb. 3.12: Schliffbild nach 1000 Zyklen (links), ... 51
Abb. 3.13: Ermittelte Lebensdauern über der Kriechdehnung 51
Abb. 3.14: Kriechdehnungen in einem Lotball, (Schubert et al., 2003) 52
Abb. 3.15: Akkumulierte Kriechdehnungen über den Lebensdauern..... 53
Abb. 3.16: Akkumulierte Kriechenergiedichte über Lebensdauerzyklen..... 53
Abb. 3.17: Schematischer Aufbau des Flip-Chip-Packages, (Chen et al., 2001) 55

Abb. 3.18: Die prozentuale Delamination in Abhängigkeit von den thermischen Zyklen, (Chen et al., 2001) ... 55
Abb. 3.19: 2D-FE-Netz, (Chen et al., 2001) ... 56
Abb. 3.20: Ermittlung der Coffin-Manson-Exponenten, (Chen et al., 2001) ... 57
Abb. 3.21: Versuchsaufbau des PBGA-Bausteines, (Hong et al., 1998) ... 57
Abb. 3.22: 3D-FE-Netz und zwei vergrößerte Lotbälle, (Hong et al., 1998) ... 58
Abb. 3.23: Ermittelte Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit ... 58
Abb. 3.24: Ermittelte Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit ... 59
Abb. 3.25: Verwendete Materialdaten, (Hong et al., 1998) ... 59
Abb. 3.26: Ermittelte Kriechdehnungen, (Hong et al., 1998) ... 60
Abb. 3.27: Gemessene Lebensdauerzyklen, (Hong et al., 1998) ... 60
Abb. 3.28: Schematische Darstellung eines Widerstandes, (Ghorbani et al., 2007) ... 61
Abb. 3.29: Abmessungen des Modells und die verwendete Materialdaten, (Ghorbani et al., 2007) ... 61
Abb. 3.30: Verwendete thermischen Belastungen, (Ghorbani et al., 2007) ... 62
Abb. 3.31: Mises-Spannungen im Bereich des Knotens 181 des Modells (SAC), (Ghorbani et al., 2007) ... 63
Abb. 3.32: von Mises-Spannungen im Bereich des Knotens 181 des Modells (SnPb), (Ghorbani et al., 2007) ... 63
Abb. 3.33: Akkumulierte Kriechdehnung im Bereich ... 63
Abb. 3.34: Akkumulierte Kriechdehnung im Bereich ... 64
Abb. 3.35: Akkumulierte Kriechenergiedichte im Bereich ... 64
Abb. 3.36: Akkumulierte Kriechenergiedichte im Bereich ... 64
Abb. 3.37: Vergleich der Ergebnisse beim Thermo-Schock-Test 95-100, (Ghorbani et al., 2007) ... 65
Abb. 3.38: Coffin-Manson-Gleichungen für SnPb und SAC ... 65
Abb. 3.39: Morrow-Gleichungen für SnPb und SAC auf Basis ... 66
Abb. 3.40: Lebensdauergleichungen für SnPb und SAC ... 66
Abb. 3.41: Die Testprobe, (Salmela, 2007) ... 68
Abb. 3.42: Verwendete thermische Zyklen, (Salmela, 2007) ... 69
Abb. 3.43: Schematische Darstellung des Ausgangszustands, des Schrumpfens und des Ausweitens ... 71
Abb. 3.44: Auftragung der ermittelten Punkte, (Shim et al., 2007) ... 73
Abb. 3.45: 3D-FE-Viertelmodell mit zwei Elementtypen, ... 75
Abb. 3.46: Beispiel einer Regressionsanalyse, (Perkins et al., 2007) ... 77
Abb. 3.47: Schematischer Aufbau der Lap-Shear-Proben, (Andersson et al., 2006) ... 79
Abb. 3.48: Scherdehnung bzw. dissipierte Energiedichte über Lebensdauerzyklen, (Andersson et al., 2006) ... 80
Abb. 3.49: Spannung-Dehnungs-Hysterese, (Andersson et al., 2006) ... 81
Abb. 3.50: Darstellung einer Zugprobe mit Abmessungen, (Miyashita et al., 2002) ... 83
Abb. 3.51: Die resultierenden Spannungs-Dehnungs-Hysteresen ... 83
Abb. 3.52: Doppellogarithmische Auftragung der plastischen ... 84
Abb. 3.53: Testeinrichtung beim Lap-Scher-Versuch, (Scheel et al., 2008) ... 85
Abb. 3.54: Thermische Wechseltest -40/125 °C, (Dudek et al., 2005) ... 86
Abb. 3.55: 3D-FE-Modell und Vergleich zwischen realer ... 87
Abb. 3.56: Testplatine und Testapparatur, (Lai et al., 2004) ... 88
Abb. 3.57: Verwendetes FE-Modell, (Lai et al., 2004) ... 89
Abb. 3.58: Spannungs-Dehnungs-Kurve für SnPb37, (Lai et al., 2004) ... 90
Abb. 3.59: Morrow-Gleichung, (Lai et al., 2004) ... 90
Abb. 3.60: Verwendete Zugprobe, (Pang et al., 2004) ... 91

Abb. 3.61: Spannungs-Dehnungshysteresen bei Frequenzen von 1 Hz und 0.001 Hz, (Pang et al., 2004) ... 93
Abb. 3.62: Doppellogarithmische Auftragung der Schädigungsparameter ... 93
Abb. 3.63: LFBGA-FE-Netz, (Ying et al., 2004) ... 96
Abb. 3.64: Kriechdehnungsverteilung und Schliffbild eines geschädigten Lotes, (Ying et al., 2004) ... 97
Abb. 3.65: Ermittlung der Coffin-Manson-Gleichung, (Ying et al., 2004) ... 97
Abb. 3.66: Aufbau und Abmessungen der Zugproben [mm], (Andersson et al., 2005) ... 98
Abb. 3.67: Aufbau und Abmessungen der Lap-Shear-Proben [mm], (Andersson et al., 2005) ... 98
Abb. 3.68: Doppellogarithmische Auftragung der zyklischen plastischen ... 100
Abb. 3.69: Doppellogarithmische Auftragung der zyklischen plastischen ... 101
Abb. 3.70: Auftragung der zyklischen plastischen Dehnungen über den Lebensdauern, (Andersson et al., 2005) ... 102
Abb. 3.71: Spannungs-Dehnungs-Hysteresen bei 100 und 1000 Zyklen, SnAg3,5, (Andersson et al., 2005) ... 102
Abb. 3.72: Lap-Shear-Probe (a), Querschnitt durch einen Lotball auf der FR4-Platine (b), (Lee et al., 2004) ... 103
Abb. 3.73: Prozentuale Anteile der einzelnen Legierungskomponenten, (Lee et al., 2004) ... 103
Abb. 3.74: Schubspannungs- Schubdehnungs- Hysterese, (Lee et al., 2004) ... 104
Abb. 3.75: Doppeltlogarithmische Auftragung der ... 104
Abb. 3.76: Probengeometrie [mm], (Shi et al., 2000) ... 105
Abb. 3.77: 3D-FE-Modell des PBGA-Packages, (Chiang et al., 2000) ... 106
Abb. 3.78: Materialdaten und Geometriedaten, (Chiang et al., 2000) ... 106
Abb. 3.79: Lebensdauerberechnung mittels Coffin-Manson-Gleichung, (Chiang et al., 2000) ... 107
Abb. 3.80: Lebensdauerberechnung mittels Morrow-Gleichung, (Chiang et al., 2000) ... 107
Abb. 3.81: Coffin-Manson-Gesetz, (Syed, 2004) ... 111
Abb. 3.82: Morrow-Gesetz, (Syed, 2004) ... 112
Abb. 3.83: Definition der maximalen Distance zur neutralen Punkt (DNP), (Clech, 2005) ... 113
Abb. 3.84: Ermittelten Coffin-Manson-Exponenten und Koeffizienten diverser Autoren, (Clech, 2005) ... 114
Abb. 3.85: Aufbau des Biegeversuches, (Syed, 2004/2) ... 115
Abb. 3.86: Das 3D-FE-Netz für den Biegeversuch, (Syed, 2004) ... 115
Abb. 3.87: Spannungs-Dehnungs-Kurve von SnPb-Lot, (Syed, 2004/2) ... 116
Abb. 3.88: Ermittelte Coffin-Manson-Exponenten und -Koeffizienten, (Syed, 2004/2) ... 116
Abb. 3.89: FE-Netz des CSP-Bausteines, (Masazumi, 1998) ... 117
Abb. 3.90: FE-Netz mit Intermetallischen Phasen, (Masazumi, 1998) ... 117
Abb. 3.91: Verwendeten Materialdaten, (Masazumi, 1998) ... 118
Abb. 3.92: verwendeter Thermo-Schock-Test -40/125 C, (Masazumi, 1998) ... 118
Abb. 3.93: Ermittelten Coffin-Manson-Exponenten und Koeffizienten, (Masazumi, 1998) ... 119
Abb. 3.94: Ermittlung des Coffin-Manson-Gesetzes, (Darveaux et al., 1991) ... 121
Abb. 3.95: Doppellogarithmische Auftragung der ermittelten ... 122
Abb. 3.96: Abmessungen der Lap-Shear-Proben, Auflagerung der Probe, 2D-FE-Netz, (Enke et al., 1989) ... 123
Abb. 3.97: Korrelation der plastischen Dehnungen und der Lebensdauerzyklen, (Enke et al., 1989) ... 123
Abb. 4.1: Verwendete Abmessungen der Widerstände (Welwyn, 2009) ... 129
Abb. 4.2: Schliffbilder der Widerstände (Scheel et al., 2008) ... 129
Abb. 4.3: CR0201-Abmessungen ... 130

Abb. 4.4: CR0402-Abmessungen 130
Abb. 4.5: CR1206-Abmessungen 131
Abb. 4.6: CR2512-Abmessungen 131
Abb. 4.7: Kupferpad-Abmessungen 132
Abb. 4.8: Fotos und Schliffbilder der verwendeten Kondensatoren (Reichelt, 2007) 132
Abb. 4.9: CC0603-Abmessungen 133
Abb. 4.10: CC0805-Abmessungen 133
Abb. 4.11: CC1206-Abmessungen 133
Abb. 4.12: CC1812-sp-Abmessungen 134
Abb. 4.13: CC1812-bp-Abmessungen 134
Abb. 4.14: CC0805 mit konkavem und konvexem Lot 135
Abb. 4.15: Beispiel einer bestückten Platine (Scheel et al., 2008) 135
Abb. 4.16: CAD-Symmetrien, CR2512 136
Abb. 4.17: CAD-Symmetrien, CR1206 136
Abb. 4.18: Maximale von Mises-Spannungen bei -40 °C im gesamten Lotbereich 137
Abb. 4.19: CR0201-FE-Netz 138
Abb. 4.20: CR0402-FE-Netz 138
Abb. 4.21: CR1206-FE-Netz 138
Abb. 4.22: CR2512-FE-Netz 139
Abb. 4.23: Maximale von Mises-Spannungen bei -40 °C 139
Abb. 4.24: CC0603-FE-Netz 140
Abb. 4.25: CC0805-FE-Netz 140
Abb. 4.26: CC1206-FE-Netz 140
Abb. 4.27: CC1812-Small-Pad-FE-Netz 140
Abb. 4.28: CC1812-Big-Pad-FE-Netz 141
Abb. 4.29: FE-Netze CC0805 und CC1812-Big-Pad, mit konkaver und konvexer Lotform 141
Abb. 4.30: Thermo-Wechsel-Zyklen: TW 0/80 °C, TW -40/125 °C und TW -40/150 °C 142
Abb. 4.31: Thermo-Schock-Zyklen: TS 0/80 °C, TS -20/90 °C, TS -40/125 °C und TS -40/150 °C 142
Abb. 4.32: Thermo-Schock-Zyklus: TS -40/125 °C 143
Abb. 4.33: Typische Spannungs-Dehnungskurve 145
Abb. 4.34: Berechnete wahre Spannungs-Dehnungskurven 146
Abb. 4.35: Kriechraten bei drei verschiedenen Temperaturen 148
Abb. 4.36: Kriechkurven bei Variation der einzelnen Parameter für SAC3807 bei 25 °C 148
Abb. 4.37: Verformung CR2512 bei -40 °C, Vergrößerungsfaktor 100 150
Abb. 4.38: Verformung CR2512 bei 125 °C, Vergrößerungsfaktor 100 150
Abb. 4.39: Zustand des Keramik-Platine-Verbundes bei Referenztemperatur T_R und nach einer Temperaturänderung 151
Abb. 4.40: Typischer Spannungs-Dehnungskurve für einen thermischen Zyklus 151
Abb. 4.41: Ausgewähltes Element im Baustein CR1206 152
Abb. 4.42: Scherspannung über Scherdehnung bei CR1206, TW -40/125 °C 153
Abb. 4.43: Scherspannung über Scherdehnung bei CR1206, TW -40/150 °C, 3 thermische Zyklen 153
Abb. 4.44: Scherspannung über Scherdehnung, CR1206, TW -40/150 °C 154
Abb. 4.45: Akkumulierte Kriechenergiedichte, CR1206, ein Element, TW -40/150 °C 155
Abb. 4.46: Akkumulierte Kriechdehnung, CR1206, ein Element, TW -40/125 °C 155
Abb. 4.47: Biegespannung S_{xx} bei verschiedenen Lotlegierungen (generisches SAC3807, InnoLot, SAC405, SAC1305, SAC2505, SAC2705, SnPb37) bei -40 °C 157

Abb. 4.48: Biegespannungen an den vier Widerständen für das generische Lot bei -40 °C 157
Abb. 4.49: Von Mises-Spannungen bei den verschiedenen Loten bei -40 °C, CR1206 158
Abb. 4.50: Kriechdehnung bei den Widerständen nach Simulation von drei Zyklen des Temperaturwechseltests TW -40/125 °C, für SAC3807 159
Abb. 4.51: Kriechenergiedichte bei den Widerständen nach Simulation von drei Zyklen des Temperaturwechseltests TW -40/125 °C, für SAC3807 159
Abb. 4.52: Akkumulierte Kriechdehnung *CEEQ* bei verschiedenen Loten nach Simulation von drei Zyklen des Temperaturwechseltests TW -40/125 °C, CR1206 160
Abb. 4.53: Akkumulierte Kriechenergiedichte *CENER* bei verschiedenen Loten nach Simulation von drei Zyklen des Temperaturwechseltests TW -40/125 °C, CR1206 160
Abb. 4.54: Akkumulierte Kriechdehnung *CEEQ* nach drei thermischen Zyklen bei verschiedenen Temperaturwechseltests TS/TW für InnoLot 161
Abb. 4.55: Akkumulierte Kriechenergiedichte *CENER* nach drei thermischen Zyklen bei verschiedenen Temperaturwechseltests TS/TW für InnoLot, CR1206 162
Abb. 4.56: Schliffbilder mit Rissbildung bei den Widerständen (Scheel et al., 2008) 163
Abb. 4.57: Ausgewertete Lotbereiche der verschiedenen Bausteine 164
Abb. 4.58: Vergleich der Kriechdehnungen bei verschiedenen thermischen Zyklen und 164
Abb. 4.59: Vergleich der Kriechdehnungen bei verschiedenen thermischen Zyklen und Bausteinabmessungen für InnoLot 164
Abb. 4.60: Vergleich der Kriechenergiedichten bei verschiedenen thermischen Zyklen und Bausteinabmessungen für SnPb37 165
Abb. 4.61: Vergleich der Kriechenergiedichten bei verschiedenen thermischen Zyklen und Bausteinabmessungen für InnoLot 165
Abb. 4.62: Verformung bei -40 °C und 125 °C, CC1206, Vergrößerungsfaktor 100 166
Abb. 4.63: Ausgewertetes Element beim Kondensator CC0603 166
Abb. 4.64: Akkumulation der Kriechdehnung über drei thermische Zyklen, ein Element 166
Abb. 4.65: Akkumulation der Kriechenergiedichte über drei thermische Zyklen, ein Element 167
Abb. 4.66: Risse in der Keramik (Reichelt, 2007) 167
Abb. 4.67: Biegespannungen bei SAC3807 für alle Kondensatoren 168
Abb. 4.68: Biegespannungen bei SAC3807, CC0805 und CC1812-bp, konkaves und konvexes Lot 168
Abb. 4.69: Akkumulierte Kriechdehnung nach drei Zyklen TS -40/125 °C 169
Abb. 4.70: Akkumulierte Kriechdehnung nach drei Zyklen TS -40/125 °C, ... 170
Abb. 4.71: Akkumulierte Kriechenergiedichte nach drei Zyklen TS -40/125 °C 170
Abb. 4.72: Akkumulierte Kriechenergiedichte nach drei 171
Abb. 4.73: Rissausbildung unter thermischen Lastwechseln (Reichelt, 2007) 171
Abb. 4.74: Ausgewertete Lotbereiche der verschiedenen Bausteine, jeweils der gesamte Lotspalt (SO) 172
Abb. 4.75: Ausgewertete Lotbereiche der verschiedenen Bausteine, konstantes Volumen (KV) 172
Abb. 4.76: Ausgewertete Lotbereiche der verschiedenen Bausteine, konstantes Volumen, beim Modell CC1812-BP im Lotmeniskus (KV-LM) 172
Abb. 4.77: Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten bei SAC3807 für alle Kondensatoren 173
Abb. 4.78: Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten bei SnAg35 für alle Kondensatoren 174
Abb. 4.79: Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten bei SnPb37 für alle Kondensatoren 174
Abb. 4.80: Akkumulation der zeitabhängigen und zeitunabhängigen plastischen Verformungen 212
Abb. 5.1: Mittlere Scherfestigkeit über Zyklenzahl 176
Abb. 5.2: Experimentell bestimmte Lastzyklen in Abhängigkeit der Metallisierungen für InnoLot 178

Abb. 5.3: Experimentelle, per Scherversuch bestimmte Lastzyklen in Abhängigkeit der Metallisierungen für SnPb37 ... 178
Abb. 5.4: Experimentelle, per Scherversuch bestimmte Lastzyklen in Abhängigkeit der Metallisierungen für SAC405 ... 179
Abb. 5.5: Experimentelle, per Scherversuch bestimmte Lastzyklen bei verschiedenen Temperaturwechseltests, Metallisierung Ch. Sn ... 180
Abb. 5.6: Coffin-Manson- bzw. Morrow-Exponenten und -Koeffizienten bei InnoLot, Reflow-Temp.: 225, 245 und 260 °C ... 181
Abb. 5.7: Vergleich zwischen den berechneten (B) und den theoretischen (B_{theo}) Coffin-Manson-Exponenten ... 182
Abb. 5.8: Vergleich zwischen den berechneten (D) und den theoretischen (D_{theo}) Morrow-Exponenten ... 183
Abb. 5.9: CAD-Modell eines Kondensators CC1206 ... 185
Abb. 5.10: Bruchlinie eines Kondensators CC1206 mit kleinem tragenden Querschnitt ... 186
Abb. 5.11: Bruchlinie eines Kondensators CC1206 mit großem tragendem Querschnitt ... 186
Abb. 5.12: Experimentell ermittelte Lebensdauern bei vollinerter Lötung (japanische Daten, rot) und teilinerter Lötung (deutsche Daten, blau), Ergebnisse für SAC3807 ... 187
Abb. 5.13: Experimentell ermittelte Lebensdauern bei teilinerter Lötung (deutsche Daten), Ergebnisse für SnAg35 ... 187
Abb. 5.14: Experimentell ermittelte Lebensdauern bei vollinerter Lötung (japanische Daten, rot) und teilinerter Lötung (deutsche Daten, blau), Ergebnisse für SnPb37 ... 188
Abb. 5.15: Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten für SnPb37 im Standoff (SO) ... 189
Abb. 5.16: Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten für SnPb37, konstantes Volumen (KV) ... 189
Abb. 5.17: Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten für SnPb37 bei ... 190
Abb. 5.18: Vergleich zwischen den berechneten Coffin-Manson-Exponenten B und den theoretischen Exponenten Btheo ... 191
Abb. 5.19: Vergleich zwischen den berechneten Morrow- und den theoretischen Dtheo-Exponenten ... 191
Abb. 5.20: Berechnete Coffin-Manson-Exponenten bei SnPb ... 193
Abb. 5.21: Berechnete Coffin-Manson-Exponenten bei InnoLot ... 193
Abb. 5.22: Berechnete Coffin-Manson-Exponenten bei SAC405 ... 194
Abb. 5.23: Literaturwerte des Coffin-Manson-Exponenten von SnPb, Lotfuß ... 195
Abb. 5.24: Literaturwerte des Coffin-Manson-Exponents von SnPb, Lotball ... 195
Abb. 5.25: Literaturwerte für den Coffin-Manson-Exponent bei SAC, Lotfuß ... 196
Abb. 5.26: Literaturwerte für Coffin-Manson-Exponent bei SAC, Lotball ... 196
Abb. 5.27: Literaturwerte für den Morrow-Exponent bei SnPb, Lotfuß ... 197
Abb. 5.28: Literaturwerte für den Morrow-Exponent bei SnPb, Lotball ... 197
Abb. 5.29: Literaturwerte für den Morrow-Exponent bei SAC, Lotfuß ... 198
Abb. 5.30: Literaturwerte für den Morrow-Exponent für SAC-Lote, Lotball ... 198
Abb. 5.31: Literaturwerte für den Morrow-Exponenten bei SnPb, Lotfuß ... 199
Abb. 5.32: Literaturwerte für den Morrow-Exponenten bei SnPb, Lotball ... 199
Abb. 5.33: Vergleich zwischen den Literaturwerten der Morrow-Exponenten und den über die jeweils zugehörigen Coffin-Manson-Exponenten berechneten Werten D_{theo} für SAC-Lote, Lotfuß ... 200

Abb. 5.34: Vergleich zwischen den Literaturwerten der Morrow-Exponenten und den über die jeweils zugehörigen Coffin-Manson-Exponenten berechneten Werten D_{theo} für SAC-Lote, Lotball 200
Abb. 5.35: Verfestigungsexponent m für InnoLot, SnPb und SAC405 201
Abb. 5.36: Verfestigungskoeffizient K für InnoLot, SnPb und SAC405 202
Abb. 5.37: Verfestigungsexponent m für SnPb, Lotfuß 203
Abb. 5.38: Verfestigungsexponent m für SnPb, Lotball 203
Abb. 5.39: Verfestigungsexponent m für SAC, Lotfuß 204
Abb. 5.40: Verfestigungsexponent m für SAC, Lotball 204
Abb. 5.41: Verfestigungskoeffizienten K für SnPb, Lotfuß 205
Abb. 5.42: Verfestigungskoeffizienten K für SnPb, Lotball 205
Abb. 5.43: Verfestigungskoeffizienten K für SAC, Lotfuß 206
Abb. 5.44: Verfestigungskoeffizienten K für SAC, Lotfuß 206
Abb. 5.45: Bruchdehnung für SnPb, Lotfuß 207
Abb. 5.46: Bruchdehnung für SnPb, Lotball 207
Abb. 5.47: Bruchdehnung für SnPb, Lotfuß 208
Abb. 5.48: Bruchdehnung für SnPb, Lotball 208
Abb. 5.49: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SnPb bei TS -40/125 °C 213
Abb. 5.50: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SnPb bei TS -20/90 °C 213
Abb. 5.51: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SnPb bei TS -0/80 °C 214
Abb. 5.52: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SnPb bei TS -40/150 °C 214
Abb. 5.53: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für InnoLot bei TW -40/125 °C 214
Abb. 5.54: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten 215
Abb. 5.55: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten für SAC405 bei TS -40/150 °C .. 215
Abb. 5.56: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten 215
Abb. 5.57: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SAC3807 bei TS -40/125 °C (SO) 216
Abb. 5.58: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SAC3807 bei TS -40/125 °C (KV) 216
Abb. 5.59: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SAC3807 bei TS -40/125 °C (KV_LM) 217
Abb. 5.60: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SnAg35 bei TS -40/125 °C (SO) 217
Abb. 5.61: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SnAg35 bei TS -40/125 °C (KV) 218
Abb. 5.62: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SnAg35 bei TS -40/125 °C (KV_LM) 218
Abb. 5.63: Berechnete Coffin-Manson-Gleichung für das Lot SnPb37 219
Abb. 5.64: Berechnete Morrow-Gleichung für das Lot SnPb37 219
Abb. 5.65: Berechnete Coffin-Manson-Gleichung für das InnoLot 220
Abb. 5.66: Berechnete Morrow-Gleichung für das InnoLot 220
Abb. 5.67: Berechnete Coffin-Manson-Gleichung für das Lot SAC405 220
Abb. 5.68: Berechnete Morrow-Gleichung für das Lot SAC405 221

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1.1: Auflistung der verwendeten Bauteile 10
Tabelle 1.2: Verwendete Lote und Leiterplatten 19
Tabelle 3.1: Zusammenfassung der erhaltenen Exponenten..... 44
Tabelle 3.2: Verwendete Materialdaten, (Chen et al., 2001) 56
Tabelle 3.3: Weibull-Parameter, (Salmela, 2007) 69
Tabelle 3.4: Die verwendeten Spannungsamplituden und deren Frequenzen, (Shim et al., 2007) 72
Tabelle 3.5: Verwendete Materialdaten, (Perkins et al., 2007) 75
Tabelle 3.6: Plastische Lotmaterialdaten und deren Kriechverhalten, (Perkins et al., 2007) 75
Tabelle 3.7: Verwendete Geometrieabmessungen und thermische Zyklen, (Perkins et al., 2007)..... 76
Tabelle 3.8: Ermittelte Lebensdauerparameter, (Perkins et al., 2007)..... 77
Tabelle 3.9: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Koeffizienten und Exponenten, (Andersson et al., 2006)..... 80
Tabelle 3.10:Ermittelte Lebensdauerzyklen, (Andersson et al., 2006) 81
Tabelle 3.11:Normierte experimentellen Zyklen, (Andersson et al., 2006)..... 81
Tabelle 3.12:Ermittelte Coffin-Manson-Exponenten und Koeffizienten, (Miyashita et al., 2002)..... 84
Tabelle 3.13:Verwendete Materialdaten für SnPb37, (Lai et al., 2004)..... 90
Tabelle 3.14:Ermittelte Morrow-Exponenten und Koeffizienten, (Pang et al., 2004) 93
Tabelle 3.15:Ermittelte Coffin-Manson-Exponenten und Koeffizienten, (Pang et al., 2004)..... 93
Tabelle 3.16:Ermittelte plastische Dehnungen und Lebensdauerzyklen an Bulk-Material, (Andersson et al., 2005) 100
Tabelle 3.17:Ermittelten Coffin-Manson-Koeffizienten und Exponenten an Bulk-Material, (Andersson et al., 2005) 100
Tabelle 3.18:Ermittelte plastische Dehnungen und Lebensdauerzyklen, (Andersson et al., 2005) 101
Tabelle 3.19:Ermittelte Coffin-Manson-Exponenten und Koeffizienten der Lötverbindung, (Andersson et al., 2005) 101
Tabelle 3.20:E-Modul und Kriechdaten von SnPb37, (Syed, 2004)..... 109
Tabelle 3.21:E-Modul und Kriechdaten der SAC-Lote, (Syed, 2004)..... 110
Tabelle 3.22:Verwendeten Materialdaten nach Schubert et. al., (Syed, 2004) 110
Tabelle 4.1: Abmessungen der Kupferpads der Kondensatoren..... 132
Tabelle 4.2: Knotenanzahl der FE-Modelle der Widerständen 137
Tabelle 4.3: Knotenanzahl der FE-Modelle der Kondensatoren 139
Tabelle 4.4: Knotenanzahl der FE-Modelle der Kondensatoren 141
Tabelle 4.5: Die verwendeten elastischen Materialdaten bei den Widerständen..... 144
Tabelle 4.6: Die verwendeten plastische Materialdaten bei den Widerständen 144
Tabelle 4.7: Materialdaten, Anisotropie der Platine (Dudek, 2007)..... 146
Tabelle 4.8: Materialkonstanten für die Kriechgesetze bei den Widerständen..... 147
Tabelle 4.9: Die verwendeten Materialdaten bei den Kondensatoren 149
Tabelle 4.10:Die verwendeten plastische Materialdaten bei den Kondensatoren 149
Tabelle 4.11:Materialkonstanten für die Kriechgesetze bei den Kondensatoren 149

Symbolverzeichnis

ξ_e effektive Versetzungslänge, [-]
ε_{ij} Dehnungstensor, [-]
σ_{ij} Spannungstensor, [N/mm^2]
σ_a Spannungsamplitude, [N/mm^2]
σ_m Mittelspannung, [N/mm^2]
σ_o Oberspannung, [N/mm^2]
σ_u Unterspannung, [N/mm^2]
ε_a Dehnungsamplitude, [-]
ε_m Mitteldehnung, [-]
ε_o Oberdehnung, [-]
ε_u Unterdehnung, [-]
ε_f Bruchdehnung, [-]
ν Poissonzahl, [-]
ρ_v Versetzungsdichte, [1/m^2]
ε_a^{el} elastische Dehnungsamplitude, [-]
ε_a^{pl} plastische Dehnungsamplitude, [-]
σ_y Fließspannung, [N/mm^2]
α materialabhängiger Schädigungsexponent
ε_{cr} Kriechdehnung, [-]
γ_{cr} Scherwinkel, [°]
$\Delta\alpha$ Differenz der thermischen Ausdehnungskoeffizienten, [ppm/K]
τ Scherspannung, [N/mm^2]
τ_0 kritische Schubspannung, [N/mm^2]
AF Beschleunigungsfaktor, [-]
A Coffin-Manson-Koeffizient, [-]
B Coffin-Manson-Exponent, [-]
b Bürgers-Vektor, [mm]
C Morrow-Koeffizient, [-]
C_1 Materialkonstante, [1/s]
C_2 Materialkonstante, [mm^2/N]
C_3 Spannungsexponent, [-]
D Morrow-Exponent, [-]
f Frequenz (Anzahl der gefahrenen thermischen Zyklen pro Tag), [-]
h Höhe des Lotspaltes, [mm]
k Bolzmann-Konstante, [eV/K]
K Spannungs-Dehnungskoeffizient, [-]
K_I Spannungsintensitätsfaktor, [$\mathrm{MPa}\sqrt{\mathrm{m}}$]
K_{IC} kritischer Spannungsintensitätsfaktor, [$\mathrm{MPa}\sqrt{\mathrm{m}}$]
l Länge der Keramik, [mm]
N_f Anzahl der Lebensdauerzyklen, [-]
N_G Grenzspielzahl, [-]
$1/m$ Spannungs-Dehnungsexponent bzw. Verfestigungsexponent, [-]
Q Aktivierungsenergie, [J/mol]
P_A Ausfallwahrscheinlichkeit, [%]
R_ε Dehnungsverhältnis, [-]
R_σ Spannungsverhältnis,[-]

r_f	kritischer Radius, [mm]
S	Schädigungsmaß, [-]
T	Schwingperiode, [s]
T_{mean}	mittlere Temperatur des Temperaturwechseltests, [K]
W_{cr}^{acc}	Kriechenergiedichte, [N/mm^2]
W_f	Arbeit, [J]
W_p	plastischer Verformungsenergiedichte, [J/mm^2]

1 Einleitung und Vorbetrachtungen

1.1 Einleitung

Der technische Fortschritt, der insbesondere seit der zweiten Hälfte des 19. Jahrhunderts einer immer rasanter verlaufenden Entwicklung unterliegt, wurde oftmals durch revolutionäre und neuartige Technologien nachhaltig beeinflusst. Beispielhaft sind in diesem Zusammenhang so bedeutsame Erfindungen und Entwicklungen zu nennen, wie

- die Dampfmaschine, die im Jahre 1769 durch James Watt (Watt J., 2009) entscheidend weiterentwickelt wurde;
- die erste funktionsfähige Dampflokomotive, die im Jahre 1804 durch Richard Trevithick (Trevithick R., 2009) entwickelt wurde;
- die Nutzung des elektrischen Stroms in der Mitte des 19. Jahrhunderts in der Galvanik und der Telegrafie;
- die Entwicklung des ersten digitalen und programmierbaren Rechners, Modell Zuse Z3, durch Konrad Zuse (Zuse K., 2009) im Jahre 1941.

Der Rechner Zuse Z3 ermöglichte es, Additionen in ca. 0,8 Sekunden und Multiplikationen in ca. 3 Sekunden durchzuführen. Das Gewicht des Rechners, der in Berlin Kreuzberg aufgestellt war und im Zweiten Weltkrieg zerstört wurde, betrug ungefähr 1000 kg, er hatte fast den Platzbedarf eines Wohnzimmers.

Eine bedeutende Einflussnahme derartiger Rechenmaschinen[1] auf die Geschicke der Menschheit wurde in dieser Zeit wohl weitgehend ausgeschlossen, so wird dem damaligen Chef von IBM, Thomas J. Watson, folgendes Zitat aus dem Jahre 1943 zugeschrieben:

„Ich glaube, es gibt einen weltweiten Bedarf an vielleicht fünf Computern“.
[1]

Der Begriff „Computer“ wurde erst im Jahre 1946 bei der Namensgebung des ersten Universalrechners „ENIAC“ geprägt. Im Jahre 1947 wurde jedoch eine weitere Erfindung gemacht, die zweifellos ebenfalls eines Platzes in der obigen Auflistung würdig wäre; mitunter wird sie als bedeutsamste Erfindung des 20. Jahrhunderts gepriesen. In den Bell Laboratories, heute ein Teil der Forschungs- und Entwicklungsabteilung von Alcatel-Lucent in Murray Hill, New Jersey (USA), wird von einem Team von Wissenschaftlern um William Shockley (Shockley W.B. , 2009) der erste Transistor bei einer internen Demonstration präsentiert. Ein Transistor ist ein elektronisches Bauelement, welches zum Schalten und Verstärken von elektrischen Signalen ohne mechanische Bewegungen dient.

Daraufhin folgte ein beispielloser Entwicklungs- und Miniaturisierungsprozess, hin zur modernen Mikroelektronik. Gute 60 Jahre später nach der Erfindung des Transistors existieren auf dessen Basis weltweit wohl Milliarden von Geräten, die Rechenleistungen ermöglichen, die oftmals milliardenfach über der Leistung des Modells Zuse Z3 liegen. Leicht passen

derartige Geräte in eine Hosentasche oder können zumindest in einer kleinen Tragetasche unter dem Arm transportiert werden.

In fast allen Bereichen des Lebens spielt die Mikroelektronik eine Rolle. An erster Stelle ist freilich die Anwendung im Rahmen von Computern und Servern zu nennen, auf deren Basis die moderne elektronische Datenverarbeitung, das Internet, Sprach- und Datenkommunikation möglich sind. Weiterhin erlaubt die Mikroelektronik die Steuerung und Überwachung großer, komplexer technischer Anlagen und Maschinen. Sie hat u. a. vielfach Einzug gefunden in die Verkehrstechnik, die Energietechnik, die Medizintechnik und auch die Militärtechnik.

In diesen vielfältigen Einsatzgebieten besteht Bedarf an leistungsfähigen elektronischen Systemen, die nur geringe Abmessungen aufweisen, geringe elektrische Leistungen benötigen, möglichst wenig Hitze entwickeln und zuverlässig sind.

Jene Eigenschaften sind nicht nur für die zentralen Recheneinheiten mikroelektronischer Systeme, die Prozessoren, von Bedeutung, sondern auch für alle weiteren Bauelemente, die in der Mikroelektronik Verwendung finden. Hierzu zählen auch Kondensatoren und Widerstände:

- Ein Kondensator dient zur Speicherung von Energie in Form von elektrischer Ladung. Der Begriff Kondensator entstammt dem lateinischen Wort "*condensus*", auf zu deutsch: "*dicht gedrängt*", bezogen auf die "dicht gedrängten" Ladungsträger (Elektronen).
- Kondensatoren sind im Prinzip folgendermaßen aufgebaut: Zwischen mindestens zwei elektrisch leitenden Flächen, die meistens in geringem Abstand voneinander angebracht sind, befindet sich ein isolierendes Material, das sogenannte Dielektrikum. Keramische Kondensatoren besitzen ein Dielektrikum aus Keramik und besitzen Größen im Millimeterbereich. In Abb. 1.1 werden beispielhaft zwei keramische Kondensatoren gezeigt.

Abb. 1.1: Keramische Kondensatoren (Scheel et al., 2008)

- Der elektrische Widerstand ist ein Maß für den Zusammenhang der elektrischen Spannung und der Stromstärke in einem elektrischen Leiter. Jeder elektrische Leiter besitzt einen materialabhängigen Widerstand, wenn von Supraleitern, die praktisch keinen Widerstand aufweisen, abgesehen wird. Auch elektrische Bauelemente, die zur Begrenzung von Spannung und Strom dienen, werden als Widerstände bezeichnet. Sie besitzen zwei elektrische Anschlüsse, die über ein Material miteinander verbunden sind, welches, den Anforderungen entsprechend, den Stromfluss behindert. Widerstände existieren ebenfalls in kerami-

scher Bauart in Größen im Millimeterbereich. In Abb. 1.2 werden beispielhaft vier keramische Widerstände gezeigt.

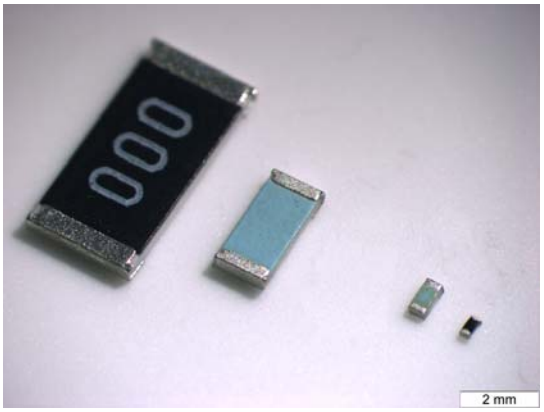


Abb. 1.2: Keramische Widerstände (Scheel et al., 2008)

Keramische Kondensatoren und Widerstände zählen zu den meistverwendeten Bauteilen in der Mikroelektronik.

Allgemein sind mikroelektronische Systeme folgendermaßen aufgebaut: Alle benötigten Komponenten, wie auch Kondensatoren und Widerstände, werden auf einer Platine angebracht, die gewöhnlich aus Glasfasermatten, die in Epoxidharz getränkt wurden, aufgebaut ist. Die Platinen dienen einerseits als Träger, andererseits enthalten sie elektrische Leiterbahnen, die zur elektrischen Kontaktierung der Komponenten dienen.

Die Verfahrensweisen, mit denen Platinen bestückt werden, wurden stetig weiterentwickelt. Zur Anfangszeit der Platinenbestückung in den 1960er Jahren wurde die sogenannte Durchsteckmontagetechnologie, die auch als *through-hole technology* bezeichnet wird, entwickelt. Elektrische Bauteile werden mit Drähten versehen, die durch vorgefertigte Löcher in den Platinen gesteckt werden, um sie auf der anderen Platinenseite zu verlöten. In Abb. 1.3 wird eine derartig bestückte Platine gezeigt.

Die Durchsteckmontagetechnologie wird heutzutage nur noch vereinzelt angewendet, insbesondere bei elektronischen Systemen, die außerordentlich hohen mechanischen Belastungen unterliegen.

Im Zuge immer weiterer Miniaturisierungen ist ein anderes Verfahren entwickelt worden, welches mittlerweile als Standard etabliert ist: die Oberflächenmontagetechnik, auch *surface-mount-technology (SMT)* genannt. Elektronische Bauelemente die mit dieser Technik auf Leiterplatten montiert werden, werden oberflächenmontierte Bauteile oder *surface mounted devices (SMD)* genannt, auch der Begriff *surface mounted components* ist gängig.

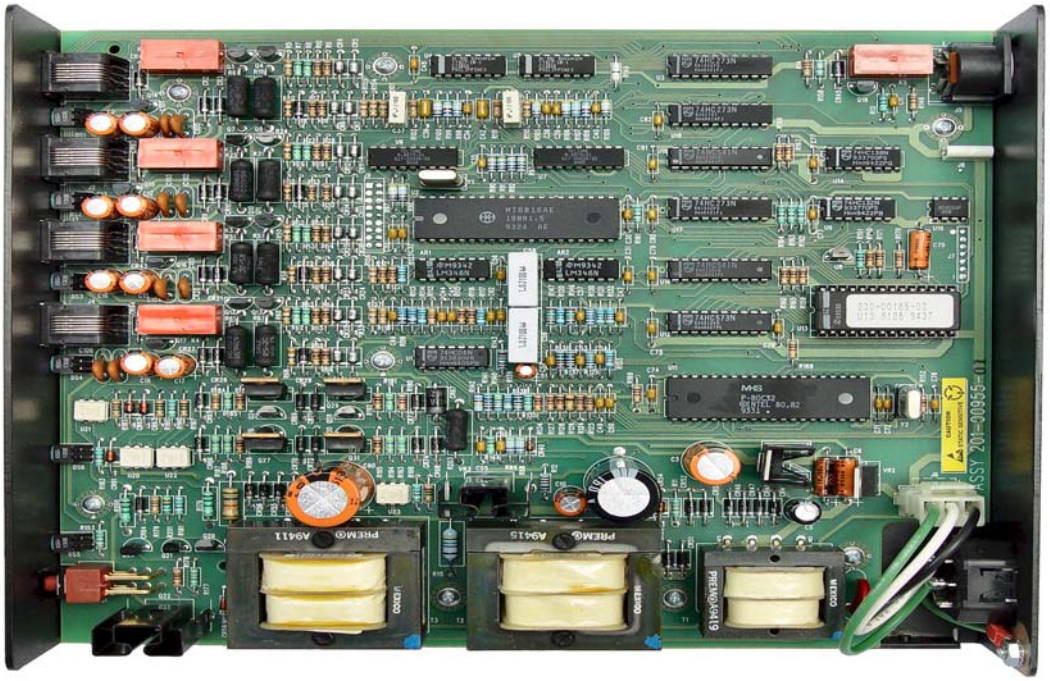


Abb. 1.3: Platine, die mittels Durchsteckmontagetechnologie bestückt wurde (Bild, 2009)

Bei der Oberflächenmontagetechnik werden die Bauelemente direkt auf der Oberfläche der Leiterplatte verlötet. Hierbei existieren verschiedene Bauformen, u. a. für rechteckige Chips und für zylindrische oder quaderförmige Bauteile, bei denen die seitlichen Stirnflächen als Anschlussflächen genutzt werden. In Abb. 1.4 ist eine derartig bestückte Platine gezeigt. Auch die oben abgebildeten keramischen Kondensatoren und Widerstände sind oberflächenmontierbare Bauelemente.

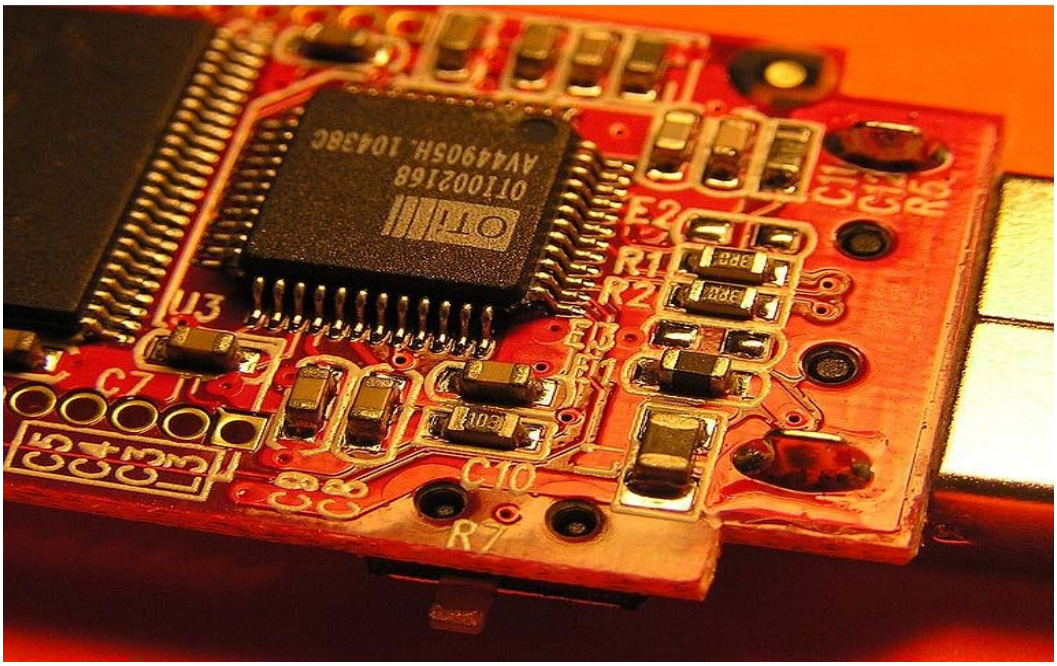


Abb. 1.4: Detailansicht einer Platine, die mittels Oberflächenmontagetechnologie bestückt wurde (Fader F., 2004)

Die Oberflächenmontagetechnologie hat im Vergleich zur Durchsteckmontagetechnologie folgende Vorteile:

- es werden keine Drähte zum Durchstecken benötigt;

- in der Platine sind keine Löcher vonnöten;
- während bei der Durchsteckmontagetechnologie oft eine manuelle Bestückung notwendig ist, werden oberflächenmontierte Bauteile in automatisierten Verfahren verlötet;
- Platinen können beidseitig bestückt werden;
- mehrlagige Platinen können eingesetzt werden;
- insgesamt sind kleinere Bauteilabmessungen möglich;
- die elektrischen Widerstände der Anschlüsse sind niedriger als bei der Durchsteckmontagetechnologie. Dies ist insbesondere von Vorteil, wenn im Betrieb hochfrequente Wechselströme auftreten.
- die Bauteile zur Bestückung mittels Oberflächenmontagetechnologie sind gewöhnlicherweise kostengünstiger.

Nachteile der Oberflächenmontagetechnologie im Vergleich zur Durchsteckmontagetechnologie sind:

- aufgrund der direkten Verbindung von Bauteil, Lot und Platine ergeben sich unter Temperatureinfluss im Betrieb beträchtliche thermo-mechanische Spannungen;
- die Qualitätskontrolle der Lötstellen ist aufwändiger;
- beim Löten werden die Bauelemente höheren Temperaturen ausgesetzt;
- Gerätschaften zur Bestückung der Platine müssen sehr präzise arbeiten und stellen große Investitionen dar;
- die Anforderungen an die Genauigkeit der Abmessungen der Bauelemente sind höher;
- Reparaturen sind komplizierter.

Insgesamt überwiegen jedoch in den meisten Anwendungsgebieten die Vorteile der Oberflächenmontagetechnologie, wobei insbesondere die fortschreitende Miniaturisierung ausschlaggebend ist.

Im Gegensatz zur Durchsteckmontagetechnologie sind die Zuverlässigkeit und die thermische Stabilität der Lote im Rahmen der Oberflächenmontagetechnologie von substanzieller Bedeutung. Im Betrieb unterliegen elektrische Geräte und Bauelemente grundsätzlich wechselnden Temperaturen. Jedes Material besitzt einen materialabhängigen elektrischen Widerstand, der die Entwicklung von Wärme verursacht, wenn Strom fließt.

In der Oberflächenmontagetechnologie sind viele Bauelemente dicht verbunden, die aus verschiedenen Materialien mit unterschiedlichen Eigenschaften bestehen. Insbesondere unterscheiden sich die Verhaltensweisen der Materialien unter Erhitzung, physikalisch ausgedrückt: die thermischen Ausdehnungskoeffizienten differieren.

Hierdurch entstehen reversible sowie irreversible plastische Verformungen, sobald Strom fließt. Fließt kein Strom mehr, bilden sich nur die reversiblen Anteile der Verformungen zurück. Dies wiederholt sich, sobald das betrachtete Gerät erneut eingeschaltet und wieder ausgeschaltet wird. Im Laufe der Zeit bilden sich hierdurch Risse und Schadstellen, die bis zum Versagen des betrachteten Geräts führen können. Insbesondere die Lotstellen, die als Verbindungsglieder zwischen den Bauelementen und der Platine dienen, sind stark von thermisch bedingter Alterung betroffen. Die mathematische Beschreibung derartiger Alterungsprozesse von Lötverbindungen in der Mikroelektronik hat sich im Laufe der Zeit zu einem umfangreichen Forschungsgebiet entwickelt.

Die folgenden technisch-physikalischen Eigenschaften von Loten in der Mikroelektronik sind generell wünschenswert:

- guter Abbau von thermo-mechanischen Spannungen;
- hohe Lebensdauer und zuverlässige Kalkulierbarkeit der Alterung;
- ausreichende Hitzebeständigkeit;
- leichte und exakte Lötbarkeit;
- homogene und beständige metallische Struktur;
- gute elektrische Leitfähigkeit.

Diese Anforderungen werden durch die bereits hinreichend erforschten bleihaltigen Weichlote ausreichend erfüllt. Dies gilt insbesondere für das eutektische Lot SnPb37, bestehend aus 63 % Zinn und 37 % Blei. Hierbei wird eine Legierung, deren Bestandteile in einem solchen Verhältnis zueinander stehen, dass sie als Ganzes einen eindeutigen Schmelzpunkt und keinen Schmelzbereich besitzt, eutektisch genannt.

Aufgrund der Gefahren für Mensch und Umwelt wird jedoch die Verwendung von bleihaltigen Loten weltweit immer stärker vermieden. Besonders gefährlich für den Menschen sind chronische Bleivergiftungen, die durch kontinuierliche Aufnahme kleinster Mengen Blei über längere Zeiträume entstehen können. Derartige Vergiftungen können sich unter anderem in Kopfschmerzen, Müdigkeit, Abmagerung und Defekten der Blutbildung, des Nervensystems und der Muskulatur äußern und sind insbesondere für Kinder und Schwangere gefährlich (Blei, 2009).

Zur Eindämmung der Verwendung von Blei und anderer Gefahrstoffe in der Mikroelektronik ist am 01. Juli 2006 in der Europäischen Gemeinschaft die Richtlinie 2002/95/EG in Kraft getreten. In homogenen Materialien dürfen nunmehr nur noch maximal 0,1 Gewichtsprozente Blei enthalten sein. Medizinische Geräte, Überwachungs- und Kontrollinstrumente, Automobilelektrik im Rahmen der Altautoverordnung und Militärtechnik sind vorerst von der Richtlinie ausgenommen.

Alternative Lotwerkstoffe bestehen hauptsächlich aus Zinn, Kupfer und Silber. Hierbei existieren Verbindungen aus zwei oder drei Elementen, die als binäre und ternäre Lotwerkstoffe bezeichnet werden. Oftmals sind zur Verbesserung der physikalischen Eigenschaften Legierungszusätze in geringen Mengen enthalten, u. a. Bismut, Cadmium, Nickel und Antimon.

Die Erforschung und Erprobung dieser neuartigen Lotwerkstoffe ist jedoch noch nicht so weit fortgeschritten wie im Falle der bleihaltigen Lote. Mitunter finden sich in verschiedenen wissenschaftlichen Quellen differierende und widersprüchliche Aussagen hinsichtlich der Zuverlässigkeit.

In Anbetracht dieser Situation ergeben sich folgende Zielsetzungen, denen in der vorliegenden Arbeit nachgegangen wird:

- Recherche von wissenschaftlichen Arbeiten, in denen die Zuverlässigkeit von bleifreien Loten in der Mikroelektronik untersucht wird;
- die Schaffung einer soliden Datenbasis an Zuverlässigkeitskennwerten für gängige bleifreie Lötverbindungen;
- der Vergleich dieser Kennwerte mit Kennwerten, die in externen wissenschaftlichen Arbeiten ermittelt werden.

Die Zuverlässigkeit mikroelektronischer Lötverbindungen wird mit Hilfe standardisierter Temperaturwechseltests, die zur Bestimmung der Lebensdauer unter kontrollierten Bedingungen dienen, untersucht. Platinen, die mit zahlreichen verlöteten Bauelementen versehen sind, werden im Rahmen derartiger Tests zyklisch wechselnden thermischen Beanspruchungen ausgesetzt. Die Höchsttemperaturen derartiger Tests liegen i. Allg. im Bereich zwischen 80 °C und 150 °C, die Tiefsttemperaturen liegen i. Allg. im Bereich zwischen -40 °C und 0 °C. Die zeitlichen Verläufe sind unterschiedlich: Einige Tests beinhalten nur kurze, wenige Sekunden andauernde Aufheiz- und Abkühlzeiten, dafür aber Haltezeiten, die länger als 30 Minuten dauern. Andere Tests besitzen lange Aufheiz- oder Abkühlphasen, aber keine Haltezeiten.

Tests dieser Art werden für gewöhnlich bis zum Versagen der zu testenden Lötverbindungen gefahren. Oftmals sind hierzu mehrere tausend thermische Zyklen und Testzeiträume von mehreren Monaten notwendig.

Der Begriff des Versagens einer mikroelektrischen Lötverbindung ist hierbei im Vorfeld zu definieren. Neben weiteren Möglichkeiten können aufgetretene Risse oder Reduktionen des tragenden Querschnitts, die anhand von Schliffbildern erkannt werden können, als Versagenskriterium dienen. Um ein Schliffbild zu erhalten, wird das zu untersuchende Bauelement samt Lötverbindung und angrenzendem Platinenbereich von der Platine abgetrennt, und zur Hälfte abgeschliffen, sodass eine Ansicht innerhalb der Lötverbindung aufgenommen werden kann

Werden experimentell ermittelte Lebensdauern über die zugehörigen, pro thermischem Zyklus im Lot auftretenden Kriechenergiedichten oder Kriechdehnungen aufgetragen, lassen sich für das untersuchte Lot Zuverlässigkeitskennwerte ableiten. Auf deren Basis können mathematische Lebensdauergesetze aufgestellt werden. Mit Hilfe dieser Gesetze sind Lebens-

dauerprognosen möglich, ohne zusätzlich Experimente durchführen zu müssen. Hierbei ist Kriechen eine irreversible plastische Verformung, die von der Temperatur und der Zeit abhängig ist. Während eines Temperaturwechseltests wird aufgrund von Kriechverformungen pro Zyklus eine gewisse, auf das Volumen bezogene Energie dissipiert. Dies ist die Kriechenergiedichte pro Zyklus.

Die Bestimmung der zyklisch auftretenden Kriechenergiedichten muss mit Hilfe von FE-Simulationen erfolgen. Die Bestimmung von Kriechdehnungen ist mit Hilfe von FE-Simulationen, einer analytischen Formel, oder Experimenten, bei denen Dehnungsmessstreifen eingesetzt werden, möglich. Die Ergebnisse aus FE-Simulationen sind hierbei vorzuziehen. Sie beruhen auf genauen Geometrie- und Materialdaten.
Im Rahmen der vorliegenden Arbeit erfolgen Bestimmungen von Zuverlässigkeitskennwerten auf Basis von FE-Simulationen und experimentell ermittelten Lebensdauern. Jene Lebensdauern wurden im Rahmen zweier großer Forschungsprojekte ermittelt, den Projekten LIVE und W5.

Alle Untersuchungen in der vorliegenden Arbeit beziehen sich auf Lötverbindungen von keramischen Kondensatoren und Widerständen, wie in den Abb. 1.1 und 1.2 gezeigt. Wünschenswert wäre, dass die ermittelten Lebensdauerbeziehungen für *beliebige* Lotgeometrien gültig sind, dass sie also *Materialkennwerte* sind.

Im Folgenden wird das Projekt LIVE vorgestellt, welches unter Beteiligung des Instituts für Kontinuumsmechanik und Materialtheorie der Technischen Universität Berlin realisiert wurde.
Das Projekt ist aufgegliedert in verschiedene Versuchsreihen, die, entsprechend der verwendeten Testplatinen, als „Testboard 1“ bis „Testboard 6“ bezeichnet werden. Für die vorliegende Arbeit ist ausschließlich die Versuchsreihe Testboard 1 (Bild, 2009) relevant, die ausführlich vorgestellt wird.

1.2 Beschreibung der Versuchsreihe „Testboard 1“ des Projekts LIVE

1.2.1 Allgemeine Einführung

Das Projekt LIVE, *Materialmodifikation für geometrisch und stofflich limitierte Verbindungskonstruktionen hochintegrierter Elektronikbaugruppen*, ist ein vom Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) gefördertes Verbundprojekt vieler namhafter Forschungseinrichtungen und Unternehmen.

Ein vorrangiges Ziel innerhalb des Gesamtprojekts und der Versuchsreihe *Testboard 1* war die Erforschung des Einsatzes von Bauelementen in der Mikroelektronik im Zusammenspiel mit Zusatzstoffen, die hinsichtlich ihres Einflusses auf die Zuverlässigkeit erst wenig erforscht waren. Hierzu zählen insbesondere bleifreie Lote in Kombination mit verschiedenen Metallisierungen bzw. Leiterplattenoberflächen.

Neben der Untersuchung der Zuverlässigkeit mit Hilfe von Temperaturwechseltests wurde weiterhin besonderes Augenmerk auf die Beschreibung der Gefügestrukturen, die sich bei Lötvorgängen an den beteiligten Grenzflächen ausbilden, gelegt. Zudem wurden mechanische und thermomechanische Eigenschaften ermittelt, sowie Werkstoffgesetze aufgestellt.

Die Ergebnisse der genannten Untersuchungen ermöglichten, Korrelationen zwischen den Belastungen unter Laborbedingungen und den Belastungen im realen Produkteinsatz zu erarbeiten.

1.2.2 Ausgewählte Bauelemente und Lote

In Tabelle 1.1 sind die im Rahmen der Versuchsreihe Testboard 1 untersuchten mikroelektronischen Bauteile aufgelistet.

Tabelle 1.1: Auflistung der verwendeten Bauteile

Bauteil	**Finish-Schichten**	**Bauteil-bezeichnung**
CR0201 CR0402 CR1206 CR2512	NiSn	Chip-Resistor
CC1206 CC0402	NiSn	Chip-Capacitor
R-Array 1206	NiSn	Chip-Resistor Array
BGA-260	CuNiAu + SAC405 (Ball) CuNiAu + SnPb (Ball)	Ball Grid Array
LFBGA-345	Cu-OSP + SAC405 (Ball) Cu-OSP + SnPb (Ball) CuSn + SAC405 (Ball) CuSn + SnPb (Ball) CuNiAu + SAC405 (Ball) CuNiAu + SnPb (Ball)	Lowprofil Finepitch Ball Grid Array
TSOP	Sn SnBi	Thin Small Outline Package
CSSP	NiAu	Chip Size SAW Package (surface-acoustic-wave)
QFN	NiPdAu	Quad Flatpack Nonleaded
LGA-345	CuNiAu	Land Grid Array
CST CE	NiAu	Resonator
Mini-TOP-LED	NiSn	Leuchtdiode

Folgende Lote wurden in Kombination mit den genannten Bauteilen getestet:

- SnPb36Ag2,0;
- SAC305;
- SAC309;
- SAC405;
- SAC409;
- InnoLot (SnAg3,8Cu0,7Bi3Sb1,5Ni0,2);
- SnCu0,7Ni0,15.

Die Lote

- SAC305;
- SAC309;
- SAC405 und
- SAC409

werden im Folgenden zusammenfassend „SAC-Lote“ genannt.

Abgesehen vom zu spät angelieferten Lot SAC405 wurden für alle Lote genaue Zusammensetzungen ermittelt und tabellarisch dargelegt. Neben den aufgezählten Elementen sind in allen Loten auch weitere Elemente in sehr geringen Mengen enthalten, darunter Antimon, Cadmium und Bismut.

Mit Hilfe von Röntgentests wurde die Lunkerbildung in den Lötverbindungen untersucht. Darüber hinaus wurden die Lötverbindungen ausgewählter Bauteile auch mit Hilfe von metallographischen Gefügeanalysen untersucht. Derartige Analysen wurden an aufbereiteten Schliffen mittels Mikroskopie vorgenommen. Hierbei wurden insbesondere

- die Dicken und Zusammensetzungen der Randphasen des Lotes untersucht;
- Poren und Dendriten bewertet und die Ausbildung der Eutektika beurteilt;
- die Folgen von Energieeinbringung in Form von Temperatur und mechanischen Spannungen untersucht;
- sowie Rekristallisations- und Koagulationsprozesse beschrieben. Koagulation bezeichnet die Vergröberung von Körnern im Gefüge.

Weiterhin wurden Mikro- und Nanohärtemessungen durchgeführt.

Die Gefügestrukturen der Lötverbindungen folgender Bauteile wurden untersucht:

- CR0201;
- CR1206;
- QFN;
- TSOP;
- BGA-260;
- LFBGA-345.

Folgende Lote wurden untersucht:

- SnPb;
- InnoLot (SnAg3,8Cu0,7Bi3Sb1,5Ni0,2);
- SAC305;
- SAC309;
- SAC405.

Nicht alle möglichen Kombinationen der verschiedenen Bauteile und Lote wurden untersucht, dennoch konnten aufschlussreiche Tendenzen ermittelt werden.

Poren traten bei SnPb fast überhaupt nicht auf, bei den SAC-Loten jedoch in fast allen Lötverbindungen. Nadel- scallop- und schwammförmige intermetallische Phasen und Kristalle waren bei den aufgezählten SAC-Loten und InnoLot anzutreffen, wohingegen intermetallische Phasen bei SnPb nur sehr vereinzelt vorhanden waren.

Die Porendichte von Innolot war im Vergleich zu den aufgezählten SAC-Loten etwas höher, auch intermetallische Phasen machten bei Innolot einen Anteil von 25 % aus, bei den aufgezählten SAC-Loten lag er bei 16 %. Die Formen, die Ausbildungen und die Dicken der intermetallischen Phasen waren bei den aufgezählten SAC-Loten und bei Innolot ähnlich.

1.2.3 Temperaturwechseltests

Zur Bestimmung der Lebensdauern der Lötverbindungen werden die belöteten Platinen verschiedenen Temperaturwechseltests ausgesetzt. Wie bereits in der Einleitung (Kapitel 1.1) beschrieben, lassen sich derartige Tests in zwei Kategorien unterscheiden:

Temperaturwechseltests, bei denen kurze Aufheiz- und Abkühlphasen auftreten, werden „Thermoschocktests“ („TS“) genannt. Im Rahmen der Versuchsreihe Testboard 1 wurden Thermoschocktests verwendet, bei denen die untere Temperatur zwischen -40 °C und 0 °C variierte, und die obere Temperatur zwischen 80 und 150 °C:

Die Tests wurden folgendermaßen durchgeführt: Zwischen zwei mit Luft gefüllten Kammern existiert ein Transportsystem, welches die zu untersuchenden Proben in weniger als 10 Sekunden von der einen in die andere Kammer umlagern kann. Die Temperatur der zu untersuchenden Proben nähert sich den Temperaturen in den Kammern mit Verzögerungen im Bereich einiger Minuten an. Beispielhafte Temperaturverläufe der Proben während verschiedener Temperaturwechseltests sind in den Abb. 1.15 und 1.16 dargestellt.

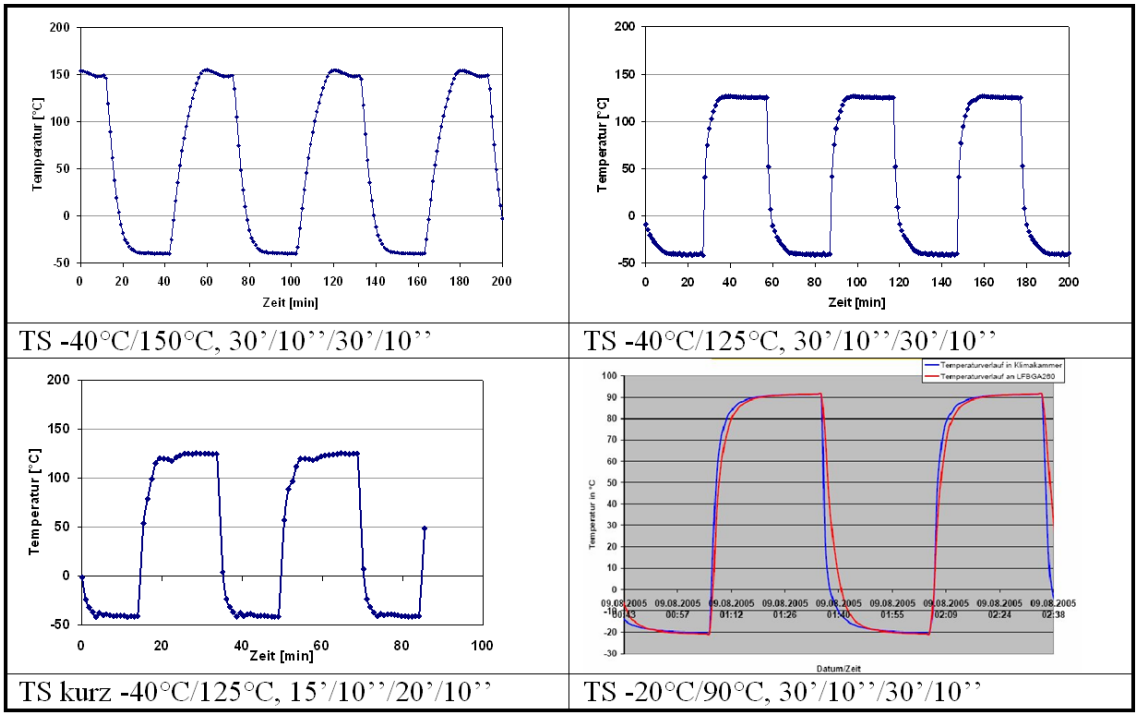


Abb. 1.5: Verwendete Thermo-Schock-Profile (Scheel et al., 2008)

Temperaturwechseltests, bei denen keine Haltezeiten, aber lange Aufheiz- und Abkühlphasen auftreten, werden „Thermowechseltests“ („TW“) genannt. Die für die Versuchsreihe Testboard 1 verwendeten Thermowechseltests besitzen obere Temperaturen zwischen 80 °C und 150 °C und untere Temperaturen von -40 °C und 0 °C.

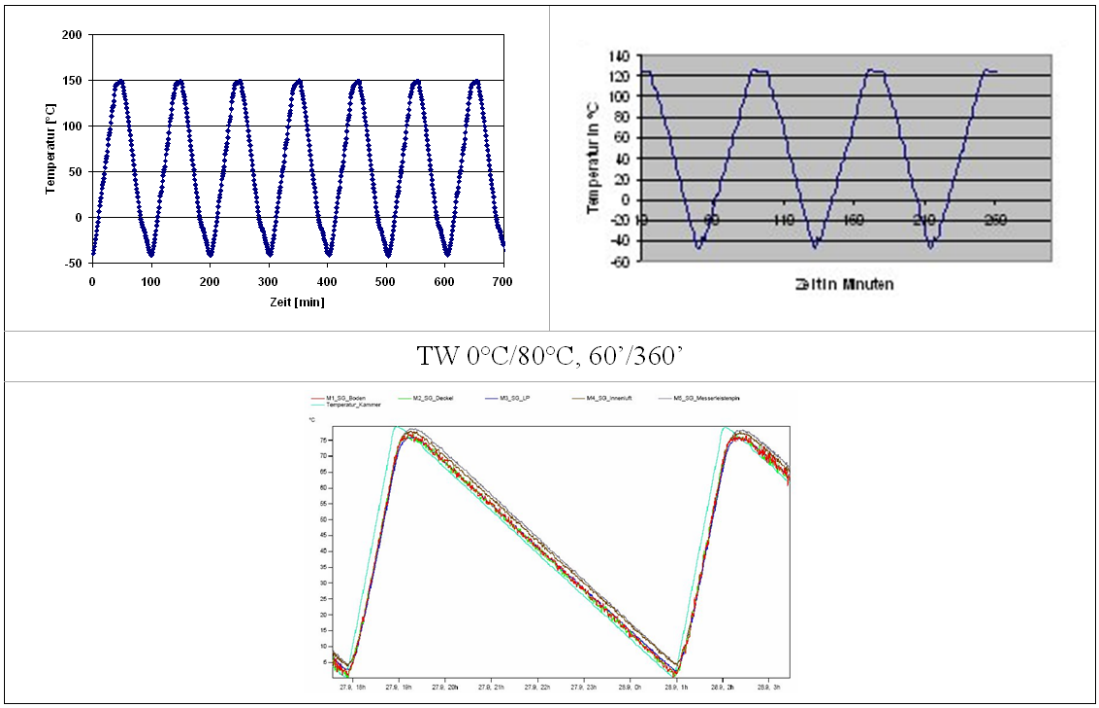


Abb. 1.6: Verwendete Thermo-Wechsel-Tests (Scheel et al., 2008)

Neben Temperaturwechseltests werden im Rahmen der Versuchsreihe Testboard 1 auch Hochtemperaturauslagerungen bei konstanter Temperatur vorgenommen. Dies ist für die vorliegende Arbeit jedoch nicht von Relevanz.

1.2.4 Durchgeführte Versuche zur Charakterisierung von Lotwerkstoffen im Rahmen des Projekts LIVE

Für die FE-Simulationen, die im Zuge der vorliegenden Arbeit durchgeführt werden sollen, werden Materialdaten benötigt. Im Projekt LIVE wurden verschiedene Versuche zur Ermittlung von Materialdaten durchgeführt:

- Grundlegende mechanischen Daten wurden mit Hilfe von Zugversuchen ermittelt:
  - E-Moduli;
  - Streckgrenzen.

  Die Zugversuche wurden mit Proben durchgeführt, deren Gefüge im ursprünglichen Zustand vorliegt. Derartige Probekörper werden auch als „Bulk-Material“ bezeichnet.

- Kriechversuche wurden ebenfalls in Form von Zugversuchen mit Bulk-Material durchgeführt. Hieraus ergeben sich Kriechdehnungen in Abhängigkeit von der Temperatur und der Zeit.

- Das Kriechverhalten wurde ebenfalls mit Hilfe von Schertests an Lotkontakten untersucht. Hierbei besteht der Vorteil, dass die untersuchten Probekörper hinsichtlich Gefüge, Geometrie und Größe realitätsgetreu sind.

- Weiterhin wurden Kriechversuche in Form von Torsionstests durchgeführt.

Folgende SAC-Legierungen wurden zur Definition der Basislegierung getestet:

- Sn;
- SnAg2Cu0,5/1,2;
- SnAg3,5;
- SnAg3Cu0,5/0,9;
- SnAg4Cu0,5/1,2.

Weiterhin wurden im Laufe des Projekts die Lotlegierungen

- InnoLot;
- SnAg2,7Cu0,4;
- SnAg2,7Cu0,4 + Ni/+Zn;
- SnAg3Cu0,5;
- SAC + Ni;
- SAC + Ni + P;

untersucht. Der Silbergehalt liegt bei 1,3 bzw. 2,7 Gew.-%, der Kupfergehalt bei 0,2; 0,4; 0,5 bzw. 1,1 Gew.-%, der Nickelgehalt beträgt 0,05 Gew.-%, der Zn-Gehalt beträgt 1 Gew.-% und der Phosphorgehalt 0,001 bzw. 0,004 Gew.-%.

Grundlegende mechanische Daten wurden mit Hilfe von Miniaturzugproben ermittelt, die ungefähr das Materialvolumen eines Lotes des Bauelements CR2512 besitzen. Eine Miniaturzugprobe wird in Abb. 1.17 gezeigt.

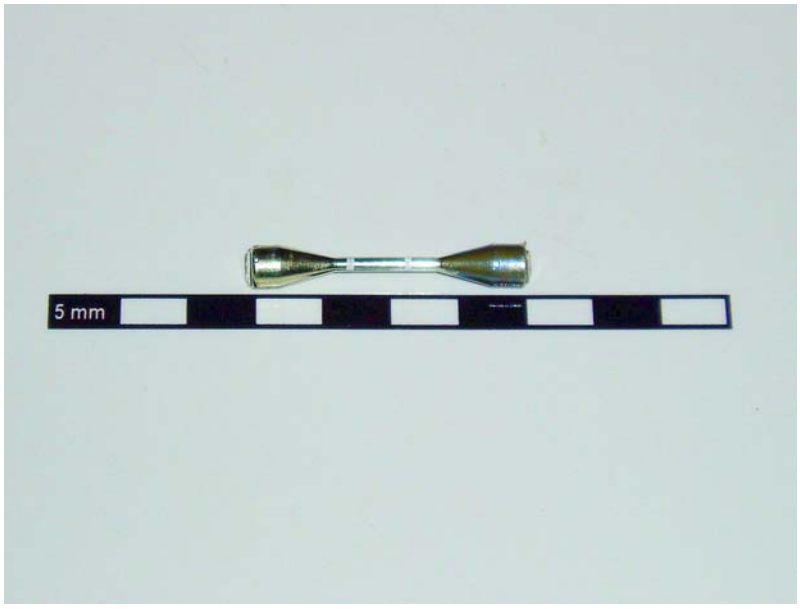


Abb. 1.7: Miniaturzugprobe (Villain et al., 2006)

Der Querschnitt der Proben im mittleren Teil besitzt einen Durchmesser von nur etwa 1 mm. Vergleiche der Gefügeausbildung am Beispiel des Lotes SAC305 zeigen, dass die Gefügeausbildungen innerhalb der Proben mit den Gefügen von realen Lötstellen vergleichbar sind. Die Bildung von intermetallischen Phasen, die an den Grenzflächen zwischen Lot und Baustein auftreten, sowie Metallisierungen der Lotanschlüsse auf den Platinen bleiben jedoch unberücksichtigt.

Da temperaturabhängige Materialdaten benötigt werden, wurden die Zugversuche einerseits bei einer Temperatur von 20 °C durchgeführt, andererseits auch bei Temperaturen von 80 °C und 150 °C.

Die Messung der Dehnung erfolgte mittels Laserextensometrie. Die Laserextensometrie ist ein Verfahren zur berührungsfreien optischen Messung von Verformungen. Im Falle von Zugproben wird die Längung gemessen. Auf der zu untersuchenden Probe werden Markierungen aufgetragen. Durch Abtastung der Proben mit einem Laserscanner können die Abstände zwischen den Markierungen und somit die Längung der Probe bestimmt werden. Das Auflösungsvermögen des verwendeten Laserextensometers liegt im Bereich von ca. 50 nm.

Die E-Moduli der Lotwerkstoffe wurden mit Hilfe von Spannungs-Dehnungs-Kurven aus den Zugversuchen ermittelt, zusätzlich wurden Nanoindentationen (Häse, 2006) durchgeführt. Streuungen und mathematisch nur schwer zu beschreibende Hooke'sche Geraden bedingen jedoch, dass die ermittelten E-Moduli nur als Näherungswerte betrachtet werden können. Weiterhin zeigt sich, dass auch die Dehnungsgeschwindigkeit eine nicht zu vernachlässigende Einflussgröße ist.

Neben den grundlegenden mechanischen Daten ist auch das Kriechverhalten der Lotwerkstoffe von hoher Bedeutung. Bei metallischen Werkstoffen bezeichnet Kriechen eine irreversible, schädigende Verformung, die von der Zeit und der Temperatur abhängt und auch auftritt, wenn lediglich Spannungen unterhalb der Streckgrenze anliegen. Allgemein tritt Kriechen ab einer homologen Temperatur von 0,4 auf. Die homologe Temperatur entspricht dem Verhältnis der anliegenden Temperatur und der Schmelztemperatur des untersuchten Werkstoffs. Beide Temperaturen sind in Kelvin anzugeben. Eine homologe Temperatur von 0,4 entspricht also 40 % der Schmelztemperatur in Kelvin.

Kriechen beruht auf mikroskopischer Ebene im metallischen Gitter auf verschiedenen trans- und interkristallinen Vorgängen, u. a.:

- Versetzungsbewegungen;
- Leerstellendiffusion;
- Korngrenzengleiten;
- Korngrenzendiffusion.

Allgemein lässt sich der Kriechvorgang vom Beginn bis zum Bauteilversagen in drei Bereiche einteilen, wie in Abb. 1.18 exemplarisch gezeigt.

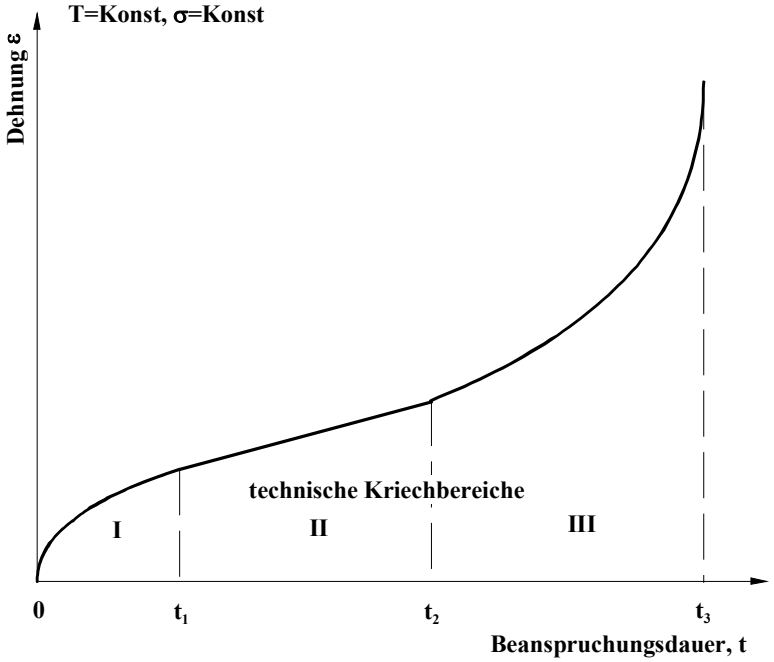


Abb. 1.8: Kriechkurve

Im primären Kriechbereich dominieren Versetzungs- und Ausscheidungsreaktionen. Im sekundären Bereich spielt zusätzlich die Bildung von Poren eine immer größere Rolle. Im dritten Bereich treten anfangs erste Mikrorisse auf, die mit zunehmender Zeit wachsen und zur Forminstabilität und letztendlich zum Bruch führen.

Der sekundäre Bereich kann überschlägig mit Hilfe des Norton'schen Kriechgesetztes (Kriechen, 2009) beschrieben werden, welches die minimale Kriechgeschwindigkeit als Potenzfunktion der anliegenden, konstanten Spannung beschreibt:

$$\dot{\varepsilon}_{\min} = K_1 \cdot \sigma^{n'} . \tag{1.1}$$

Der Faktor K_1 und der Exponent n' sind werkstoffabhängige Größen.

Im Rahmen der Miniaturzugversuche wurden ebenfalls Kriechmessungen durchgeführt. Wiederum wurden Messungen bei drei verschiedenen Temperaturen durchgeführt, und zwar bei den homologen Temperaturen 0,65; 0,8 und 0,95.

Mit Hilfe eines mathematischen Verschiebungsansatzes können auf Basis der durchgeführten Kriechversuche, deren Versuchszeiten maximal 100 h betragen, Kriechkurven aufgestellt werden, die Zeiträume von 10.000 oder 100.000 h umfassen.

Die Mikrostruktur des Lotes ist hinsichtlich der Kriecheigenschaften entscheidend. Folgende Einflussfaktoren sind für eine Erhöhung des Kriechwiderstands dienlich:

- feinkörniges Gefüge;
- Dispersionshärtung in Form von fein verteilten SnCu-, SnAg- und SnNi-Phasen;
- Mischkristallhärtung durch gelöste Fremdatome;
- Unterdrückung von Vergröberungsprozessen im Gefüge;
- starke Verzögerung der Rekristallisation.

Neben den Zugversuchen mit Miniaturzugproben wurden ebenfalls größere Zugproben, sog. Doppelschulterproben, untersucht. Der Querschnitt dieser Proben beträgt 12 mm², er ist konstant über eine Länge von 50 mm. Im Vergleich mit den Miniaturzugproben ist eine höhere Genauigkeit bei der Dehnungsuntersuchung möglich. Abb. 1.19 zeigt zwei Doppelschulterproben.

Abb. 1.9: Doppelschulterzugproben (Wiese et al., 2007)

Wiederum wurden Versuche bei verschiedenen Temperaturen durchgeführt. Um die gesamte Probe bei einer einheitlichen, stabilen Temperatur betrachten zu können, waren die Einspannungen ebenfalls heizbar.

Neben der Untersuchung der Kriechvorgänge mit Hilfe von Zugversuchen wurden weiterhin Scher- und Torsionstests von Lötverbindungen durchgeführt. Derartige Tests sind realitätsnäher als Zugversuche, da die Lotwerkstoffe nun in einer Form vorliegen, die dem letztendlichen Bestimmungszweck eher entsprechen. Ebenso sind nun die Einflüsse von Oberflächenmetallisierungen untersuchbar.

In den Schertests wurden Probekörper verwendet, die folgendermaßen aufgebaut sind: Zwischen zwei Keramiken, die als Einspannung und zur Kraftaufnahme dienen, sind mehrere ballförmige Lotkörper verklebt, die als Verbindungsglieder fungieren, wie in Abb. 1.20 gezeigt wird. Die Lote haben hierbei Durchmesser von wenigstens 200 µm, die gesamten Probekörper besitzen Längen in Millimeterbereich.

Die Probekörper wurden entweder unter monotoner oder wechselnder Last beansprucht.

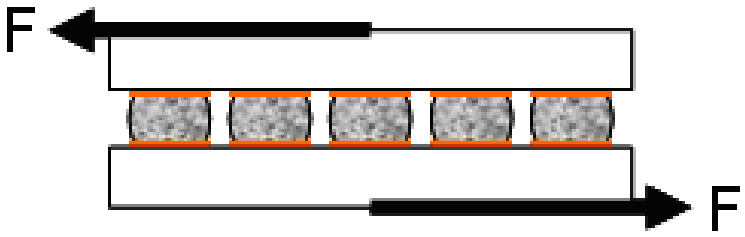


Abb. 1.10: Kriechmessung unter Einwirkung von Scherkräften am Lotkontakt (Röllig et al., 2006)

Wiederum wurden die Proben unter Temperatureinfluss untersucht; die Keramiken sind mit Heizern versehen, die einen Temperaturbereich von 20 °C bis 200 °C abdecken können.

Die Torsionstests wurden an Prüfkörpern durchgeführt, die vier Lotkörper enthalten, wie in Abb. 1.21 gezeigt.

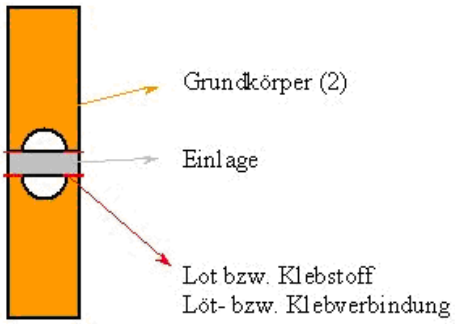


Abb. 1.11: Torsionsprüfprobe (Nowottnick et al., 2004)

Die Grundkörper wurden in den Tests mit einem Drehmoment von maximal 150 mNm tordiert. Die Messungen wurden wiederum bei verschiedenen Temperaturen vorgenommen.

1.3 Projekt W5

Im Rahmen des W5-Projekts wurden Leiterplatten *(Testboards)*, die mit verschiedenen elektronischen Bausteinen bestückt worden sind, untersucht. Die Lötungen der Bausteine wurden mit Hilfe verschiedener Wellenlötverfahren und verschiedener Lote vorgenommen. Zur Untersuchung der Zuverlässigkeit der Lötverbindungen wurden Temperaturwechseltests durchgeführt.

Untersuchungen von Leiterplatten, auf denen elektronische Bausteine mit Hilfe von Reflow-Prozessen gelötet worden sind, wurden nicht durchgeführt. Hier liegt bereits eine genügende Basis an Erfahrungswerten vor, sodass keine Notwendigkeit weiterer Untersuchungen besteht. Dies gilt allerdings nicht für Flächenmatrixanschluss-Bauelemente, wie BGA- CSP- und Flip-Chip-Bauelemente, sowie für kleine Zweipoler-Baugrößen.

Folgende Lotlegierungen wurden im Projekt W5 verwendet:

- Sn-3.8Ag-0.7Cu;
- Sn-0.7Cu;
- Sn-0.7Cu-0.05Ni und
- Sn-3.5Ag.

Weiterhin wurden verschiedenen Leiterplattenoberflächen berücksichtigt:

- HAL/Sn-0.7Cu-0.05Ni;
- chem. Sn;
- NiAu und
- OSP (Entec Plus).

Als Referenz wurde das bleihaltige Lot SnPb37 mit der Leiterplattenoberfläche HAL/SnPb verwendet. Zwei Typen von Leiterplatten wurden verwendet, zum einen Leiterplatten aus FR4, zum anderen Leiterplatten aus CEM1.
Anhand der oben genannten Parameter wurden Testboards mit 22 verschiedenen Kombinationen untersucht. Die untersuchten Kombinationen werden in Tab. 1.2 aufgelistet.

Tabelle 1.2: Verwendete Lote und Leiterplatten

Basismaterial	LP-Oberfläche	Lot
FR-4	HAL-Sn100C	SnAg3,8Cu0,7
FR-4	HAL-Sn100C	SnCu0,7
FR-4	HAL-Sn100C	SnCu0,7Ni0,05
FR-4	Chem. Sn	SnAg3,8Cu0,7
FR-4	Chem. Sn	SnCu0,7
FR-4	Chem. Sn	SnCu0,7Ni0,05
FR-4	NiAu	SnAg3,8Cu0,7
FR-4	NiAu	SnCu0,7
FR-4	NiAu	SnCu0,7Ni0,05
FR-4	OSP	SnAg3,8Cu0,7
FR-4	OSP	SnCu0,7
FR-4	OSP	SnCu0,7Ni0,05
CEM-1	HAL-Sn100C	SnAg3,8Cu0,7
CEM-1	OSP	SnCu0,7
CEM-1	HAL-Sn100C	SnCu0,7Ni0,05
CEM-1	OSP	SnAg3,8Cu0,7
CEM-1	HAL-Sn100C	SnCu0,7
CEM-1	OSP	SnCu0,7Ni0,05
FR4	HAL-SnPb	SnPb
CEM-1	HAL-SnPb	SnPb
CEM-1	HAL-Sn100C	SnAg3,5
CEM-1	OSP	SnAg3,5

Für jede der in Tab. 1.2 genannten Kombinationen wurden 25 Testboards hergestellt und für die weiteren Untersuchungen vorbereitet. Zur Herstellung wurden bei jeder Kombination einerseits vollinerte Lötprozesse und andererseits teilinerte Lötprozesse eingesetzt.

Das W5-Projekt ist ein deutsch-japanisches Projekt. In Japan wurden die Herstellung und die Untersuchungen der vollinert gelöteten Testboards durchgeführt, in Deutschland wurden die Herstellung und die Untersuchungen der teilinert gelöteten Testboards durchgeführt. Die vollinterten Lötprozesse wurden mit der Wellenlötanlage SEHO 2340 durchgeführt, die teilinerten Lötprozesse wurden mit der Wellenlötanlage SEHO 8140 durchgeführt.

Nähere Angaben zum deutschen Teilprojekt:

Für jede der 22 Kombinationsmöglichkeiten wurden mindestens 10 Testboards angefertigt. Die Lötungen mit den drei erstgenannten bleifreien Loten erfolgten im Unternehmen SEHO Systems GmbH in Kreuzwertheim, die Lötungen der Testboards mit dem bleifreien Lot Sn-3.5Ag erfolgten bei Pepperl und Fuchs (Pepperl, Fuchs) in Mannheim. Die Referenzboards mit dem bleihaltigen Lot SnPb wurden bei den weiteren beteiligten BFE-Partnern in deren Fertigungsanlagen gelötet.

Nähere Angaben zum japanischen Teilprojekt:

In Japan wurden parallel Testboards mit vollinerten Wellenlötprozessen hergestellt.

Die Temperaturwechseltests und die Analyse der vollinert gelöteten Testboards erfolgten im Unternehmen Nihon Superior in Osaka.

Sowohl in Japan als auch in Deutschland wurden Temperaturwechseltests, Zug- und Schertests sowie metallographische Untersuchungen nach dem gleichen Schema durchgeführt.

Ziel des W5-Projekts war, Erkenntnisse hinsichtlich des Wellenlötens und hinsichtlich der optimalen Parametereinstellung zu gewinnen. Augenmerk wurde insbesondere auf die Untersuchung folgender Parameter gelegt:

- Vorwärmung;
- Wellentemperatur und
- Wellengeschwindigkeit.

Die Einflüsse dieser Parameter auf die Zuverlässigkeit der Lötverbindungen wurden anhand der Ergebnisse der Temperaturwechseltests untersucht. Überdies wurden, ausgehend von den gewonnenen Resultaten, Layoutrules aufgestellt.
Das Temperaturintervall der Temperaturwechseltests betrug 40/125 °C, maximal wurden 4000 thermische Belastungszyklen durchlaufen.

Für die vorliegende Dissertation wurden die Ergebnisse der Temperaturwechseltests aus dem W5-Projekt für folgende Lotlegierungen betrachtet:

- SAC305;
- SAC309;
- SAC405 und
- SAC409

werden im Folgenden zusammenfassend „SAC-Lote“ genannt.

Abgesehen vom zu spät angelieferten Lot SAC405 wurden für alle Lote genaue Zusammensetzungen ermittelt und tabellarisch dargelegt. Neben den aufgezählten Elementen sind in allen Loten auch weitere Elemente in sehr geringen Mengen enthalten, darunter Antimon, Cadmium und Bismut.

Mit Hilfe von Röntgentests wurde die Lunkerbildung in den Lötverbindungen untersucht. Darüber hinaus wurden die Lötverbindungen ausgewählter Bauteile auch mit Hilfe von metallographischen Gefügeanalysen untersucht. Derartige Analysen wurden an aufbereiteten Schliffen mittels Mikroskopie vorgenommen. Hierbei wurden insbesondere

- die Dicken und Zusammensetzungen der Randphasen des Lotes untersucht;
- Poren und Dendriten bewertet und die Ausbildung der Eutektika beurteilt;
- die Folgen von Energieeinbringung in Form von Temperatur und mechanischen Spannungen untersucht;
- sowie Rekristallisations- und Koagulationsprozesse beschrieben. Koagulation bezeichnet die Vergröberung von Körnern im Gefüge.

Weiterhin wurden Mikro- und Nanohärtemessungen durchgeführt.

Die Gefügestrukturen der Lötverbindungen folgender Bauteile wurden untersucht:

- SnAg3,5;
- SnAg3,8Cu0,7 und
- SnPb37.

2 Entwicklung von Gleichungen zur Bestimmung der Lebensdauern von Loten bei zyklischen Belastungen

Sowohl auf Basis irreversibler plastischer Dehnungen als auch auf Basis der daraus resultierenden Energiedichten können Ansätze zur Bestimmung von Lebensdauern für Lötverbindungen in der Mikroelektronik formuliert werden.

In diesem Kapitel werden zunächst verschiedene, rein empirische Ansätze zur Lebensdauervorhersage vorgestellt, die auf *plastischen Dehnungen* beruhen, welche experimentell oder mit Hilfe von Abschätzungsformeln ermittelt werden:

- Wöhlerkurven (Wöhlerversuch, 2009);
- das Coffin-Manson-Gesetz (Coffin, 1954 und Manson, 1954);
- das Coffin-Manson-Gesetz nach Engelmaier (Engelmaier, 1997);
- das Norris-Landzberg-Gesetz für SnPb37 (Norris, Landzberg, 1969);
- das Lau-Pao-Gesetz für SnPb37 und SAC-Lote (Lau, Pao, 1996).

Weiterhin wird das Morrow-Gesetz vorgestellt, welches auf *Kriechenergiedichten* basiert.

Das Coffin-Manson-Gesetz und das Morrow-Gesetz folgen dem Grundprinzip, dass mit Hilfe eines Potenzansatzes ein Zusammenhang zwischen der plastischen Dehnung bzw. der Kriechenergiedichte sowie der Lebensdauer beschrieben wird. Maßgeblich sind hierbei der Exponent des Potenzansatzes und ein passender Koeffizient. Exponenten und Koeffizienten müssen für jedes zu untersuchende Material separat ermittelt werden und vorliegen.

Für das Coffin-Manson-Gesetz können Exponenten und Koeffizienten einerseits rein empirisch, andererseits aber auch mit Hilfe von Kriechdehnungen ermittelt werden, die aus FE-Simulationen stammen. In beiden Fällen ist es jedoch nötig, Lebensdauern der zu untersuchenden Lötverbindungen experimentell zu ermitteln.

Zur Bestimmung von Exponenten und Koeffizienten des Morrow-Gesetzes sind grundsätzlich experimentell ermittelte Lebensdauern und per FE-Simulation ermittelte Kriechenergiedichten notwendig.

Beide Gesetze ermöglichen vergleichsweise gute Lebensdauerprognosen der zu untersuchenden Lötverbindungen. Trotz der mathematischen Einfachheit der Gesetze sind die zu Grunde liegenden Daten sehr komplex, insbesondere, wenn FE-Simulationen durchgeführt werden. Im letzteren Fall sind u. a. folgende Einflussgrößen enthalten:

- die genauen Geometrien der Lötverbindung und der Komponenten in der Umgebung der Lötverbindung;
- genaue Materialdaten;
- exakt definierbare Temperaturwechseltests und deren Auswirkungen.

Weiterhin erlauben FE-Simulationen die Möglichkeit, nur ausgewählte, hoch belastete Stellen einer zu untersuchenden Lötverbindung zur Auswertung zu nutzen.

Im letzten Teil dieses Kapitels wird die Arbeit *A dislocation model of low-cycle fatigue damage and derivation of the Coffin-Manson equation* von Huang et al., 1992, ausführlich vorgestellt. In dieser Arbeit werden mathematische Beziehungen zwischen den Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten und den Parametern des Potenzansatzes nach Ramberg und Osgood, 1943 hergeleitet. Hierdurch ist es prinzipiell möglich, (plastische) Spannungs-Dehnungskurven eines Materials vorherzusagen, wenn die Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten bekannt sind.

2.1 Wöhlerkurven

Ermüdungsschädigungen werden allgemein durch extern aufgeprägte Wechsellasten hervorgerufen. Derartige Belastungen verursachen alternierende Spannungen und Dehnungen, die nach einer gewissen Zeit zunächst zur Rissbildung und dann zum Bauteilversagen führen können.

Zur Untersuchung dieser Auswirkungen werden gewöhnlicherweise standardisierte Lastwechseltests, die jeweils aus vordefinierten Abfolgen von Lastspielen bestehen, verwendet.

Da jedoch mechanische oder thermische Belastungen, die in der Realität auftreten, oftmals komplizierte und völlig unterschiedliche zeitliche Verläufe besitzen, wären allgemeingültige, repräsentative und reproduzierbare Lastwechseltests nur mit sehr großem Aufwand zu erstellen und durchzuführen. Weiterhin wäre die Übertragbarkeit der Testergebnisse auf andere Bauteile stark eingeschränkt.

Aus den genannten Gründen werden meistens vereinfachte Lastwechseltests zur Untersuchung von wechselnd beanspruchten Werkstoffen oder Bauteilen verwendet, die oftmals sinus- oder dreieckförmige Verläufe aufweisen. Derartige Tests werden entweder spannungs- oder dehnungsgesteuert durchgeführt. Abb. 2.1 stellt eine sinusförmige, spannungsgesteuerte Beanspruchung um eine konstante Mittellast dar.

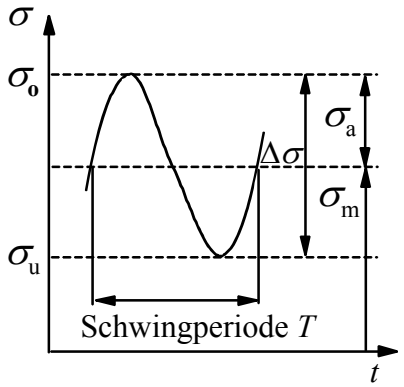


Abb. 2.1: Zeitlicher Verlauf der Spannung bei schwingender Beanspruchung (Mauk et al., 2008)

Die höchste auftretende Spannung ist die Oberspannung σ_o, die niedrigste auftretende Spannung ist die Unterspannung σ_u.

Für die Spannungsamplitude gilt:

$$\sigma_{\mathrm{a}} = \frac{\sigma_{\mathrm{o}} - \sigma_{\mathrm{u}}}{2}, \tag{2.1}$$

die Mittelspannung ist definiert durch:

$$\sigma_{\mathrm{m}} = \frac{\sigma_{\mathrm{o}} + \sigma_{\mathrm{u}}}{2}. \tag{2.2}$$

Das Spannungsverhältnis aus Ober- und Unterspannung wird ebenfalls in einem Parameter erfasst:

$$R_{\sigma} = \frac{\sigma_{\mathrm{u}}}{\sigma_{\mathrm{o}}}. \tag{2.3}$$

Analog hierzu werden folgende Kenngrößen bei dehnungsgesteuerten Schädigungsversuchen definiert:

- die Oberdehnung ε_{o};
- die Unterdehnung ε_{u};
- die Dehnungsamplitude $\varepsilon_{\mathrm{a}} = \left(\varepsilon_{\mathrm{o}} - \varepsilon_{\mathrm{u}}\right)/2$;
- die Mitteldehnung $\varepsilon_{\mathrm{m}} = \left(\varepsilon_{\mathrm{o}} + \varepsilon_{\mathrm{u}}\right)/2$;
- das Dehnungsverhältnis $R_{\varepsilon} = \varepsilon_{\mathrm{u}}/\varepsilon_{\mathrm{o}}$.

Innerhalb einer Schwingungsperiode wird ein Lastspiel durchlaufen. Die Anzahl der durchlaufenden Lastspiele wird als Lastspiel-, Lastwechsel- oder Zyklenzahl N bezeichnet.

Je nach Lage der Ober- und der Unterspannung werden bei spannungsgesteuerten Versuchen folgende Beanspruchungsfälle unterschieden:

- Beanspruchungen im Zugschwellbereich $\sigma_{\mathrm{u}} \geq 0$ (Fälle a, b in Abb. 2.2);
- Beanspruchungen im Wechselbereich, $\sigma_{\mathrm{u}} \leq 0$, $\sigma_{\mathrm{o}} \geq 0$ (Fälle c, d, e);
- Beanspruchungen im Druckschwellbereich, $\sigma_{\mathrm{o}} \leq 0$ (Fälle f, g).

Folgende Sonderfälle sind hierbei enthalten:

- die reine Zugschwellbeanspruchung: $\sigma_{\mathrm{u}} = 0$, $R_{\sigma} = 0$ (Fall b);
- die reine Wechselbeanspruchung: $\sigma_{\mathrm{u}} = -\sigma_{\mathrm{o}}$, $R_{\sigma} = -1$ (Fall d);
- die reine Druckschwellbeanspruchung: $\sigma_{\mathrm{o}} = 0$, $R_{\sigma} = -\infty$ (Fall f).

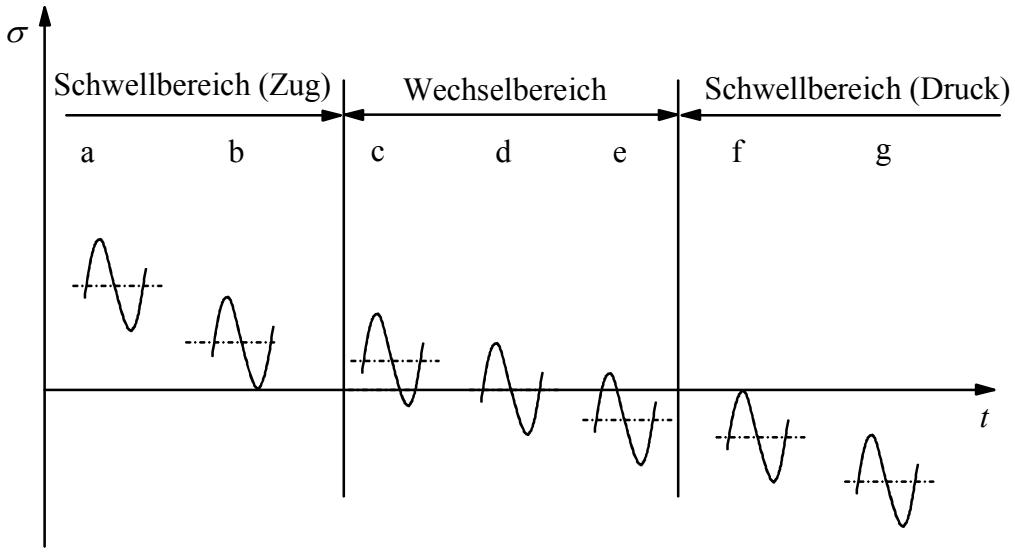


Abb. 2.2: Belastungsfälle

Der Dehnungsausschlag, der sich während eines spannungsgesteuerten Lastspiels einstellt, hängt vom Werkstoffverhalten ab. Abb. 2.3 stellt eine Spannungs-Dehnungs-Hysterese (Mauk et al., 2008) dar, die jeweils bis in den plastischen Bereich hineinreicht.

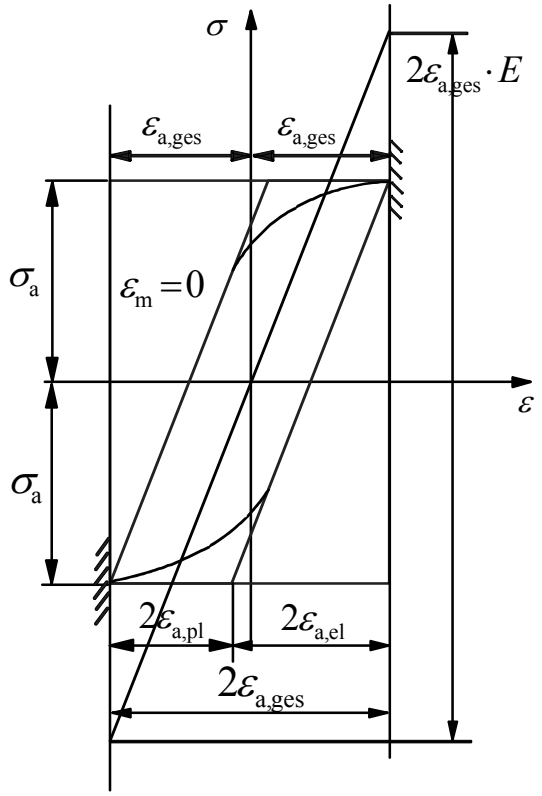


Abb. 2.3: Spannungs-Dehnungs-Hysterese für einen Belastungszyklus im Zeitfestigkeitsbereich

In Lastwechseltests werden die metallischen Werkstoffe wiederholten Lastspielen unterzogen. Die Testproben können, je nach angelegter Spannungsamplitude, verschiedenen Anzahlen von Lastzyklen standhalten.

Auch Spannungen unterhalb der Streckgrenze führen nach gewissen Anzahlen von Lastspielen zum Versagen des untersuchten Bauteils. Hierbei ist der Begriff des Versagens vorher zu

definieren. Versagen kann u. a. die Zweiteilung eines Bauteils durch einen Bruch bezeichnen, oder aber die Reduktion des tragenden/leitenden Querschnitts auf einen zu definierenden Prozentwert.

Die Anzahl an Lastzyklen bis zum Versagen wird, entsprechend dieser Definition, als Bruchschwingspielzahl, Lebensdauer oder Lebenszyklus bezeichnet.

Zur Vorhersage von Bruchschwingspielzahlen dienen Wöhlerkurven. Wöhlerkurven basieren auf empirisch ermittelten Bezugspunkten. Ein Bezugspunkt ist ein Wertepaar bestehend aus einer Spannungsamplitude σ_a und einer ermittelten Bruchschwingspielzahl N_b.

Um einen Bezugspunkt zu erhalten, werden ca. sechs bis zehn Proben des gleichen Werkstoffes mit derselben Spannungsamplitude bis zum Bruch belastet. Der Bezugspunkt ergibt sich aus der Mittelung der sechs bis zehn erhaltenen Bruchschwingspielzahlen N_b und der zugehörigen Spannungsamplitude σ_a. Bei allen ermittelten Bezugspunkten ist die Mittelspannung σ_m konstant.

Die ermittelten Bezugspunkte werden in ein doppellogarithmisches Diagramm eingetragen, die Bruchschwingspielzahlen auf der Abszisse und die zugehörigen Spannungsamplituden auf der Ordinate. Zuletzt werden die Bezugspunkte durch eine Regressionsgerade dargestellt. Abb. 2.4 veranschaulicht beispielhaft eine Wöhlerkurve (Mauk et al., 2008).

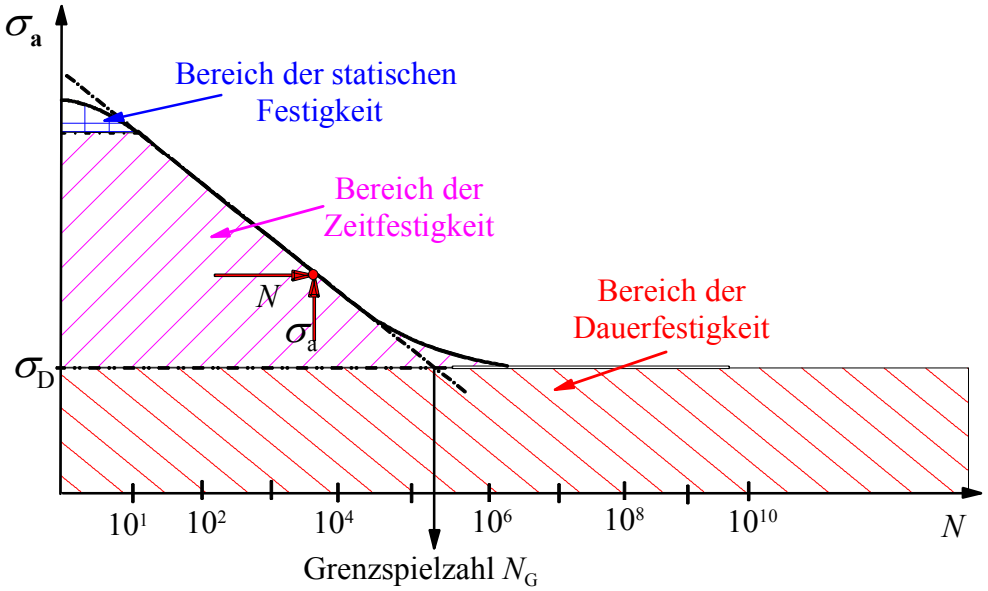


Abb. 2.4: Idealisierte Versagenskennlinie bzw. Wöhlerkurve

Man unterscheidet in einer Wöhlerkurve drei Bereiche, wie in Abb. 2.4 gezeigt wird:

- Der Bereich der *statischen Festigkeit* (ca. $1 < N < 10^1$): Bauteile, deren zu erwartende Lebensdauer unter 10^1 liegt, werden statisch dimensioniert, entsprechend einer ruhenden Beanspruchung.
- Der *Zeitfestigkeitsbereich* (ca. $10^1 < N < N_G$): Je nach wirkender Spannungsamplitude ertragen die Bauteile verschiedene Anzahlen an Lastspielen.
- Oberhalb der sogenannten Grenzlastspielzahl N_G ($N > N_G$) und unterhalb der Dauerfestigkeit σ_D liegt per definitionem der *Dauerfestigkeitsbereich* vor. Bauteile, die mit

Spannungsamplituden unterhalb σ_D beansprucht werden, werden als dauerfest erachtet.

Bei klassischen Ingenieurmetallen liegt die Grenzlastspielzahl in der Größenordnung von ca. 10^7 Lastspielen. Um Streuungen von Materialeigenschaften berücksichtigen zu können, existieren wahrscheinlichkeitsabhängige Wöhlerlinien. In Abb. 2.5 werden derartige Wöhlerlinien gezeigt, hierbei bezeichnet die Größe P_A jeweils die Ausfallwahrscheinlichkeit bei der Durchführung eines Versuches. Gewöhnlicherweise werden Abstufungen bei 10 %, 50 % und 90 % vorgenommen.

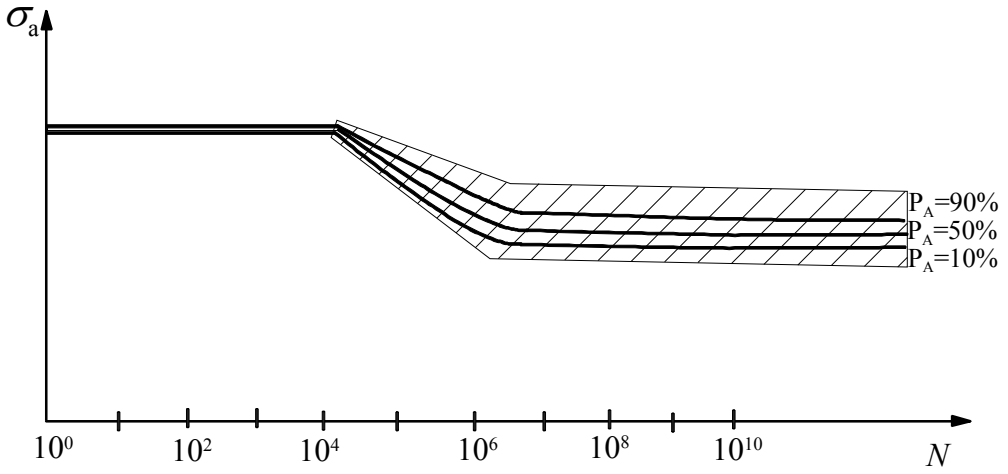


Abb. 2.5: Streubereich einer Wöhlerkurve

Zur mathematischen Beschreibung der Abhängigkeit der Bruchschwingspielzahl von der Spannungsamplitude werden Wöhlerlinien in verschiedener Art und Weise durch Formeln ausgedrückt.

Bei Spannungen oberhalb der Dauerfestigkeit, also im Zeitfestigkeitsbereich, versagt die Probe nach endlichen Anzahlen von Zyklen. Die Anzahlen nehmen erwartungsgemäß mit steigenden Spannungsamplituden ab. Bei den meisten Werkstoffen existiert ein Zusammenhang zwischen Spannungsamplitude und Bruchschwingspielzahl, der durch ein Potenzgesetz in folgender Form beschrieben werden kann:

$$\sigma_a = C_1 \cdot N_f^{-a} \tag{2.4}$$

Diese Beziehung wird *Basquin-Gleichung* (Basquin, 1910) genannt und ergibt in einem doppellogarithmischen Wöhlerdiagramm eine Gerade. Die Größe a wird als Schwingfestigkeitsexponent bezeichnet und liegt für die meisten Werkstoffe zwischen 0,05 und 0,12 (Harders, 2005), (Dieter, 1988). C_1 ist eine Materialkonstante, N_f ist die Bruchschwingspielzahl.

Die Basquin-Gleichung findet meistens bei großen Zyklenzahlen ab ca. 10^4 Verwendung. Der Bereich zwischen 10^4 Lastspielen und der Grenzlastspielzahl wird als HCF-Bereich (*high cycle fatigue*) bezeichnet.

Bei großen Spannungsamplituden spielen plastische Verformungen eine wichtige Rolle. Entsprechend verändert sich die zu erwartende Bruchschwingspielzahl empfindlich mit Veränderungen der Spannung. Der Abfall der Wöhlerlinie ist somit bei großen Spannungen

und kleinen Bruchschwingspielzahlen unterhalb 10^4 am stärksten, was besonders deutlich wird, wenn die Darstellung nicht doppellogarithmisch, sondern absolut erfolgt. Der Bereich unterhalb von 10^4 Lastspielen wird LCF-Bereich (*low cycle fatigue*) genannt.

Häufig werden aufgrund der beschriebenen Sensibilität der zu erwartenden Bruchschwingspielzahl gegenüber Veränderungen der Spannungsamplitude die Wöhlerlinien im LCF-Bereich mit Hilfe von dehnungsgesteuerten Versuchen ermittelt. Derartige Wöhlerlinien zeigen somit die Bruchschwingspielzahlen N_f über den Dehnungsamplituden ε_a, hierbei steht der Index a für Amplitude.

Bei geringen Bruchschwingspielzahlen dominiert der plastische Anteil $\varepsilon_\mathrm{a}^\mathrm{pl}$. Abb. 2.6 zeigt beispielhaft Dehnungswöhlerlinien in Abhängigkeit der elastischen und der plastischen Dehnungen. Die Wöhlerlinien können im doppellogarithmischen Maßstab mit zwei Geraden angenähert werden.

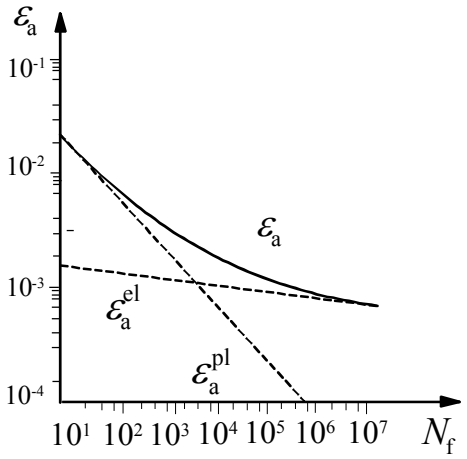


Abb. 2.6: Dehnungswöhlerkurve

Zur mathematischen Beschreibung der plastischen Dehnungswöhlerlinie hat sich die *Coffin-Manson-Gleichung* (Coffin, 1954 und Manson, 1954) durchgesetzt[6]:

$$\varepsilon_\mathrm{a}^\mathrm{pl} = C_2 N_\mathrm{f}^{-\frac{1}{B}}, \text{ mit:} \tag{2.5}$$

$\varepsilon_\mathrm{a}^\mathrm{pl}$: plastische Dehnungsamplitude,
C_2: Materialkonstante,
N_f: Bruchschwingspielzahl,
$1/B$: materialabhängiger Schädigungsexponent.

Die in Abb. 2.6 dargestellte Gerade, die den elastischen Anteil der Dehnung darstellt, ist hingegen bei kleinen Lasten und somit höheren Lastspielzahlen maßgebend. Der elastische Dehnungsanteil wird wiederum mit Hilfe der Basquin-Gleichung beschrieben:

[6] Anmerkung: Der Exponent $\frac{1}{B}$ wird in der Literaturquelle mit n oder b bezeichnet.

$$\varepsilon_{\mathrm{a}}^{\mathrm{el}} = \frac{\sigma_{\mathrm{a}}}{E} = \frac{C_1}{E} N_{\mathrm{f}}^{-a} \text{, mit} \tag{2.6}$$

$\varepsilon_{\mathrm{a}}^{\mathrm{el}}$: elastische Dehnungsamplitude;
C_1: Materialkonstante;
N_{f}: Bruchschwingspielzahl;
α: materialabhängiger Schädigungsexponent.

Die Summe des elastischen und des plastischen Dehnungsanteils ergibt die *totale Dehnung*:

$$\varepsilon_{\mathrm{a}} = \varepsilon_{\mathrm{a}}^{\mathrm{el}} + \varepsilon_{\mathrm{a}}^{\mathrm{pl}} = \frac{C_1}{E} \cdot N_{\mathrm{f}}^{-a} + C_2 \cdot N_{\mathrm{f}}^{-\frac{1}{B}} . \tag{2.7}$$

2.2 Das Coffin-Manson-Gesetz

Das Coffin-Manson-Gesetz, auch genannt Coffin-Manson-Gleichung, wird verwendet, um den Verlauf der Dehnungswöhlerlinie im LCF-Bereich zu beschreiben. Bauteile, die für Schwingspielzahlen im LCF-Bereich ausgelegt sind, werden so stark beansprucht, dass bei jedem Lastwechsel plastische Verformungen auftreten. Die Lebensdauer im LCF-Bereich ist deshalb stark von den plastischen Dehnungen abhängig.

In der vorliegenden Arbeit werden die Haltbarkeiten von Lötverbindungen in der Mikroelektronik hinsichtlich thermomechanischer Beanspruchungen untersucht. Folglich bestehen die plastischen Dehnungen sowohl aus zeitunabhängigen, irreversiblen Verformungen als auch aus zeitabhängigen Kriechverformungen. Da die plastischen, zeitunabhängigen Dehnungen im Vergleich zu den zeitabhängigen Kriechverformungen die Lebensdauer der Lötverbindungen nur unwesentlich beeinflussen, werden sie vernachlässigt. Somit sind für die Bestimmung der Lebensdauern in den nachfolgenden Abschnitten und Kapiteln allein die Kriechdehnungen maßgeblich.

Das Coffin-Manson-Gesetz (Coffin, 1954 und Manson, 1954); für Kriechdehnungen lautet wie folgt[7]:

$$N_{\mathrm{f}} \left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}\right)^{B} = A ,^{8} \tag{2.8}$$

wobei der Parameter B der vom Lotmaterial abhängige Schädigungsexponent ist. Der Schädigungsexponent des Coffin-Manson-Gesetzes wird in der vorliegenden Arbeit auch als Coffin-Manson-Exponent bezeichnet. Die Größe A steht für den Coffin-Manson-Koeffizienten.

Die Größe N_{f} steht für die Lebensdauer in thermischen Lastspielen; $\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}$ ist die bei einem einzigen thermischen Lastspiel entstehende, irreversible Kriechdehnung. Beide Größen, sowohl Lebensdauern, als auch Kriechdehnungen, können experimentell ermittelt werden,

[7] Der Exponent B wird in der Literatur auch oft mit dem Buchstaben n bezeichnet.

[8] In der Literatur wird die Größe A oft durch die Bezeichnung Konst. ersetzt.

wenn ein neuer Coffin-Manson-Exponent und ein neuer Coffin-Manson-Koeffizient bestimmt werden sollen. Kriechdehnungen sind jedoch auch mit Hilfe von FE-Simulationen berechenbar, wie in den folgenden Kapiteln vielfach erläutert wird.

Für mikroelektronische Gerätschaften und Bauteile existieren standardisierte Testverfahren, in denen keine mechanischen, sondern ausschließlich thermische Beanspruchungen vorgesehen sind. Diese Tests werden im Folgenden als Temperaturwechseltests bezeichnet. In der vorliegenden Arbeit wird auf die folgenden Temperaturwechseltests Bezug genommen:

- TS 0/80 °C
- TS -20/90 °C
- TS -40/125 °C
- TS -40/150 °C
- TW 0/80 °C
- TW -40/125 °C
- TW -40/150 °C

Die Abkürzung „TS“ bezeichnet hierbei Thermoschocktests, die Abkürzung „TW“ bezeichnet Thermowechseltests. Thermoschocktests beinhalten sehr kurze Abkühl-/Aufheizzeiten und lange Haltezeiten; in Thermowechseltests hingegen sind sehr lange Abkühl-/Aufheizzeiten ohne Haltezeiten vorgesehen. Genauere Erläuterungen finden sich im dritten Kapitel.

Der Temperaturwechseltest TS 0/80 °C beinhaltet vergleichsweise realitätsnahe Temperaturen. Derartige Tests werden als Feldtests (Index „Feld“) bezeichnet. Die anderen vorgestellten Tests sehen teilweise höhere Temperaturhübe vor. Sie werden auch Labortests (Index „Lab“) genannt.

Zwischen den maximalen Schwingspielzahlen, die beim Feldtest und in den Labortests erreicht werden, werden Umrechnungsfaktoren gebildet, genannt *Beschleunigungsfaktoren,* oder *Acceleration Factors*, *AF*. Beschleunigungsfaktoren beziehen demnach die maximalen Schwingspielzahlen der Labortests auf die maximale Schwingspielzahl, die im Feldtest erreicht wird.

In der Regel werden Feldtests, die nah an den realen Bedingungen liegen, genutzt, um die Qualität von Lötverbindungen beurteilen zu können. Diese Tests sind jedoch sehr zeitintensiv. Sind die Beschleunigungsfaktoren bekannt, können Labortests eingesetzt werden. Labortests mit höheren Temperaturhüben und teilweise schlagartigen Temperaturrampen führen dazu, dass die Lötverbindungen in kürzerer Zeit versagen, wodurch sich kürzere Testzeiten ergeben. Mit Hilfe der Beschleunigungsfaktoren können dann die Lebensdauern, die in den Labortests ermittelt werden, auf die realitätsnähere Situation des Feldtests umgerechnet werden.

Beschleunigungsfaktoren können aber ebenso mathematisch mit Hilfe der Coffin-Manson-Gleichung (2.8) ermittelt werden. Hierzu werden die Coffin-Manson-Gleichungen, die die Kriechdehnungen $\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}$ und Lebensdauern N_{f} bei einem Temperaturwechseltest und dem Feldtest enthalten, gleich gesetzt:

$$N_{\mathrm{f}}^{1}\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{1}\right)^{\beta} = N_{\mathrm{f}}^{2}\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{2}\right)^{\beta}. \tag{2.9}$$

In diese Gleichung wird die totale Dehnung eingesetzt. Da die Kriechdehnung dominiert können die weiteren Dehnungsanteile jedoch ignoriert werden. Für die Kriechdehnung gilt:

$$\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}} = \frac{\Delta\gamma_{\mathrm{cr}}}{\sqrt{3}} \approx \frac{1}{\sqrt{3}} \Delta\alpha\, \Delta T \frac{l}{h}, \text{ mit:} \tag{2.10}$$

$\Delta\gamma_{\mathrm{cr}}$: Scherwinkel;

$\Delta\alpha$: Differenz der thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Keramik und Platine;

ΔT: Temperaturhub des Temperaturwechseltests;

l: halbe Länge des Keramikkörpers;

h: Höhe des Lotspalts.

Diese Gleichung wird im dritten Kapitel genauer erläutert. Die Größen h und l sind der Abbildung 2.7 zu entnehmen.

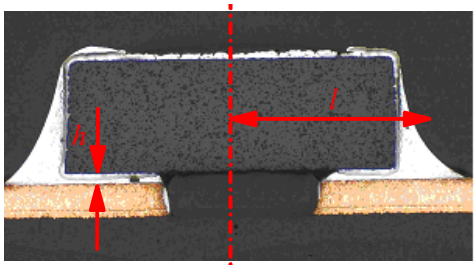


Abb. 2.7: Schliffbild eines CR0201-Zweipoler (Villain, 2006)

Die Lebensdauern können nun mit den Temperaturhüben in Verbindung gebracht werden. Hierzu wird Gleichung (2.10) in Gleichung (2.9) eingesetzt. Es ergibt sich:

$$\frac{N_{\mathrm{f}}^{1}}{N_{\mathrm{f}}^{2}} = \left(\frac{\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{2}}{\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{1}}\right)^{B} = \left(\frac{\frac{1}{\sqrt{3}}\Delta\alpha\Delta T^{2}\frac{l}{h}}{\frac{1}{\sqrt{3}}\Delta\alpha\Delta T^{1}\frac{l}{h}}\right)^{B} = \left(\frac{\Delta T^{2}}{\Delta T^{1}}\right)^{B}, \text{ und somit gilt:} \tag{2.11}$$

$$AF = \frac{N_{\mathrm{f}}^{\mathrm{Feld}}}{N_{\mathrm{f}}^{\mathrm{Lab}}} = \left(\frac{\Delta T^{\mathrm{Lab}}}{\Delta T^{\mathrm{Feld}}}\right)^{B}. \tag{2.12}$$

Im Allgemeinen wird der Schädigungsexponent B empirisch mit Hilfe von Versuchen und ggf. FE-Simulationen ermittelt. Ausgehend von Gleichung (2.12) kann der Schädigungsexponent B des zu untersuchenden Lotes jedoch auch berechnet werden. Hierzu muss nur ein einziger *AF*-Faktor, zu dessen Ermittlung lediglich ein Feldtest und ein Labortest vonnöten sind, bekannt sein.

2.3 Das Coffin-Manson-Gesetz nach Engelmaier

Engelmaier (Engelmaier, 1997, 2007) hat ein erweitertes, auf der Scherdehnung basierendes Coffin-Manson-Gesetz eingeführt, welches einen berechneten Schädigungsexponenten B[9] beinhaltet:

$$N_{\mathrm{f}} = \frac{1}{2}\left(\frac{\Delta\gamma}{2\varepsilon_{\mathrm{f}}}\right)^{-B} . \tag{2.13}$$

Für das eutektische Zinn-Blei-Lot wird die Bruchdehnung ε_{f} mit dem Wert 0,325 angenähert. Die Größe B ist wiederum der Schädigungsexponent. Der Schädigungsexponent B des eutektischen Zinn-Blei-Lots liegt ungefähr bei dem Wert 2. Generell sind sowohl der Schädigungsexponent als auch die Konstante ε_{f} materialabhängige Größen.

Die Bauteilabmessungen und Materialdaten finden über den Scherwinkel $\Delta\gamma$ Eingang. Für den Scherwinkel gilt:

$$\Delta\gamma = \sqrt{3}\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}} . \tag{2.14}$$

Engelmaier hat den Schädigungsexponenten B von Wild (Wild, 1973) übernommen. Wild hat auf Basis zahlreicher Experimente unterschiedlicher Konditionen eine Gleichung für den Schädigungsexponenten B entwickelt:

$$B = \frac{1}{0{,}442 + 6\cdot 10^{-4} T_{\mathrm{mean}} - 1{,}74\cdot 10^{-2}\ln(1+f)} . \tag{2.15}$$

Die Größe f bezeichnet die Frequenz der thermischen Belastung in Zyklen pro Tag und T_{mean} steht für die mittlere Temperatur des verwendeten Temperaturwechseltests.

2.4 Das Norris-Landzberg-Gesetz

Der Beschleunigungsfaktor AF, ermittelt mit Hilfe von Gleichung (2.12), ist nur vom Temperaturhub abhängig, wenn vom Schädigungsexponenten B abgesehen wird. Der Schädigungsexponent B beträgt bei eutektischem Zinn-Blei-Lot ungefähr 2.

Nach Norris und Landzberg, 1969, ist der Beschleunigungsfaktor aber nicht nur vom Temperaturhub abhängig, sondern auch von der auf einen Tag bezogenen Anzahl der thermischen Zyklen f und der maximalen Temperatur T_{max}. Die Gleichung (2.12) wird demnach um weitere Terme ergänzt:

$$AF = \frac{N_{\mathrm{f}}^{\mathrm{Feld}}}{N_{\mathrm{f}}^{\mathrm{Lab}}} = \left(\frac{\Delta T^{\mathrm{Lab}}}{\Delta T^{\mathrm{Feld}}}\right)^{B}\left(\frac{f^{\mathrm{Feld}}}{f^{\mathrm{Lab}}}\right)^{1/3}\phi\left(T_{\mathrm{max}}\right). \tag{2.16}$$

Die Konstanten, die im Norris-Landzberg-Gesetz verwendet werden, gelten nur für SnPb37. Bleifreie Lote werden von Norris und Landzberg nicht untersucht.

[9] Die Größe B wird in der Literatur mit $\frac{1}{c}$ bezeichnet.

2.5 Das Lau-Pao-Gesetz für SnPb37 und SAC

Lau und Pao, 1996 haben das Norris-Landzberg-Gesetz weiterentwickelt, indem sie einen exponentiellen Ausdruck in Form eines Aktivierungsterms nach Arrhenius, 2009, hinzugefügt haben. Überdies werden SAC-Lote mit berücksichtigt.

Für den Beschleunigungsfaktor von SnPb37 gilt:

$$AF = \frac{N_{\mathrm{f}}^{\mathrm{Feld}}}{N_{\mathrm{f}}^{\mathrm{Lab}}} = \left(\frac{\Delta T^{\mathrm{Lab}}}{\Delta T^{\mathrm{Feld}}}\right)^{2} \left(\frac{f^{\mathrm{Feld}}}{f^{\mathrm{Lab}}}\right)^{1/3} \exp\left[1414\,\mathrm{K}\left(\frac{1}{T_{\max}^{\mathrm{Feld}}} - \frac{1}{T_{\max}^{\mathrm{Lab}}}\right)\right], \tag{2.17}$$

wobei sich der Ausdruck 1414 K aus dem Verhältnis der Aktivierungsenergie Q[10] [eV] zur Boltzmann-Konstante $k = 8{,}617 \times 10^{-5}$ [eV/K] ergibt.

Für bleifreie SAC-Lote wird in analoger Weise die folgende, verallgemeinerte Formel angegeben:

$$AF = \frac{N_{\mathrm{f}}^{\mathrm{Feld}}}{N_{\mathrm{f}}^{\mathrm{Lab}}} = \left(\frac{\Delta T^{\mathrm{Lab}}}{\Delta T^{\mathrm{Feld}}}\right)^{B} \left(\frac{f^{\mathrm{Feld}}}{f^{\mathrm{Lab}}}\right)^{m'} \exp\left[\frac{Q}{k}\left(\frac{1}{T_{\max}^{\mathrm{Feld}}} - \frac{1}{T_{\max}^{\mathrm{Lab}}}\right)\right], \tag{2.18}$$

wobei der Coffin-Manson-Exponent B, der Exponent m' und die Aktivierungsenergie Q im Vorfeld zu bestimmen sind.
Lau und Pao, 1996 haben folgenden Parameter erhalten: $B = 2{,}65$, $m' = 0{,}136$ und $Q = 0{,}189$ eV.

2.6 Das Coffin-Manson- und das Morrow-Gesetz anhand von Experimenten und FE-Simulationen

Das Coffin-Manson-Gesetz wird im Folgenden nochmals kurz dargelegt und erläutert. Anschließend wird das Morrow-Gesetz eingeführt. Mathematisch gleicht das Morrow-Gesetz dem Coffin-Manson-Gesetz, der einzige physikalische Unterschied besteht darin, dass an Stelle der irreversiblen Kriechdehnungsinkremente Inkremente der Kriechenergiedichte treten.

- Das Coffin-Manson-Gesetz auf Basis der Kriechdehnung lautet:

$$N_{\mathrm{f}} = A\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-B}, \tag{2.19}$$

wobei N_{f} die prognostizierte Lebensdauer angibt. Die Abkürzung $\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}$ steht für die gemittelte, im Lotspaltbereich pro Lastspiel akkumulierte, per FE zu ermittelnde Kriechdehnung (siehe Gleichung (3.14)). Die Konstante A ist der Coffin-Manson-Koeffizient, die Konstante B ist der Coffin-Manson-Exponent. Beide Konstanten müssen im Prinzip „neu“ bestimmt werden, wenn für ein neues Lot in einem neuen Bauteil ein neues Lebensdauergesetz aufgestellt werden soll. Oft wird davon ausgegangen, dass die Konstanten nur vom Lotmaterial

[10]: In der Literatur wird die Aktivierungsenergie mit der Buchstabe E_0 bezeichnet.

abhängig sind. Bauteilgröße und -geometrie, sowie der zugrunde liegende Temperaturwechseltest sind irrelevant.

- Das Morrow-Gesetz auf Basis der Kriechenergiedichte lautet:

$$N_{\mathrm{f}} = C\left(\Delta W_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-D}. \tag{2.20}$$

Hierbei ist $\Delta W_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}$ das im Lotspaltbereich pro Lastspiel erzeugte Kriechenergiedichteinkrement (siehe Gleichung (3.15)). Die Konstante C ist der zu ermittelnde Morrow-Koeffizient, die Konstante D ist der zu ermittelnde Morrow-Exponent. Analog zum Coffin-Manson-Gesetz verändern sich diese beiden Konstanten, wenn ein anderes Lotmaterial betrachtet wird. Auch hier wird zunächst angenommen, dass die Konstanten lediglich vom Lotmaterial abhängen, d. h. Materialkenngrößen darstellen, und nicht von der Bauteilgröße und -geometrie oder dem zugrunde liegenden Temperaturwechseltest abhängen.

Coffin-Manson-Exponenten und -Koeffizienten können rein experimentell in Verbindung mit der allgemeinen Formel (2.10) oder in Kombination von Experiment und FE-Simulationen ermittelt werden. Zur Bestimmung von Morrow-Exponenten und -Koeffizienten sind FE-Simulationen allerdings unabdingbar.

Mit Hilfe von Experimenten werden für beide Gesetze Lebensdauern der zu untersuchenden Lote bestimmt. Mit Hilfe von FE-Simulationen werden jeweils Werte für die Kriechdehnungen oder Kriechenergiedichten berechnet. Kriechdehnungen als Eingangsgröße des Coffin-Manson-Gesetzes können, wie bereits erwähnt, auch experimentell abgeschätzt werden (etwa mit Gleichung (2.10)), Kriechenergiedichten hingegen nicht.

Abb. 2.8 veranschaulicht, wie die experimentellen Daten und die Ergebnisse der FE-Simulationen zu verbinden sind: Auf der Abszisse werden die verschiedenen gemittelten Kriechdehnungen bzw. Kriechenergiedichten abgetragen. Die geringsten Werte ergeben sich hier für gewöhnlich beim kleinsten Baustein. Auf der Ordinate werden die zugehörigen, experimentell ermittelten Lebensdauern abgetragen.

Die so erhaltenen Punkte werden mit einer Regressionskurve angenähert. Coffin-Manson- bzw. Morrow-Gesetze sind die mathematischen Darstellungen solcher Regressionskurven, basierend auf Potenzansätzen. Hierbei ist jeweils die Bestimmung des Vorfaktors, genannt „Koeffizient“, und des Exponenten erforderlich. Empfehlenswert ist eine doppellogarithmische Darstellung, in der die Regressionskurve einer Gerade entspricht (siehe Abb. 2.8 rechts). Werden die Coffin-Manson-Exponenten und -Koeffizienten als Materialparameter angesehen, so ermöglichen Coffin-Manson- bzw. Morrow-Gesetze Prognosen der Lebensdauern der Lote von anderen Bausteinen, wenn hierfür die gemittelten Kriechdehnungen oder die gemittelten Kriechenergiedichten bekannt sind. Zu deren Bestimmung sind dann „nur noch“ FE-Simulationen notwendig, von möglicherweise langwierigen und kostspieligen experimentellen Untersuchungen kann abgesehen werden.

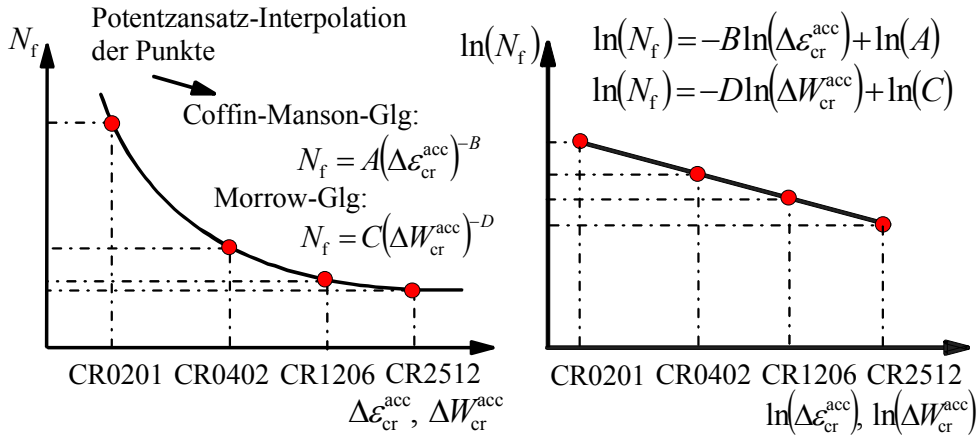


Abb. 2.8: Vorgehensweise bei der Ermittlung der Coffin-Manson-Faktoren, Links: einfache Auftragung der Daten; rechts: doppeltlogarithmische Auftragung

Wie bereits erwähnt, ist der Begriff des Bauteilversagens bei mikroelektronischen Lötverbindungen eine Frage der Definition. Weitere Angaben hierzu finden sich in Kap. 5.

2.7 Physikalische Bedeutung der Coffin-Manson-Parameter

Huang et al., 1992 führen in der Arbeit *A dislocation model of low-cycle fatigue damage and derivation of the Coffin-Manson equation* einen Zusammenhang zwischen Spannungs-Dehnungs-Kurven und Lebensdauergesetzen im Falle eines elastisch-plastischen, zeitunabhängigen Materialverhaltens ein. Diese Beziehung wird in der vorliegenden Arbeit zunächst vorgestellt, erweitert und dann auf die zu untersuchenden, zeitabhängig kriechenden Lote angewendet.

Trotz der Beschränkung von Zheng, Huang und Dong nur zeitunabhängiges Materialverhalten zu berücksichtigen, sind, wie wir noch sehen werden, die hieraus erhaltenen Resultate von gewisser Aussagekraft.

Abbildung 2.9 zeigt beispielhaft eine ideale Spannungs-Dehnungs-Kurve für weiche Werkstoffe. Derartige Spannungs-Dehnungskurven können mathematisch durch den *Potenzansatz nach Ramberg und Osgood*, 1943, beschrieben werden.

Der Potenzansatz nach Ramberg und Osgood lautet:

$$\sigma = K\left(\varepsilon_p\right)^{\frac{1}{m}}. \tag{2.21}$$

ε_p ist die plastische Dehnung, K ist ein materialabhängiger Proportionalitätsfaktor und $1/m$ ist der materialabhängige Exponent des Potenzansatzes.

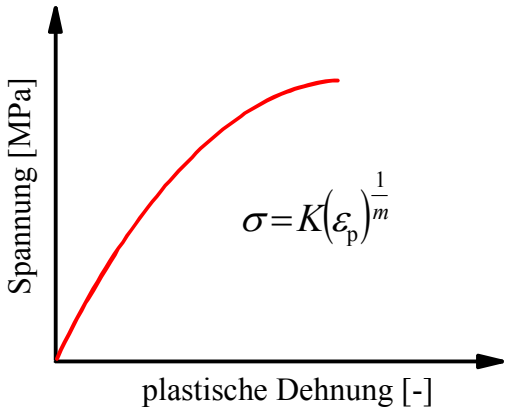


Abb. 2.9: Spannungs-Dehnungs-Kurve

Im Folgenden werden theoretische Betrachtungen über Bruchmechanik von Zheng, Huang und Dong vorgestellt. Zunächst werden Überlegungen zum Bauteilversagen angestellt, welches aufgrund plastischer Verformungen eintritt.

Auf mikroskopsicher Ebene entsprechen plastische Verformungen der Erzeugung und dem Wandern von Versetzungen.
Im Falle eines duktilen Werkstoffes erfolgt bei plastischen Verformungen meistens eine Mikrorissinitiierung in einer Ebene, in der viele Versetzungen gleichzeitig zusammenwirken. Die Ausbreitungsrichtung des Mikrorisses wird durch Scherspannungen bestimmt und kontrolliert.

2.8 Rissinitiierung und Rissausbreitung in einer Volumeneinheit

Huang et al., 1992, beschreiben die Entstehung und das Anwachsen eines Risses im LCF-Bereich. Normalerweise werden diese beiden Phasen, auch Rissinitiierung und Rissausbreitung genannt, unterschieden. In Huang et al., 1992, werden beide Phasen jedoch in einem gemeinsamen mathematischen Modell verbunden. Versetzungsbewegungen aufgrund von Schubspannungen werden als Ursache der Ausbildung und gleichwohl der Fortschreitung von Rissen ausgemacht (vergleiche Abb. 2.10): An Stellen, an denen bereits Gitterfehler bestehen, sei die Möglichkeit gegeben, dass sich Versetzungen in immer weiter zunehmender Anzahl ansammeln. Fehler im mikroskopischen Bereich zögen so makroskopische Risse nach sich.

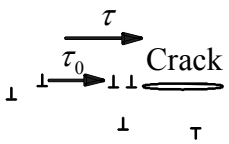


Abb. 2.10: Versetzungen und Rissinitiierung

Die Größe eines einzelnen metallischen Kristalls sei in der folgenden mathematischen Beschreibung gleich $L_1 \times L_2 \times L_3$, für eine der Gleitflächen werden entsprechend die Abmessungen $L_1 \times L_2$ angenommen.

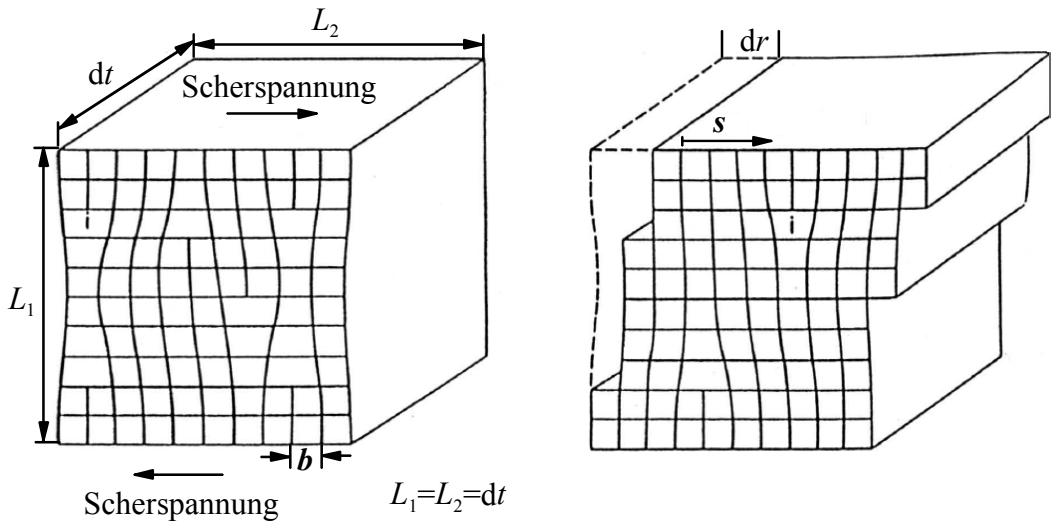


Abb. 2.11: Ein Kristall mit Stufenversetzungen

Durch externe Lasten werden Versetzungsbewegungen angeregt, die zu einer plastischen Verformung des Werkstoffs führen. Der Zusammenhang zwischen plastischer Dehnung und aufgelegter Spannung hängt im Allgemeinen von der Mikrostruktur des Materials ab.

Der Zusammenhang zwischen plastischen Verformungen und der Versetzungsdichte wird am Beispiel von Gleitungen erläutert. Dazu wird eine Gleitebene mit dem Volumen $L_1 \times L_2 \times \mathrm{d}t$ (dt bezeichnet die (infinitesimale) Dicke) angenommen, welche zur Einfachheit nur Stufenversetzungen enthalten soll. Wird nun eine Scherspannung in Gleitrichtung angelegt, wandern die Versetzungen. Wir vereinbaren, dass positive Versetzungen nach rechts und negative nach links wandern. Resultat ist eine Verschiebung der oberen Kristallfläche relativ zur unteren Fläche um den Betrag $\mathrm{d}r$.

Wenn eine einzelne Versetzung vollständig durch den Kristall läuft, legt sie die Strecke L_2 zurück. Hierbei wird die Gesamtverschiebung $\mathrm{d}r$ um den Betrag des entsprechenden Burgers-Vektors b, der den Betrag und die Richtung von Versetzungen veranschaulicht (siehe Abb. 2.12), vergrößert.

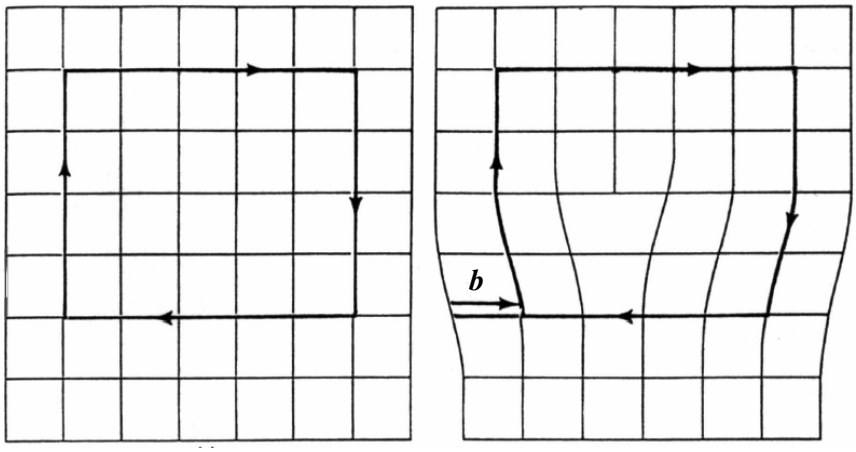


Abb. 2.12: Der Burgers-Vektor bei einem Kristall mit einer Stufenversetzung.

Nun wird ein Schädigungsparameter mit der Bezeichnung S (für Schädigung) eingeführt[11]. Dieser Parameter ist ein Maß für die Schädigung im LCF-Bereich. Für den Schädigungszuwachs $\mathrm{d}S$ gilt per Definition:

$$\mathrm{d}S = \frac{\mathrm{d}r}{r_\mathrm{f}}, \tag{2.22}$$

wobei r der mittlere Radius eines pfennigförmigen Risses ist, also die halbe Risslänge, $\mathrm{d}r$ der entsprechende Zuwachs und r_f der kritische Radius, bei dem es zum Bruch kommt. Bei letzterem ist der Schädigungsparameter auf den Wert $S = 1$ angewachsen.

Die Versetzungen, die über eine Dicke von $\mathrm{d}t$ vorhanden sind, tragen zur Rissausbreitung bei. Dies wird in Form einer „effektiven Versetzungslänge“ ξ_e berücksichtigt:

$$\xi_\mathrm{e} = \rho_\mathrm{v}\left(L_1 L_2 - \pi r^2\right)\mathrm{d}t, \tag{2.23}$$

wobei die Größe ρ_v die Versetzungsdichte bezeichnet (in Anzahl an Versetzungen pro m^2 Gleitebene). Die Terme $\left(L_1 L_2 - \pi r^2\right)\mathrm{d}t$ beschreiben ein mit Versetzungen „gefülltes“ Volumen um die Gleitebene, wobei der Term πr^2 die Fläche des Risses darstellt. Man beachte, dass es sich beim aktuellen Riss um einen Hohlraum handelt, dessen Volumen abzuziehen ist, um das mit Versetzungen gefüllte, verbleibende Volumen richtig zu bemessen.

Für den Zuwachs an Risslänge $\mathrm{d}r$ gilt laut Versetzungstheorie (Hirth et al., 1982):

$$\mathrm{d}r = \frac{k\xi_\mathrm{e}\mathrm{d}s}{L_1 L_2 - \pi\, r^2} b \tag{2.24}$$

wobei $\mathrm{d}s$ die durchschnittliche Verschiebung der Versetzungen im relevanten Bereich ist, b ist der Burgers-Vektor und k ist ein (dimensionsloser) Proportionalitätsfaktor.

Durch Einsetzen der Gleichung (2.23) in (2.24) ergibt sich folgende Beziehung:

$$\frac{\mathrm{d}r}{\mathrm{d}t} = k\rho_\mathrm{v}\mathrm{d}s b\,. \tag{2.25}$$

Durch Einsetzen der Gleichung (2.25) in (2.22) folgt (Kontrolle):

$$\mathrm{d}S = \frac{k\rho_\mathrm{v} b\ \mathrm{d}t\ \mathrm{d}s}{r_f}. \tag{2.26}$$

Mikromechanisch lässt sich der Zuwachs an plastischer Verformungsenergiedichte $\mathrm{d}W_\mathrm{p}$ in einem Metallkorn wie folgt in Verbindung mit den für die Versetzungen charakteristischen Größen bringen:

$$\mathrm{d}W_\mathrm{p} = \rho_\mathrm{v}\tau_0 b\ \mathrm{d}s\,. \tag{2.27}$$

[11] G wird im englischsprachigen Original mit D bezeichnet. Dem schließen wir uns nicht an, damit wir diese Größe nicht mit dem Morrow-Exponenten verwechseln.

Diese Gleichung verbindet die unter Einwirkung einer externen Kraft erfolgte Arbeit mit der sich hieraus ergebenden Versetzungsbewegung (Ha, 1983). Hierbei ist τ_0 die kritische Schubspannung, die benötigt wird, um die Bewegung von Versetzungen auszulösen.

Aus den Gleichungen (2.26) und (2.27) ergibt sich die folgende Beziehung:

$$\mathrm{d}S = \frac{k\mathrm{d}t}{r_\mathrm{f}\tau_0}\mathrm{d}W_\mathrm{p}\,. \tag{2.28}$$

Die Gleichung (2.28) stellt einen Zusammenhang zwischen dem Schädigungsparameter dS und der plastischen Arbeit $\mathrm{d}W_\mathrm{p}$ in dem betrachteten Metallkornbereich dar. Es ist anschaulich einleuchtend, dass beide Größen zueinander proportional sind. Ferner ist nachvollziehbar, dass ein „dickerer“ Bereich mit höherer Schädigung einhergeht und dass kleine Schubspannungswerte das Gleiten und damit die Entwicklung der Schädigung erleichtern.

In einem polykristallinen Werkstoff sind die Beschreibungen von Versetzungsbewegungen und hieraus resultierenden Rissen aufgrund der Vielzahl der zu betrachtenden Körner komplizierter. Die Orientierungen der Kristallgitter unterscheiden sich von Korn zu Korn.

Der Mechanismus, der den Rissfortschritt auslöst, ist jedoch derselbe. Korngrenzen bestehen letztendlich selbst aus Versetzungen, an denen sich wiederum weitere Versetzungen ansammeln.

2.9 Die Relation zwischen plastischen Dehnungen und Bruchlastspielzahlen

Wir integrieren nun die Gleichung (2.28) über einen Lastzyklus. Der Beginn des Zyklus wird durch den Index *i*-1, das Ende durch den Index *i* angezeigt. Es folgt:

$$\int_{i-1}^{i}\mathrm{d}S = S_i - S_{i-1} = \frac{k\mathrm{d}t}{r_\mathrm{f}\tau_0}\int_{i-1}^{i}\mathrm{d}W_\mathrm{p} = \frac{k\mathrm{d}t}{r_\mathrm{f}\tau_0}\left(W_{\mathrm{p},i} - W_{\mathrm{p},i-1}\right) \equiv \frac{k\mathrm{d}t}{r_\mathrm{f}\tau_0}\Delta W_\mathrm{p}\,, \tag{2.29}$$

wobei S_i die kumulative Schädigung nach i Belastungszyklen ist. Ferner bezeichnet ΔW_p das (konstante) Inkrement an plastischer Arbeit, das nach Ablauf eines einzigen, vollen Belastungszyklus in der Volumeneinheit des Metalls absorbiert wird. Die gesamte Schädigung kann durch Summation aller Schädigungsanteile vom Beginn des Anrisses bis zum Bruch berechnet werden. Die Summe der Gleichung (2.29) über alle Belastungszyklen ergibt:

$$\sum_{i=0}^{N_\mathrm{f}}\left(S_i - S_{i-1}\right) = \frac{k\mathrm{d}t}{r_\mathrm{f}\tau_0}\sum_{i=0}^{N_\mathrm{f}}\Delta W_\mathrm{p} \Rightarrow \quad S_{N_\mathrm{f}} - S_0 = \frac{k\mathrm{d}t}{r_\mathrm{f}\tau_0}N_\mathrm{f}\Delta W_\mathrm{p} \tag{2.30}$$

Hierbei ist N_f die Anzahl der Lastzyklen bis zum Bruch, S_0 die anfängliche Schädigung des Metalls und S_f die Schädigung am Ende der Wechsellastzyklen, wenn der Bruch eingetreten ist. In Gleichung (2.30) setzen wir sinnvollerweise $S_\mathrm{f} = 1$ und $S_0 = 0$. Wir gehen also von einem ursprünglich ungeschädigten Material aus, dass bis zu einer Schädigung von 100% gealtert ist. Somit ist:

$$\frac{k\mathrm{d}t}{r_\mathrm{f}\tau_0}N_\mathrm{f}\Delta W_\mathrm{p} = 1\,. \tag{2.31}$$

Die Konstanten k und dt sind Materialkonstanten, die kritische Schubspannung τ_0 ebenso. Der kritische Radius r_f hängt sowohl vom Material als auch vom herrschenden Spannungsniveau ab. Gemäß dem Griffith-Kriterium (Griffith, 1920) erreicht der Spannungsintensitätsfaktor $K_\mathrm{I} = \sigma\sqrt{\pi a}$ eines Risses der Länge $2a$, welcher unter der Zugspannung σ steht, beim Bruch seinen kritischen Wert K_Ic, der gleich der Bruchzähigkeit $K_\mathrm{Ic} = \sqrt{E\gamma}$ des Materials ist (es bezeichnen E den E-Modul und γ die spezifische Energie zur Schaffung freier Oberflächen):

$$K_\mathrm{c} = K_\mathrm{Ic} \quad \Leftrightarrow \quad a \sim \frac{1}{\sigma^2}, \tag{2.32}$$

Mithin gilt in unserem Fall:

$$r_\mathrm{f} \sim \frac{1}{\sigma_\mathrm{m}^2}, \tag{2.33}$$

wobei σ_m die maximale im Zyklus auftretende Spannung ist.

Unter Vernachlässigung elastischer Anteile kann die eindimensionale Spannungs-Dehnungskurve eines Materials mit Hilfe eines Potenzansatzes folgendermaßen beschrieben werden:

$$\sigma = K\left(\varepsilon_\mathrm{p}\right)^{\frac{1}{m}}, \tag{2.34}$$

wobei der Ausdruck $1/m$ als *Verfestigungsexponent* bezeichnet wird. K ist ein Proportionalitätsfaktor und wird *Verfestigungskoeffizient* genannt.

Mit Hilfe dieses Ansatzes lässt sich die maximale Spannung bestimmen:

$$\sigma_\mathrm{m} = K\left(\Delta\varepsilon_\mathrm{p}\right)^{\frac{1}{m}}. \tag{2.35}$$

Die Größe $\Delta\varepsilon_\mathrm{p}$ ist die plastische Dehnungsamplitude bei σ_m. Die plastische Arbeit ist definiert als:

$$\Delta W_\mathrm{p} = 2\int_0^{\Delta\varepsilon_\mathrm{p}} \sigma \cdot \mathrm{d}\varepsilon_\mathrm{p} = \frac{2Km}{\left(1+m\right)}\left(\Delta\varepsilon_\mathrm{p}\right)^{\left(\frac{1}{m}+1\right)}. \tag{2.36}$$

Einsetzen von Gleichung (2.36) in (2.35) ergibt folgende Beziehung:

$$\sigma_\mathrm{m} = K\left(\frac{1+m}{2Km}\right)^{1/m}\left(\Delta W_\mathrm{p}\right)^{\left(\frac{1}{1+m}\right)}. \tag{2.37}$$

Durch Kombination der Gleichungen (2.31), (2.32) und (2.36) ergibt sich folgende Beziehung:

$$K_\mathrm{w} N_\mathrm{f}\left(\Delta W_\mathrm{p}\right)^{\left(\frac{3+m}{1+m}\right)} = 1. \tag{2.38}$$

K_w ist eine Materialkonstante, in der verschiedene Materialeigenschaften enthalten sind.

Nun wird die Arbeit ΔW_f definiert. Sie ist die Arbeit, die bei monoton ansteigender Zugbeanspruchung zum Versagen führt. Da dann nur eine einzige Zugbeanspruchung betrachtet wird, gilt für die Zykluszahl $N_\mathrm{f} = 1/2$. Somit gilt:

$$\Delta W_{\mathrm{p}} = 2\Delta W_{\mathrm{f}}\,, \tag{2.39}$$

da ΔW_{p} per Definition die zu einem *vollen* Zyklus gehörige Energiedichte, resp. pro Volumeneinheit absorbierte Arbeit ist. Die Gleichung (2.39) kann folgendermaßen umgestellt werden:

$$K_{\mathrm{w}} = 2\left(2\Delta W_{\mathrm{f}}\right)^{-\left(\frac{3+m}{1+m}\right)}. \tag{2.40}$$

Auf Basis der Bruchdehnung ε_{f} kann die plastische Arbeit mit der Gleichung:

$$W_{\mathrm{f}} = \frac{Km}{1+m}\varepsilon_{\mathrm{f}}^{\frac{1+m}{m}} \tag{2.41}$$

berechnet werden.

Einsetzen der Gleichungen (2.36), (2.40) und (2.41) in die Gleichung (2.38) liefert die Beziehung:

$$\left(2N_{\mathrm{f}}\right)^{\left(\frac{m}{3+m}\right)}\left(\tfrac{1}{2}\Delta\varepsilon_{\mathrm{p}}\right) = \tfrac{1}{2}\varepsilon_{\mathrm{f}}\,. \tag{2.42}$$

Mit den Abkürzungen $B = \frac{3}{m}+1$ und $\varepsilon'_{\mathrm{f}} = \frac{1}{2}\varepsilon_{\mathrm{f}}$ kann die Gleichung (2.42) vereinfacht werden:

$$\tfrac{1}{2}\Delta\varepsilon_{\mathrm{p}} = \varepsilon'_{\mathrm{f}}\left(2N_{\mathrm{f}}\right)^{-\frac{1}{B}}. \tag{2.43}$$

Die Gleichung (2.43) stellt das Coffin-Manson-Gesetz dar, das zur Lebensdauerberechnung im LCF-Bereich eingesetzt wird. B ist der Schädigungsexponent und $\varepsilon'_{\mathrm{f}}$ ist der Schädigungskoeffizient.

Zur Prognose von Lebensdauern können nun zwei Gleichungen aufgestellt werden: Eine auf Dehnungen basierende Gleichung ergibt sich durch Umrechnung von der Gleichung (2.42):

$$N_{\mathrm{f}} = \frac{1}{2}\left(\frac{\Delta\varepsilon_{\mathrm{p}}}{\varepsilon_{\mathrm{f}}}\right)^{-\left(1+\frac{3}{m}\right)}, \tag{2.44}$$

zudem ergibt sich eine auf der plastischen Energie basierende Gleichung:

$$N_{\mathrm{f}} = \frac{1}{2}\left(\varepsilon_{\mathrm{f}}^{\frac{1+m}{m}}\frac{2mK}{1+m}\right)^{\left(\frac{3+m}{1+m}\right)}\Delta W_{\mathrm{p}}^{-\left(\frac{3+m}{1+m}\right)}. \tag{2.45}$$

Die Kenngrößen der Spannungs-Dehnungs-Kurve können nun durch Gegenüberstellung der empirisch ermittelten Coffin-Manson- und Morrow-Gesetze und der theoretischen Gesetze nach Huang et al., 1992 bestimmt werden:

$$N_{\mathrm{f}} = \frac{1}{2}\left(\frac{\Delta\varepsilon_{\mathrm{p}}}{\varepsilon_{\mathrm{f}}}\right)^{-\left(\frac{3+m}{m}\right)} = A\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}\right)^{-B}, \tag{2.46}$$

$$N_{\mathrm{f}} = \frac{1}{2}\left(\varepsilon_{\mathrm{f}}\right)^{\frac{m+3}{m}}\left(\frac{2mK}{1+m}\right)^{\frac{m+3}{m+1}}\Delta W_{\mathrm{p}}^{-\frac{m+3}{m+1}} = C\left(\Delta W_{\mathrm{cr}}\right)^{-D}. \tag{2.47}$$

Durch Vergleich der Exponenten und der Vorfaktoren können die Größen ε_f und K ermittelt werden:

$$\varepsilon_\mathrm{f} = \left(2A\right)^{\frac{m}{3+m}}, \tag{2.48}$$

$$B = \frac{3+m}{m}. \tag{2.49}$$

$$D = \frac{m+3}{m+1} \tag{2.50}$$

Der Verfestigungsexponent und der Verfestigungskoeffizient des Potenzansatzes nach Ramberg und Osgood $\sigma = K\left(\varepsilon_\mathrm{p}\right)^{1/m}$ können durch folgende Gleichungen bestimmt werden:

$$m = \frac{3}{B-1}, \tag{2.51}$$

$$m = \frac{3-D}{D-1}, \tag{2.52}$$

$$K = \frac{B}{2D}\left(\frac{C}{A}\right)^{\frac{1}{D}}. \tag{2.53}$$

Durch Einführung dieser Gleichungen ist es möglich, Spannungs-Dehnungs-Kurven beliebiger Materialien zu erstellen. Somit können kosten- und zeitaufwendige Untersuchungen eingespart werden. Im Rahmen dieser Arbeit wird die Gültigkeit dieser theoretischen Erkenntnisse in Kap. 5 überprüft.

Weiterhin ist es möglich, die auf Kriechdehnungen und Kriechenergien basierenden Exponenten der Coffin-Manson- und der Morrow-Gleichungen miteinander durch folgende Beziehungen zu verknüpfen:

$$B_\mathrm{theo} = \frac{3D}{3-D}, \tag{2.54}$$

$$D_\mathrm{theo} = \frac{3B}{2+B}. \tag{2.55}$$

3 Zusammenfassung und Diskussion der Literatur zum Thema Schädigungsexponenten und -koeffizienten bei Loten

3.1 Fatigue of 60/40 solder (Solomon, 1986)

In den Arbeiten „*Fatigue of 60/40 solder*“ von D. Solomon (Solomon, 1986; Solomon, 1985) wird die bleihaltige Lotlegierung SnPb40 mit Hilfe von Lebensdauerexperimenten untersucht. Das Lot wird zur Lötung von Testkörpern verwendet, die entweder aus Kupfer oder aus Messing bestehen. Die Dicken der Lötverbindungen liegen hierbei zwischen 0,152 und 0,229 mm. Die Lötvorgänge werden jeweils mittels mehrerer Reflow-Schritte verrichtet, um Poren und Lunker im Lot vermeiden zu können.

Die Testkörper werden dehnungsgesteuerten, zyklisch verlaufenden Schertests ausgesetzt. Die Temperaturen während der Tests betragen -50, 35, 125 oder 150 °C. Die maximale Scherung in negativer und in positiver Richtung ist in jedem Versuch betragsmäßig gleich. Das Scherungsmaximum selbst variiert jedoch von Versuch zu Versuch.

Das Ende der Lebensdauer wird als Abfall der Belastung, die zum Aufbringen einer vorgegebenen Scherung benötigt wird, auf die Hälfte des Anfangswerts definiert, also mechanisch. Die aus den Experimenten ermittelten Lebensdauern werden in Abhängigkeit der Scherwerte in doppellogarithmischen Diagrammen aufgetragen. Die hierbei entstehenden Punkte werden mittels gerader Kennlinien approximiert. Letztere können leicht in exponentielle Kurven überführt werden (siehe Kapitel 2.4). Die ermittelten Ergebnisse werden in Abb. 3.1 veranschaulicht:

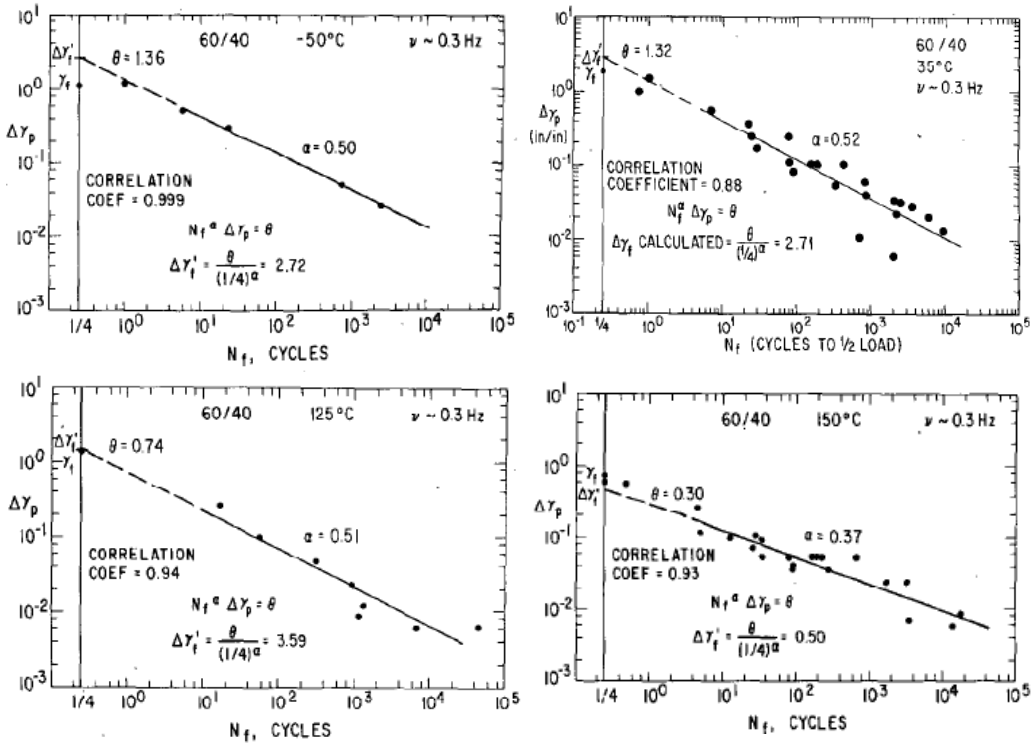


Abb. 3.1: Scherung über Lastzyklen für die folgenden Temperaturen: -50, 35, 125 und 150 °C, (Solomon, 1986)

Tabelle 3.1: Zusammenfassung der erhaltenen Exponenten

Temperatur [°C]	-50	35	125	Mittelwert: -50, 35 und 125	150
Exponent	0,5	0,52	0,51	0,51	0,37

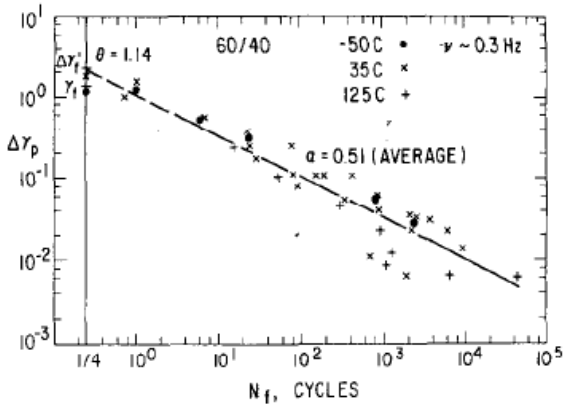


Abb. 3.2: Vergleich der logarithmierten experimentellen Ergebnisse für die drei Temperaturen -50, 35 und 125 °C, (Solomon, 1986)

Die Exponenten, die sich anhand der mathematischen Beschreibung der Kurven mittels Potenzansatz ergeben, sind in Tab. 4.1 aufgelistet. Die Exponenten, die sich bei den Temperaturen -50, 35 und 125 °C ergeben, sind einander sehr ähnlich. Dies ist auch aus Abb. 3.2, in der die ermittelten Lebensdauern gemeinsam aufgetragen sind, ersichtlich. Bei der Temperatur von 150 °C ergibt sich jedoch ein signifikant geringerer Exponent als bei den weiteren Temperaturen.

Die Lebensdauer für die Temperaturen -50, 35 und 125 °C wird mit folgender Formel abgeschätzt:

$$\Delta\gamma_{\mathrm{p}} N_{\mathrm{f}}^{0,51} = 1{,}14\,. \tag{3.1}$$

Der gemittelte Coffin-Manson-Exponent bei den Temperaturen -50, 35 und 125 °C beträgt 1,96. Der Wert 1,96 ist der Kehrwert von 0,51 und ergibt sich durch Umstellung der angegebenen Formel.

Zusammenfassung und Angabe der Gleichung:

- Untersucht werden Testkörper aus Kupfer oder Messing.
- Zyklische Scherversuche bei verschiedenen Temperaturen werden durchgeführt.
- Schädigungskriterium: Abfall der Scherkraft auf 50 %.
- Die erhaltene Coffin-Manson-Gleichung für Sn60Pb40 lautet:

  $$N_{\mathrm{f}} = 0{,}4404\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}\right)^{-1{,}96}, \tag{3.2}$$

  wobei angenommen wird, dass folgende Beziehung gilt:

  $$\Delta\varepsilon_{\mathrm{p}} = \Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}\,.$$

- Der Exponent wird folgender Kategorie zugeordnet: Literaturwerte des Coffin-Manson-Exponenten von SnPb, Lotfuß.

3.2 Computational parametric analyzes on the solder joint reliability of bottom leaded plastic (BLP) package (Zhang et al., 2002)

In der Arbeit von Zhang et al. (2002) *Computational parametric analyzes on the solder joint reliability of bottom leaded plastic (BLP) package* werden Lötverbindungen des 28-pin-BLP-Package untersucht. Abb. 3.3 zeigt mehrere BLP-Packages auf eine Platine.

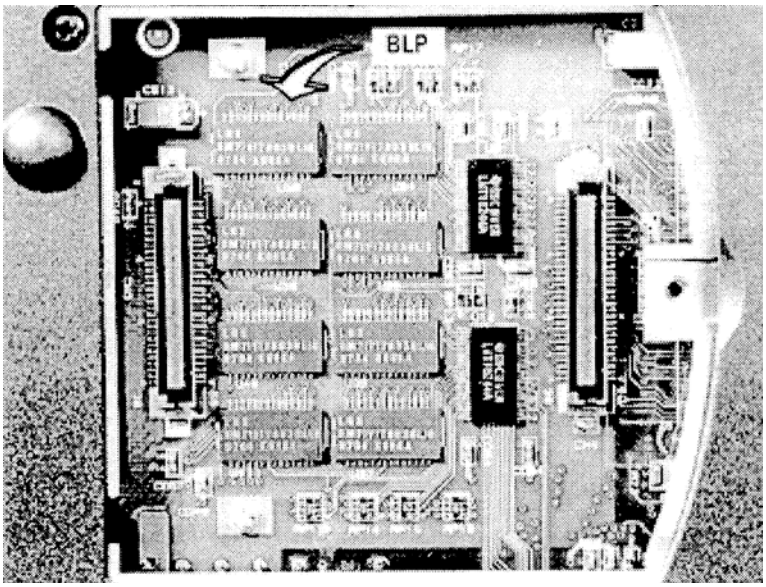


Abb. 3.3: BLP-Package, (Zhang et al., 2002)

Anhand von 3D-FE-Simulationen werden für das bleihaltige Lot SnPb37 zyklische Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten ermittelt. Hierbei liegen zwei Thermo-Schock-Tests zugrunde, die unterschiedliche Aufheiz-, Abkühl- und Haltephasen beinhalten. Die untere Temperatur beider Tests beträgt -55 °C, die obere Temperatur beider Tests beträgt 125 °C.

Das Kriechverhalten von SnPb37 wird durch die *Norton*-Beziehung (Lau et al., 1997) beschrieben:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{\mathrm{cr}} = \frac{3}{2} B^{*} \sigma_e^{n_1} \frac{S_{ij}}{\sigma_e} \exp\left[-\frac{Q}{kT}\right] \tag{3.3}$$

wobei n_1 der Spannungsexponent, Q die Aktivierungsenergie, k die *Boltzmann*-Konstante (8.63×10^{-5} [eV/K]), T die absolute Temperatur und B^{*} eine Materialkonstante ist.
Die von Mises-Spannung σ_e ist wie folgt definiert:

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij}}\,, \tag{3.4}$$

mit dem Spannungsdeviator:

$$S_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3}\delta_{ij}\sigma_{kk}\,. \tag{3.5}$$

Neben der konventionellen Bauform des BLP-Package, die „BLP 1“ genannt wird, wird eine neue, leicht veränderte Bauform in Bezug auf die Form der Lote („BLP 2“) vorgeschlagen. Abb. 3.4 zeigt, wie die Geometrie der Lötverbindung und das FE-Netz variiert werden.

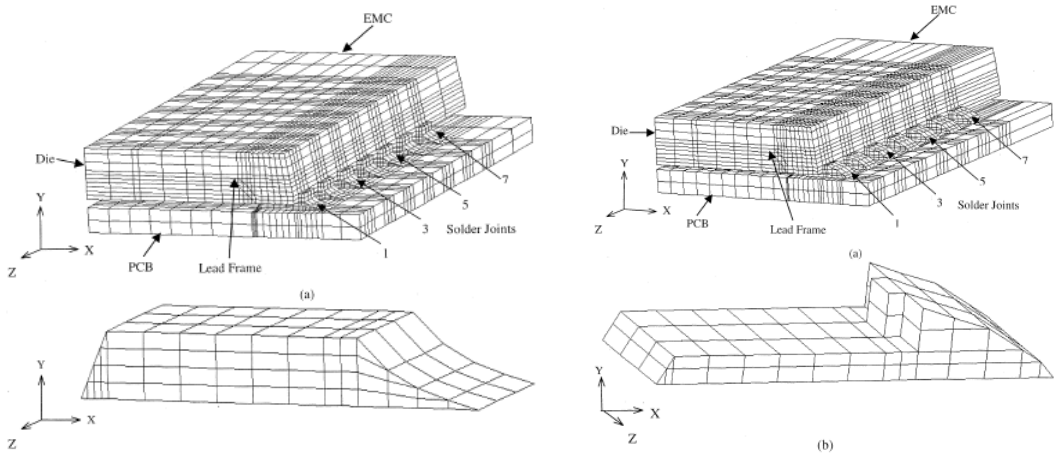


Abb. 3.4: Das FE-Netz des Bausteines BLP 1 (Links) und BLP 2 (rechts), (Zhang et al., 2002)

Abb. 3.5 veranschaulicht die mit der Zeit akkumulierten Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten. Hierbei ist anzumerken, dass nur die maximalen Werte in der Auswertung Verwendung finden. Doppellogarithmische Auftragungen der Lebensdauerzyklen über die Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten sind in Abb. 3.6 dargestellt.

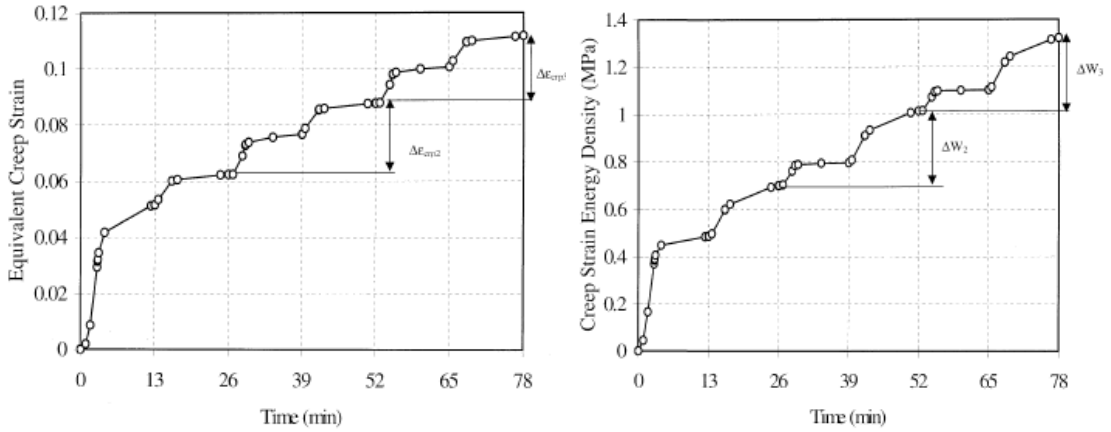


Abb. 3.5: Akkumulation der maximalen äquivalenten Kriechdehnung
und Kriechenergiedichte im Lot, (Zhang et al., 2002)

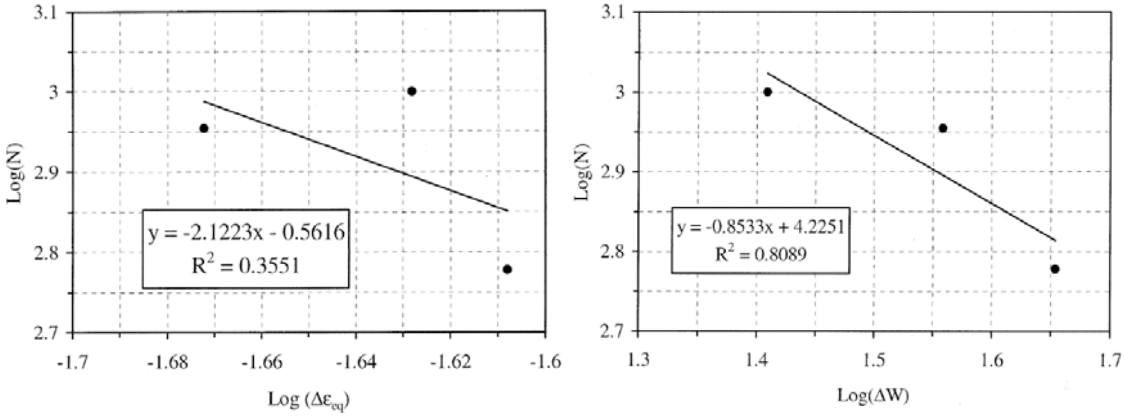


Abb. 3.6: Ermittlung der Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten
und Koeffizienten durch Regressionsgerade, (Zhang et al., 2002)

Die Auftragungen der ermittelten Lebensdauern über den Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten führen mittels Regressionsgeraden zu neuen Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten.

Zusammenfassung und Angabe der Gleichungen:

- Folgende Bausteine werden untersucht: 28-pin BLP package.
- experimentelle Lebensdauerzyklen: Thermo-Schock-Tests (-55/125 °C)
- Schädigungskriterium: Rissbildung.
- Maximale Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten folgen aus FE-Simulationen.
- Die erhaltenen Lebensdauergleichungen für SnPb37 lauten:

  die Coffin-Manson-Gleichung: $N_f = 0{,}2744\left(\Delta\varepsilon_{cr}\right)^{-2{,}1223}$ und (3.6)

  die Morrow-Gleichung: $N_f = 16794\left(\Delta W_{cr}\right)^{-0{,}8533}$. (3.7)

- Die Lötverbindung kann als Lotfuß betrachtet werden.

3.3 Design considerations on solder joint reliability of dual row quad flat no-lead packages (Ying et al., 2004)

Das Ziel dieser Arbeit besteht in der Behandlung der Fragestellung, wie groß Bausteine der Bauart Dual Row QFN Package (siehe Abb. 3.7) maximal ausgelegt werden können. Hierbei sind der Verzug und die Zuverlässigkeit der Lötverbindungen unter thermischer Belastung und die Wahl der Lotlegierung maßgeblich. Untersucht werden die Legierungen SnPb37 und SnAgCu (nicht näher spezifiziert).

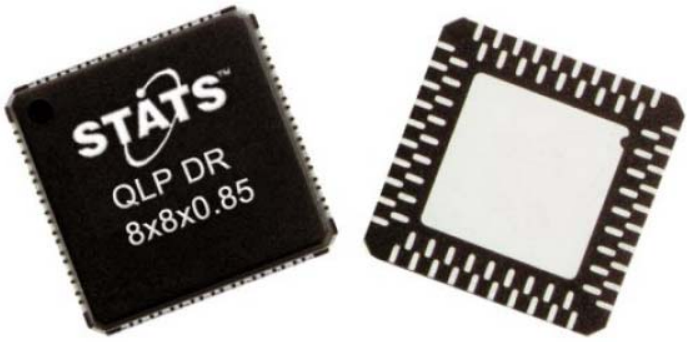


Abb. 3.7: Dual Row QFN Package (Ying et al., 2004)

Ein 3D-FE-Modell wird erstellt, um das Kriechverhalten der Lötverbindungen unter thermischer Belastung zu simulieren. Um die Rechenzeit klein zu halten, wird hierbei ein Ansatz verwendet, der als *global-local model approach* bezeichnet wird: Der gesamte Aufbau wird zunächst mit einem verhältnismäßig groben Netz modelliert. Nun werden Simulationen durchgeführt, um die höchstbelasteten Stellen zu identifizieren. Die höchstbelasteten Stellen werden im Folgenden sehr fein vernetzt. Hiernach werden erneute Simulationen gefahren, wobei die Randbedingungen, die im globalen Verbund auf die fein vernetzten Stellen wirken, berücksichtigt werden.

Die Simulationen werden mit Hilfe des Programms *ABAQUS* durchgeführt. In den Simulationen wird ein Thermo-Wechsel-Test, der ein Temperaturintervall von -40 bis 125 °C besitzt, als Belastung verwendet.

Das verwendete Kriechgesetz lautet:

$$\frac{\mathrm{d}\gamma_{\mathrm{cr}}}{\mathrm{dt}} = C\exp\left(\frac{-Q}{k(T+273)}\right)\tau^{n_2}, \tag{3.8}$$

wobei γ_{cr} für die Scherkriechdehnung, τ für die Scherspannung, k für die Boltzmann-Konstante ($8{,}63\times10^{-5}$ [eV/K]), Q für die Aktivierungsenergie, T für die Temperatur [°C] und n_2 für den Spannungsexponent stehen.

Mit den Beziehungen

$$\varepsilon_{\mathrm{cr}} = \frac{\gamma_{\mathrm{cr}}}{\sqrt{3}} \text{ und } \sigma = \tau\sqrt{3} \tag{3.9}$$

wird die Gleichung (4.8) in eine Gleichung überführt, die die Dehnungsrate enthält:

$$\frac{\mathrm{d}\varepsilon_{\mathrm{cr}}}{\mathrm{dt}} = \frac{C}{\sqrt{3}}\exp\left(\frac{-Q}{k(T+273)}\right)\left(\frac{\sigma}{\sqrt{3}}\right)^{n_2}. \tag{3.10}$$

Mit Hilfe experimentell ermittelter Lebensdauern und Kriechdehnungen aus den FE-Simulationen werden nun neue Coffin-Manson-Gleichungen aufgestellt. Das Versagenskriterium, welches bei den experimentellen Untersuchungen das Ende der Lebensdauer kennzeichnet, besteht im Erreichen eines elektrischen Widerstands von 300 Ohm, bezogen auf die Reihenschaltung aller Lötverbindungen eines Bausteins.

Für die Auswertung der Kriechdehnungen wird über die höchstbelasteten Netzbereiche gemittelt, um Singularitäten der numerischen Berechnungen auszugleichen. In Abb. 3.8 sind die experimentell ermittelten Lebensdauern von SnPb37 und SnAgCu über den gemittelten Kriechdehnungen in einem doppellogarithmischen Diagramm aufgetragen. Durch die Punkte werden Regressionslinien gelegt. Die mathematischen Darstellungen der Regressionslinien sind die Lebensdauergesetze.

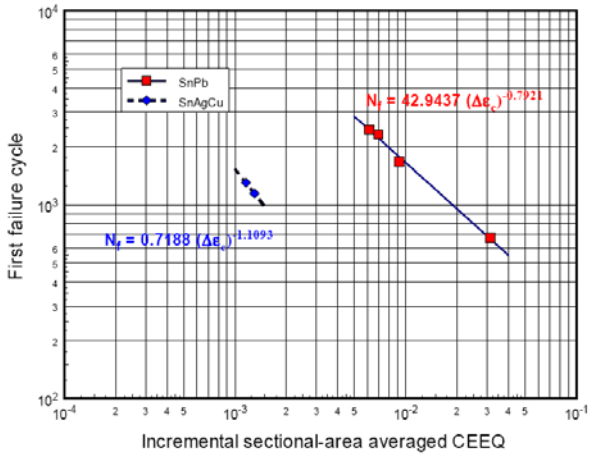


Abb. 3.8: Ermittelte Lebensdauern über der Kriechdehnung, (Ying et al., 2004)

Die verwendeten FE-Modelle für das globale und lokale Modell werden in der Abb. 3.9 veranschaulicht.

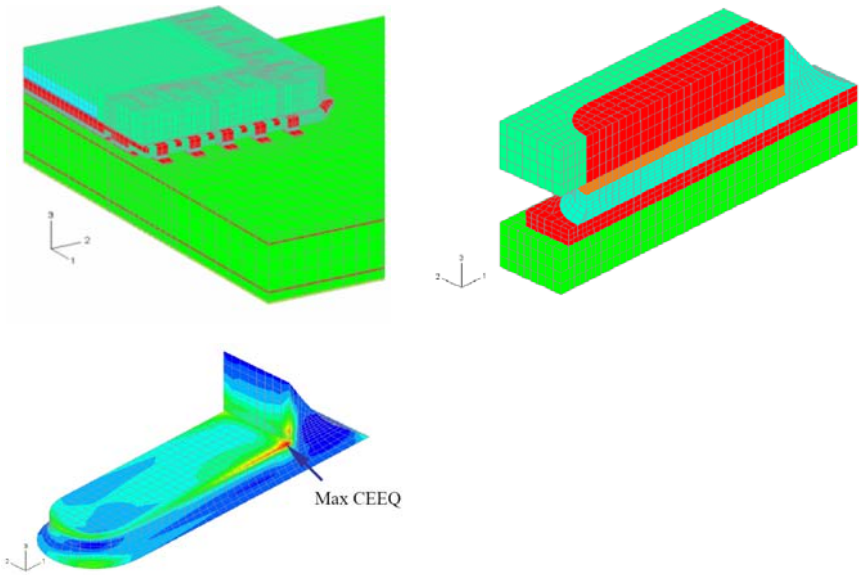


Abb. 3.9: Globales FE-Modell und lokaler Ausschnitt (oben)
und Kriechdehnungsverteilung (unten) in einem Lotfuß, (Ying et al., 2004)

Zusammenfassung und Angabe der Gleichungen:

- Folgende Bausteine werden untersucht: Dual Row QFN Package.
- experimentelle Lebensdauertests, Thermo-Wechsel-Test (-40/125 °C)
- Schädigungskriterium: Elektrischer Widerstand soll den Schwellenwert 300 Ohm überschreiten.
- Kriechdehnungen werden mit Hilfe von FE-Simulationen ermittelt.
- Die erhaltenen Coffin-Manson-Gleichungen lauten:

$$N_f = 42{,}9437\left(\Delta\varepsilon_{cr}\right)^{-0{,}7921} \text{ (SnPb) und} \tag{3.11}$$

$$N_f = 0{,}7188\left(\Delta\varepsilon_{cr}\right)^{-1{,}1093} \text{ (SnAgCu).} \tag{3.12}$$

- Die Lötverbindung von SnPb und SAC können als Lotfüße aufgefasst werden.

3.4 Reliability of SnPb and Pb-free flip-chips under different test conditions (Spraul et al., 2007)

Diese Studie präsentiert die Ergebnisse einer experimentellen Untersuchung der Lebensdauern von Lotbällen aus SnPb37 und SAC405, die zur Lötung von Flip-Chip-Bausteinen auf ein LTCC-Substrat verwendet werden. LTCC steht für *Low-Temperature-Cofired-Ceramics*. Um mögliche Sekundäreinflüsse zu vermeiden, wird in den experimentellen Untersuchungen kein Underfill verwendet.

Neben den Experimenten werden FE-Simulationen in *ANSYS* durchgeführt, jedoch nur für SnPb37. Im Anschluss werden die experimentellen und die aus den FE-Simulationen erhaltenen Ergebnisse genutzt, um Lebensdauergleichungen zu formulieren.

Sowohl für die FE-Analysen als auch für die Experimente werden die folgenden Temperaturwechseltests verwendet:

- Thermo-Schock-Tests (-40/125 °C) mit Haltezeiten von 30 und 60 Minuten;
- Thermo-Schock-Test (-40/85 °C) mit einer Haltezeit von 30 Minuten.

Abbildung 4.10 veranschaulicht einen gemessenen Temperaturverlauf des Thermo-Schock-Tests (-40/125 °C) mit einer Haltezeit von 30 min. Die Abkühl- bzw. Aufheizphasen betragen jeweils 30 Sekunden.

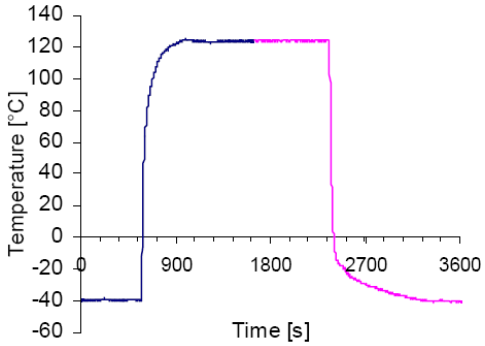


Abb. 3.10: Gemessenes Temperaturprofil des Thermo-Schock-Tests (-40/125 °C), (Spraul et al., 2007)

Das Ende der Lebensdauer in den experimentellen Untersuchungen wird definiert als Auftreten eines elektrischen Widerstands in der Lötverbindung, der größer als 0,015 Ohm ist.

In den FE-Simulationen werden zur Modellierung der Lotbälle die in Abb. 3.11 beschriebenen Abmessungen verwendet. Die Kriecheigenschaften des SnPb37-Lotes werden mit dem von Grivas et al. (1979) entwickelten Gesetz charakterisiert.

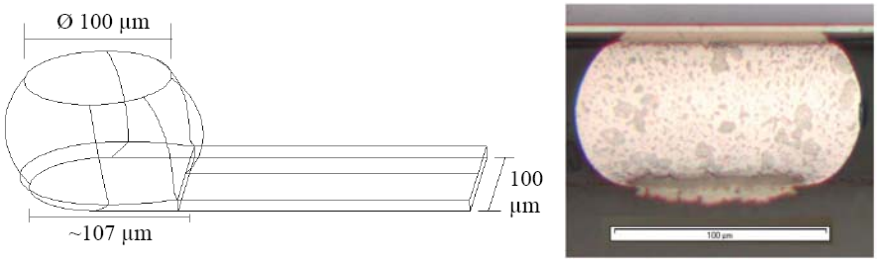


Abb. 3.11: Skizze eines Lotballs mit Abmessungen (links),
Schliffbild im Ausgangszustand (rechts), (Spraul et al., 2007)

Abb. 3.12 zeigt anhand eines Schliffbildes lokale Schädigungen nach 1000 Zyklen des Thermo-Schock-Tests (-40/125 °C) mit einer Haltezeit von 60 Minuten. Das Versagen tritt im Lotball genau an den Stellen auf, an denen die maximalen Kriechdehnungen auftreten.

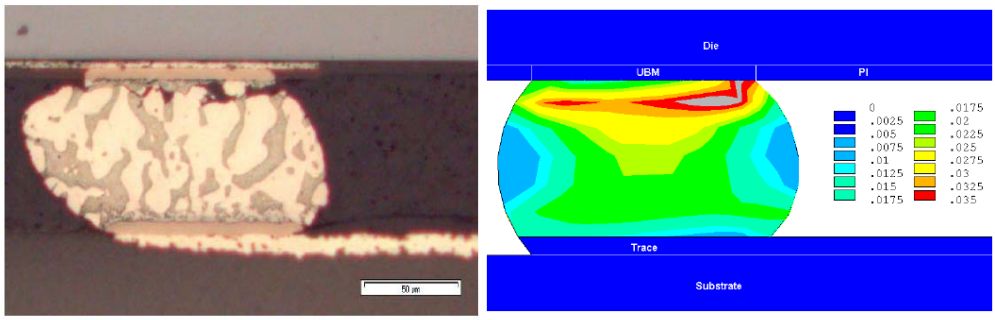


Abb. 3.12: Schliffbild nach 1000 Zyklen (links),
Kriechdehnungsverteilung (rechts), (Spraul et al., 2007)

Die auftretenden Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten werden folgendermaßen ermittelt: Verwendet wird zwecks Mittelung jeweils der niedrigste Wert des höchstbelasteten, geraden Pfades, welcher von der einen auf die andere Seite des Lotballs führt. Die FE-Simulationen sind zweidimensional.

Die ermittelten Verläufe der Lebensdauern über den experimentell ermittelten Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten werden in Abb. 3.13 gezeigt.

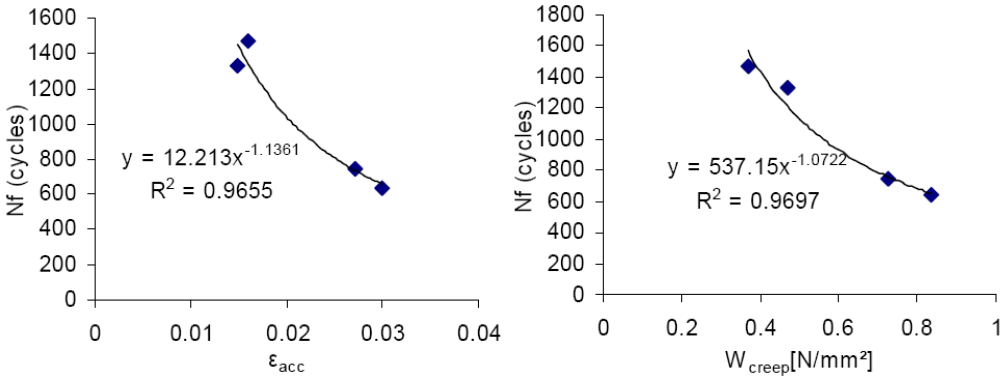


Abb. 3.13: Ermittelte Lebensdauern über der Kriechdehnung
bzw. Kriechenergiedichte für SnPb37, (Spraul et al., 2007)

Zusammenfassung und Angabe der Gleichungen:

- Folgende Bausteine werden untersucht: Flip-Chip-Bausteine.
- experimentelle Lebensdauerzyklen unter Belastung von Temperaturwechseltests in Form von Thermo-Schock-Tests (-40/125 °C) und (-40/85 °C)
- Schädigungskriterium: Elektrischer Widerstand soll den Schwellenwert 0,015 Ohm überschreiten.
- Ermittelte Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten aus FE-Simulationen werden verwendet.
- Die erhaltenen Lebensdauergleichungen für SnPb37 lauten:

$$N_{\mathrm{f}} = 12{,}213\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}\right)^{-1{,}1361}; \tag{3.13}$$

$$N_{\mathrm{f}} = 537{,}15\left(\Delta W_{\mathrm{cr}}\right)^{-1{,}0722}. \tag{3.14}$$

- Die Lötverbindungen liegen in Form von Lotbällen vor.

3.5 Fatigue life models for SnAgCu and SnPb solder joints evaluated by experiments and simulation (Schubert et al., 2003)

In dieser Arbeit werden Lötverbindungen aus Sn59Pb40Ag1 und Sn95,5Ag3,8Cu0,7 unter thermischen Beanspruchungen anhand verschiedener Bausteine (PBGA/CSP/Flip-Chip), die auf FR4-Platinen gelötet sind, untersucht.

Zur Beschreibung der Verformungen durch sekundäres Kriechen werden verschiedene Kriechgesetze genutzt. Für Sn59Pb40Ag1 wird der Exponentialansatz nach Grivas et al. (1979) und für SAC3807 ein Kriechgesetz mit sinh-Ansatz verwendet.

Die Materialkonstanten, die für die Kriechgesetze erforderlich sind, stammen sowohl aus eigenen Messungen als auch aus vorangehenden Quellen. Neben der Betrachtung des sekundären Kriechens wird auch das primäre Kriechen in Form einer Gleichung berücksichtigt. Hierbei zeigt sich, dass das primäre Kriechen allein bei den PBGA-Lötverbindungen einen signifikanten Einfluss aufweist.
Zur Lebensdauerabschätzung werden Gleichungen auf Basis von Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten vorgeschlagen. Hierfür werden FE-Simulationen mit *ABAQUS* und Lebensdauerexperimente durchgeführt. Verschiedene Temperaturwechseltests kommen zum Einsatz:

- Flip-Chip ohne Underfill: Thermo-Wechsel-Tests (-50/20 °C), (0/70 °C), (50/120 °C);
- Flip-Chip mit Underfill: Thermo-Wechsel-Tests (-55/125 °C), (-55/150 °C);
- PBGA: Thermo-Wechsel-Tests (-40/125 °C), (-40/150 °C).

Abb. 3.14 veranschaulicht exemplarisch die Verteilung der Kriechdehnungen in einem Lotball. Die stark beanspruchten Gebiete, in denen die Rissinitiierung stattfindet, befinden sich in einem Bereich unter dem Kupferpad. Risswachstum kann bis zum Bruch der Verbindung führen.

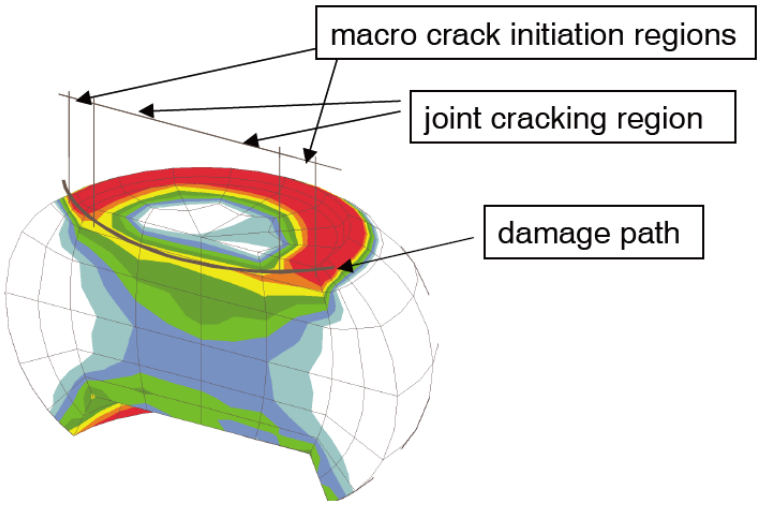


Abb. 3.14: Kriechdehnungen in einem Lotball, (Schubert et al., 2003)

In Abb. 3.15 ist die gemittelte Kriechdehnung pro Lastzyklus über der experimentell ermittelten Lebensdauer in einem doppellogarithmischen Diagramm aufgetragen.

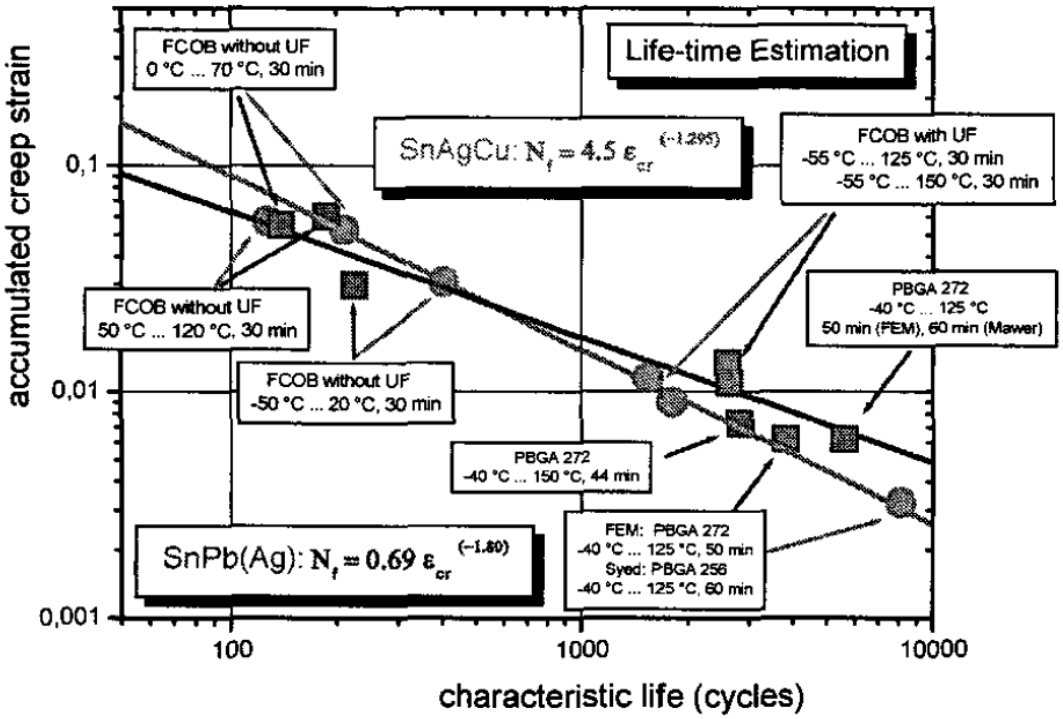


Abb. 3.15: Akkumulierte Kriechdehnungen über den Lebensdauern
für SnPbAg und SnAgCu, (Schubert et al., 2003)

Analog zu Abb. 3.15 ist in Abb. 3.16 die Kriechenergiedichte über der Lebensdauer eingetragen.

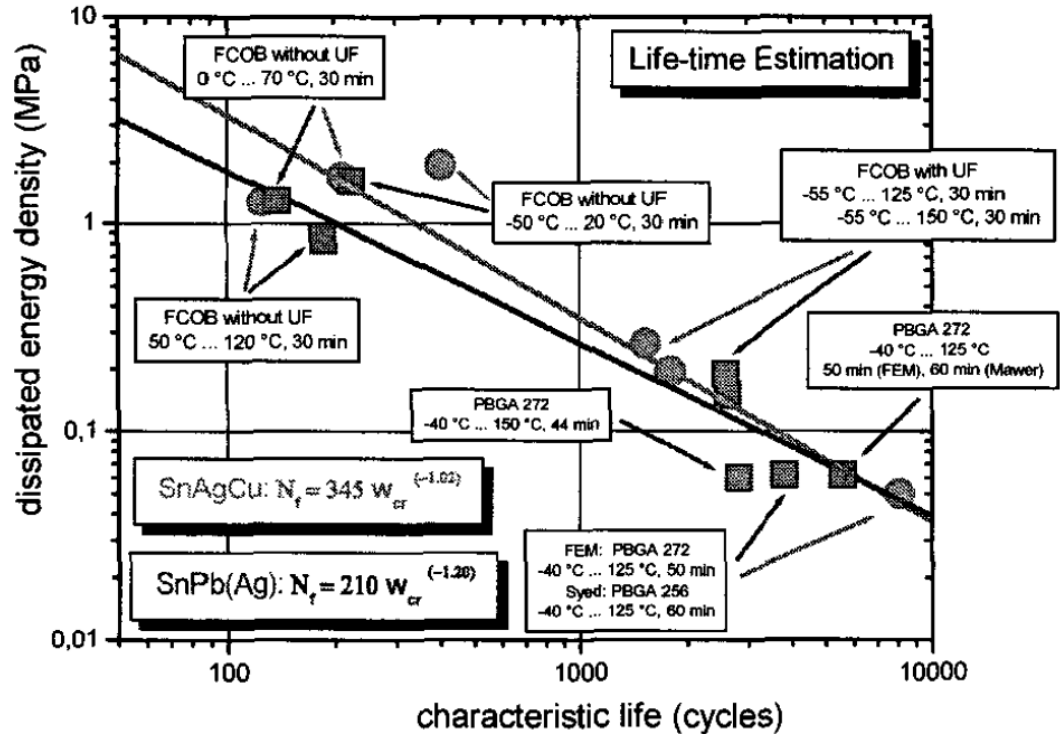


Abb. 3.16: Akkumulierte Kriechenergiedichte über Lebensdauerzyklen
der SnPb- und SnAgCu-Lotlegierungen, (Schubert et al., 2003)

Zusammenfassung und Angabe der Gleichungen:

- Folgende Bausteine werden untersucht: verschiedene Bausteine (PBGA/CSP/Flip-Chip).
- experimentell ermittelte Lebensdauern auf Basis verschiedener Temperaturwechseltests
- Das Schädigungskriterium basiert sowohl auf elektrischen als auch auf mechanischen Eigenschaften.
- aus FE-Simulationen ermittelte Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten
- Die erhaltenen Lebensdauergleichungen für Sn59Pb40Ag1 und Sn95,5Ag3,8Cu0,7 lauten:

$$N_f = 0{,}38\left(\Delta\varepsilon_{cr}\right)^{-1{,}96} \quad \text{(SnPbAg, nur sekundäres Kriechen) (Dudek et al., 2004)} \quad (3.15)$$

$$N_f = 0{,}69\left(\Delta\varepsilon_{cr}\right)^{-1{,}8} \quad \text{(SnPbAg, sekundäres und primäres Kriechen);} \quad (3.16)$$

$$N_f = 210\left(\Delta W_{cr}\right)^{-1{,}2} \quad \text{(SnPbAg, sekundäres und primäres Kriechen);} \quad (3.17)$$

$$N_f = 4{,}5\left(\Delta\varepsilon_{cr}\right)^{-1{,}295} \quad \text{(SnAgCu, sekundäres und primäres Kriechen);} \quad (3.18)$$

$$N_f = 345\left(\Delta W_{cr}\right)^{-1{,}02} \quad \text{(SnAgCu, sekundäres und primäres Kriechen);} \quad (3.19)$$

  Die erste Gleichung entstammt der Arbeit Dudek et al. (2004), die am selben Institut entstand, und basiert auf einem veränderten Kriechgesetz bei ansonsten gleichen Bedingungen.

- Die Lötverbindungen liegen in Form von Lotbällen vor.

3.6 The effects of underfill and its material models on thermomechanical behaviors of a flip chip package (Chen et al., 2001)

In dieser Arbeit werden zwei Typen von Flip-Chip-Packages mit unterschiedlichen Lotballabmessungen und Lotspalthöhen untersucht. Als Lot wird SnPb40 eingesetzt. Ziel der Untersuchungen ist, die Bedeutung des Underfills auf die Lebensdauer unter thermischer Belastung zu bestimmen. Sowohl experimentelle Tests als auch 2D-FE-Simulationen werden durchgeführt.

Für die experimentelle Untersuchungen werden zwei Chips verwendet, ein Chip B der Größe 5,6×6,4 mm^2 mit 96 Lotbällen (203 µm Durchmesser pro Lotball) und ein weiterer Chip D der Größe 6,3×6,3 mm^2 mit 48 Lotbällen (457 µm Durchmesser pro Lotball). Abb. 3.17 zeigt einen schematischen Aufbau des verwendeten Flip-Chip-Packages.

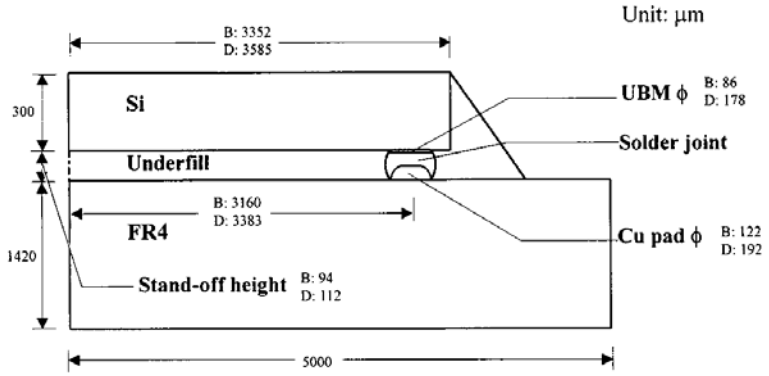


Abb. 3.17: Schematischer Aufbau des Flip-Chip-Packages, (Chen et al., 2001)

Als Temperaturwechseltest wird ein Thermo-Schock-Test gefahren. Die untere Temperatur beträgt -55 °C, die obere Temperatur beträgt 125 °C, die Änderungsrate der Temperatur beträgt 36 °C/min.

Das Versagenskriterium der Lötverbindungen wird anhand der elektrischen Leitfähigkeit definiert. Das Ende der Lebensdauer ist erreicht, sobald der Widerstand der Lötverbindungen des Flip-Chip-Bausteines um 10 % zugenommen hat.

Beschrieben wird, dass das Versagen sowohl durch Rissbildung im Lotbereich als auch durch Delamination des Underfills entstehen kann. Die Rissbildung im Lotbereich erweist sich als die dominantere, schneller eintretende Schadensart.

Die Proben werden im Rahmen der experimentellen Untersuchungen mit Hilfe von SAM (Scanning Acoustic Microscopy) nach jedem Intervall von 200 thermischen Zyklen auf Porenbildung und Delamination im Underfill inspiziert. Wenn ein Riss in einer Probe entdeckt wird, kann anhand von REM (Rasterelektronenmikroskopie) eine metallographische Untersuchung zum Fortschritt der Rissausbreitung durchgeführt werden. Abb. 3.18 veranschaulicht anhand von vier Proben, wie die prozentuale Delamination des Underfills mit der Zyklenzahl ansteigt.

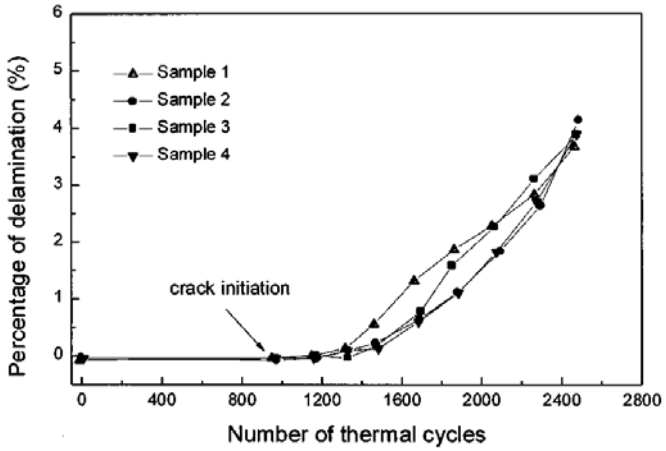


Abb. 3.18: Die prozentuale Delamination in Abhängigkeit von den thermischen Zyklen, (Chen et al., 2001)

Neben den experimentellen Untersuchungen werden axialsymmetrische, zweidimensionale FE-Simulationen für die Flip-Chip-Bausteine mit und ohne Underfill durchgeführt. Für

Sn60Pb40 wird ein sinh-Kriechgesetz angenommen. Das FE-Modell ist bei Raumtemperatur spannungs- und dehnungsfrei. Die wichtigsten Materialdaten sind in Tabelle 4.2 dargelegt.

Tabelle 3.2: Verwendete Materialdaten, (Chen et al., 2001)

Material	E-Modul [GPa]	CTE [ppm/°C]	Querkontraktionszahl
Silica	131	2.7	0,3
FR4	16	16	0,28
UBM	100	18	0,3
Copper	120	17	0,35
SnPb40	30,685-0,993·T[°C]	25	0,35
Underfill	9	26	0,3

Das 2D-FE-Netz ist in Abb. 3.19 dargestellt.

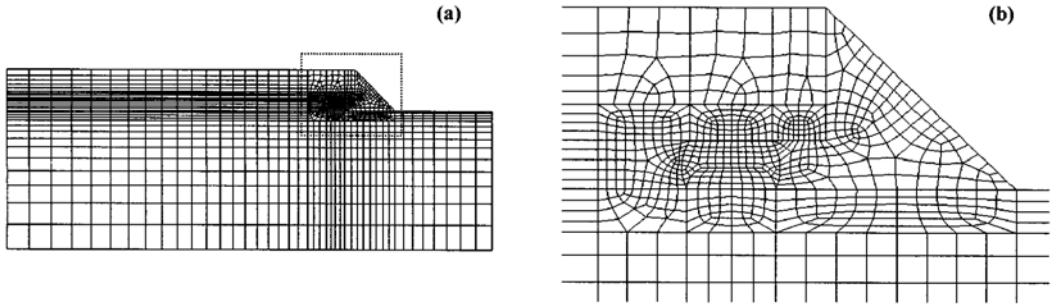


Abb. 3.19: 2D-FE-Netz, (Chen et al., 2001)

Die Lebensdauer einer Lötverbindung steigt stark an, wenn ein Underfill verwendet wird. Hierbei wirken sich folgende Eigenschaften des Underfills positiv aus: hoher E-Modul, kleiner thermischer Ausdehnungskoeffizient und hohe Glasübergangstemperatur. Unter thermischer Belastung ergeben sich Risse genau in den Lotbereichen, in denen maximale Kriechdehnungen auftreten.

Für die Ermittlung der Coffin-Manson-Koeffizienten und -Exponenten werden experimentell ermittelte Lebensdauern und mit Hilfe der FE-Simulationen berechnete Scherdehnungen verwendet. Zugrunde liegen vier Chip-Variationen: die Chips B und D, jeweils mit und ohne Underfill.

In Abb. 3.20 sind die aus der FE-Simulation gemittelten Scherdehnungen über den ermittelten Lebensdauern eingetragen. Ergänzend werden Ergebnisse anderer Autoren (Solomon, 1986; Engelmaier, 1983) angegeben.

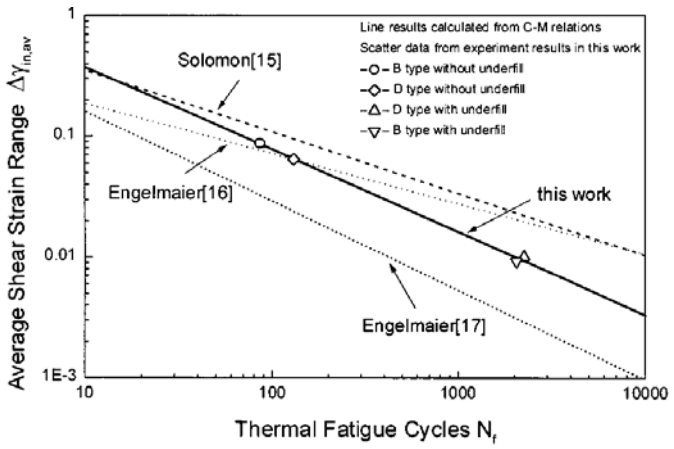


Abb. 3.20: Ermittlung der Coffin-Manson-Exponenten, (Chen et al., 2001)

Zusammenfassung und Angabe der Gleichungen:

- Folgende Bausteine werden untersucht: Flip-Chip-Packages mit und ohne Underfill.
- Experimentelle Lebensdauerzyklen auf Basis von Thermo-Schock-Tests (-55/125 °C).
- Schädigungskriterium: Erhöhung des Elektrischen Widerstands um 10 %
- Scherdehnungen aus FE-Simulationen
- Die ermittelte Coffin-Manson-Gleichung für SnPb40 lautet:

$$N_f = 1{,}037\left(\Delta\varepsilon_{cr}\right)^{-1{,}475} \text{ (SnPb40).} \tag{3.20}$$

- Die Lötverbindungen liegen in Form von Lotbällen vor.

3.7 Integrated flow-thermomechanical and reliability analysis of a low air cooled flip chip-PBGA package (Hong et al., 1998)

In der Arbeit *Integrated flow-thermomechanical and reliability analysis of a low air cooled flip chip-PBGA package* wird die Zuverlässigkeit eines Flip-Chip-Bauteils mit PBGA-Package untersucht. PBGA steht für *„plastic ball grid array“*. Das untersuchte Bauteil verfügt über eine Anordnung von 7 x 17 Lotbällen aus SnPb37, die in einem Abstand von 1,27 mm angeordnet sind. Eine schematische Darstellung des Bauteils wird in Abb. 3.21 gezeigt.

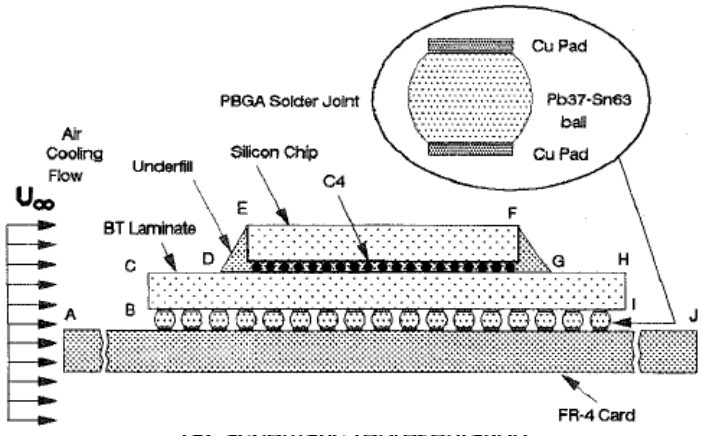


Abb. 3.21: Versuchsaufbau des PBGA-Bausteines, (Hong et al., 1998)

Das Bauteil wird als FE-Modell dargestellt, wobei nur die mittlere der 7 Lotballreihen modelliert wird. Dieses Modell ist in Abb. 3.22 dargestellt. Das FE-Netz besteht aus 9047 Knoten und 1500 Elementen.

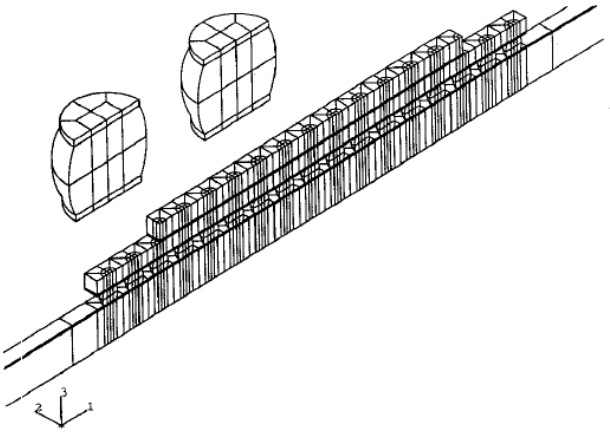


Abb. 3.22: 3D-FE-Netz und zwei vergrößerte Lotbälle, (Hong et al., 1998)

Mit Hilfe von CFD-Simulationen werden Thermo-Fluid-Berechnungen unter folgenden Bedingungen vorgenommen:

Simuliert werden zyklische Einschalt-, Betriebs- und Ausschaltvorgänge mit einer Maximalleistung von 3 W. Die Einschalt- bzw. Ausschaltzeit beträgt jeweils 100 s, die Betriebszeit beträgt 800 s. Zusätzlich werden Luftströme von 0,1; 0,2; oder 0,5 m/s angenommen, die zur Kühlung dienen und das gesamte Model an der Oberseite und der Unterseite umströmen. Die Frequenz beträgt zwei komplette Zyklen pro Stunde.
Zum Vergleich erfolgt auch die Simulation eines Thermo-Wechsel-Tests mit einer Minimaltemperatur von 0 C, einer Maximaltemperatur von 100 C sowie Haltezeiten von 5 Minuten und Aufheiz- bzw. Abkühlzeiten von 10 Minuten. Die Frequenz beträgt ebenfalls zwei komplette Zyklen pro Stunde.

Mit Hilfe dieser Simulationen können ortsabhängige Wärmeübergangskoeffizienten des Modells berechnet werden. Die Wärmeübergangskoeffizienten an der Oberseite werden in Abb. 3.23 dargestellt, die Koeffizienten an der Unterseite werden in Abb. 3.24 gezeigt.

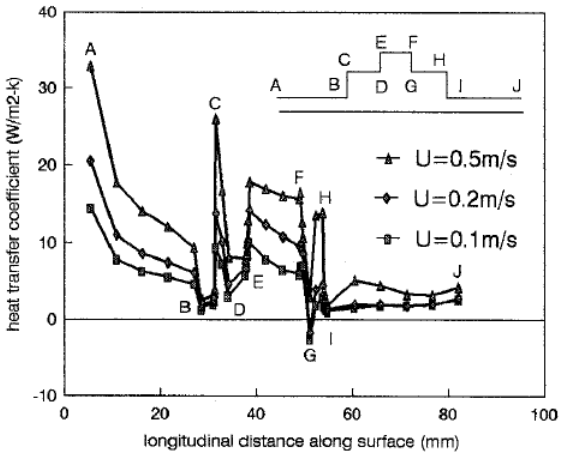


Abb. 3.23: Ermittelte Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit von der Längsrichtung (obere Seite), (Hong et al., 1998)

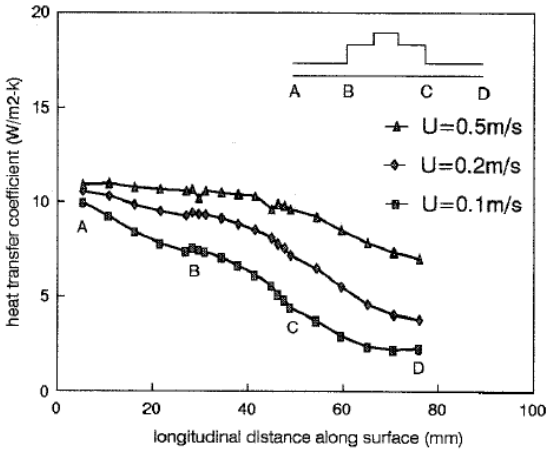


Abb. 3.24: Ermittelte Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit von der Längsrichtung (untere Seite), (Hong et al., 1998)

Die ermittelten lokalen Wärmeübergangskoeffizienten werden nun als Randbedingungen für FE-Simulationen in *ABAQUS* genutzt, mit denen die lokalen, instationären Temperaturfelder berechnet werden können. Als thermische Lasten dienen wiederum die oben erläuterten zyklischen Einschalt-, Betriebs- und Ausschaltvorgänge.

Die ermittelten Temperaturfelder finden Eingang in weitere FE-Simulationen, durch die letztendlich die lokalen Kriechdehnungen des Modells gewonnen werden.

Die verwendeten Materialdaten sind in Abb. 3.25 angegeben.

Material	Dimension (mm)	Temp. (K)	Elastic Modulus (MPa)	Poisson Ratio	Yield Strength (MPa)	CTE (ppm/K)	Thermal Coductivity (W/m-k)	Specific Heat (J/kg-K)	Density (kg/m^3)
BT Laminate	22x14x0.7	298	19000	0.22	elastic	15.7	3	1190	1995
C4/underfill	14x10x0.1	298	14470	0.28	elastic	20	1.6	674	6080
Silicon Chip	14x10x0.75	298	162000	0.28	elastic	2.3	110	712	2330
Solder Mask	0.05 thick	298	3448	0.35	elastic	30	0.2	1190	1995
FR-4 Card	76x76x1.57	298	18200	0.25	elastic	19.0	13	879	1938
Copper Pad	0.68 Dia. 0.025 thick	298	68900	0.34	69.0	16.7	389	385	8942
Pb37-Sn63 Ball	0.76 Dia. 0.60 height	273 323 373	26447 12521 6909	0.360 0.365 0.378	36.4 15.2 9.6	25.2 26.1 27.3	51	150	8470
	$\dot{\epsilon}^{cr} = 12423.2\ (\sinh 0.125938\ \sigma)^{1.88882} \exp(-61417/RT)$								

Abb. 3.25: Verwendete Materialdaten, (Hong et al., 1998)

Abb. 3.26 zeigt die ermittelten Kriechdehnungen in Abhängigkeit von der Lage des Lotballs und der Geschwindigkeit des Kühlluftstroms. Auf der Abszisse steht der Wert 0 für den mittleren der 17 Lotbälle. Die Angaben erfolgen in Abhängigkeit der Geschwindigkeit des Kühlluftstroms und beziehen sich auf die zyklischen Einschalt-, Betriebs- und Ausschaltvorgänge. Höhere Kühlluftgeschwindigkeiten verringern die auftretenden Kriechdehnungen. Zum Vergleich werden ebenfalls die Kriechdehnungen dargestellt, die sich ergeben, wenn der bereits erläuterte Temperaturwechseltest als thermische Last dient.

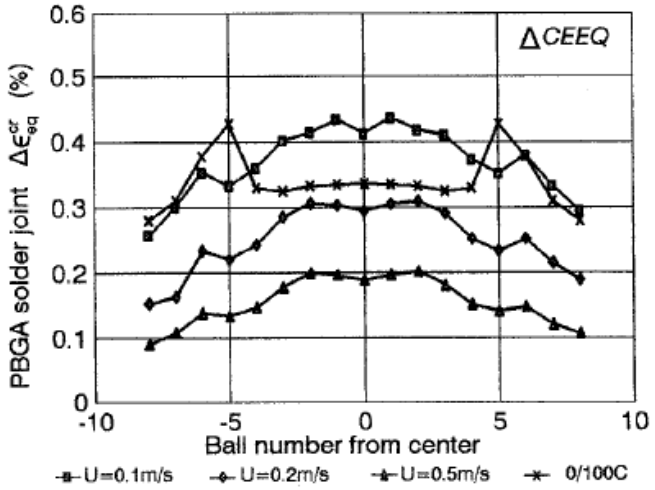


Abb. 3.26: Ermittelte Kriechdehnungen, (Hong et al., 1998)

Die Verteilung der mittleren Kriechdehnungen in den einzelnen Lotbällen weist darauf hin, dass die ersten Risse im mittleren Lotball entstehen. Die äußeren Lotbälle sind langlebiger. Analog zur Abb. 3.26 werden die mittleren Lebensdauerzyklen in Abb. 3.27 dargestellt.

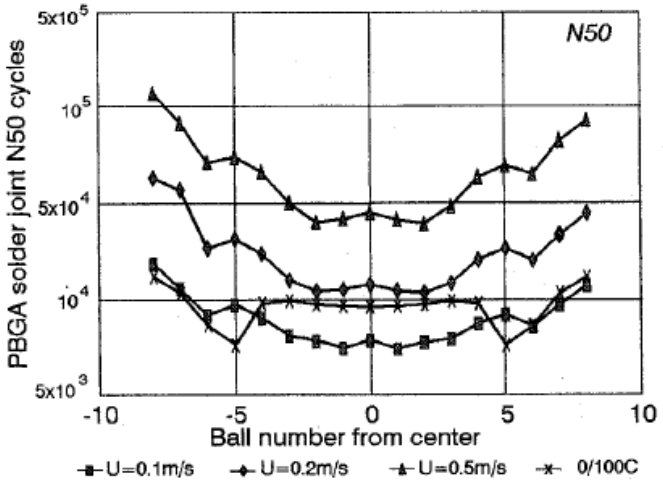


Abb. 3.27: Gemessene Lebensdauerzyklen, (Hong et al., 1998)

Zugrunde liegt hierbei das folgende Coffin-Manson-Gesetz:

$$N_{\mathrm{f}} = 0{,}146\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-1{,}94}. \tag{3.21}$$

Zusammenfassung:

- Folgender Baustein wird untersucht: Flip-Chip mit PBGA-Package, 7 x 17 Lotbälle.
- Fluiddynamik-Simulationen und FE-Simulationen werden durchgeführt.
- Schädigungskriterium: Der elektrische Widerstand soll um 10 % des Ausgangszustandes höher werden.
- Die verwendete Coffin-Manson-Gleichung lautet:

$$N_{\mathrm{f}} = 0{,}146\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-1{,}94} \text{ (SnPb37)}. \tag{3.22}$$

- Der Exponent wird der folgenden Kategorie zugeordnet: Literaturwerte des Coffin-Manson-Exponenten von SnPb, Lotball.

3.8 An analytical elasto-creep model of solder joints in leadless chip resistors: Part 2. applications in fatigue reliability predictions for SnPb and lead-free solders (Ghorbani et al., 2007)

In zweiten Teil der Arbeit „*An analytical elasto-creep model of solder joints in leadless chip resistors*“ wird ein zweidimensionales, analytisches Modell zur Untersuchung der Lötverbindungen von keramischen Widerständen der Bauart CR2512 verwendet. Die Entwicklung des Modells wird im ersten Teil der Arbeit beschrieben. FE-Simulationen werden hinsichtlich nichtlinearer Untersuchungen und hinsichtlich der Bestimmung von Spannungen an freien Endflächen des Lotes als problematisch beurteilt. Bei Verwendung des analytischen Modells bestünden diese Nachteile nicht. Mit Hilfe des Modells können von Mises-Spannungen, elastische Dehnungen, Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten bei thermischer Belastung bestimmt werden.

Am Beispiel des keramischen Widerstands CR2512 werden das eutektische Lot Sn6Pb37 und ein nicht näher spezifiziertes SAC-Lot bei verschiedenen Temperaturwechseltests beschrieben. In Abb. 3.28 wird veranschaulicht, wie die einzelnen Komponenten (Widerstand, Lotanbindung und Substrat) miteinander verbunden sind. Die Pfeile weisen auf die Ausdehnungsmöglichkeiten der einzelnen Elemente hin. Für die Durchführung der analytischen Berechnungen werden die in Abb. 3.29 angegebenen Daten verwendet.

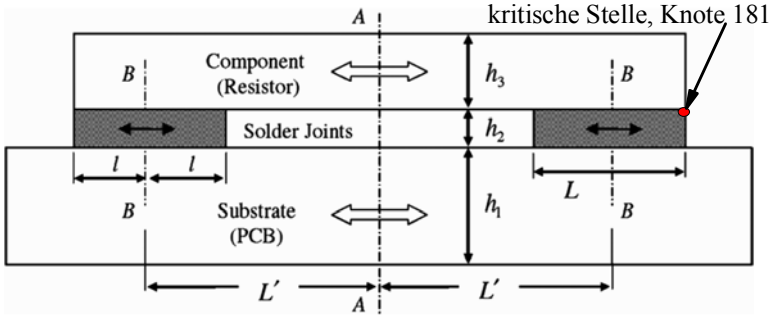


Abb. 3.28: Schematische Darstellung eines Widerstandes, (Ghorbani et al., 2007)

Example LCR	L (mm)	L′ (mm)	Layers (3/2/1)	h (mm)	E (GPa)	ν	CTE (ppm/°C)	Creep Constitutive Law ($\dot{\varepsilon}_{cr}$) with θ (K) and σ (Pa) defined as von Mises stress
1	0.76	2.87	Resistor	0.65	131	0.30	2.8	
			SAC	0.12	25°C: 46 50°C: 44 100°C: 41	0.30	17	$44{,}000\left[\sinh\left(5\times10^{-9}\,\sigma\right)\right]^{4.2}\exp\left[-5412/\theta\right]$
			FR-4	1.23	22	0.28	19	
2	0.76	2.87	Resistor	0.65	131	0.30	2.8	
			SnPb	0.12	75.940- 0.152*θ (K)	0.40	22	$\left[926(508-\theta)/\theta\right]\exp\left[-6360/\theta\right]$ $\times\left\{\sinh\left[\sigma/\left(37.78\times10^{6}-74414\theta\right)\right]\right\}^{3.3}$
			FR-4	1.23	22	0.28	19	

Abb. 3.29: Abmessungen des Modells und die verwendete Materialdaten, (Ghorbani et al., 2007)

Insgesamt werden drei verschiedene Temperaturwechseltests untersucht:

- ein Thermo-Wechsel-Test (0/100 °C) mit Abkühl- und Aufheizgeschwindigkeiten von 14 °C/min und Haltephasen von 5 min („14-100);
- ein Thermo-Schock-Test 0/100 °C mit Abkühl- und Aufheizgeschwindigkeiten von 95 °C/min und Haltephasen von 5 min („95-100“);
- ein Thermo-Schock-Test -40/125 °C mit Abkühl- und Aufheizgeschwindigkeiten von 95 °C/min und Haltephasen von 5 min („95-165“).

Die drei Temperaturwechseltests sind in Abb. 3.30 graphisch dargestellt. Die Referenztemperatur, bei der das Modell als spannungs- und dehnungsfrei betrachtet wird, beträgt 25 C.

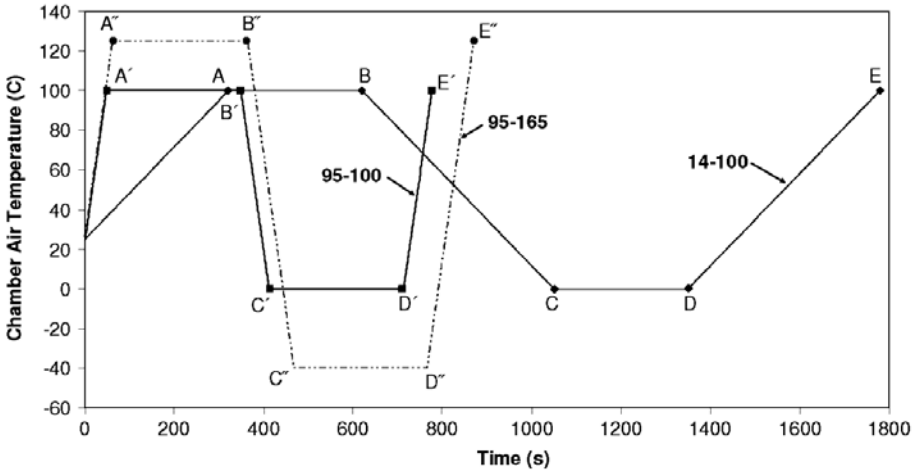


Abb. 3.30: Verwendete thermischen Belastungen, (Ghorbani et al., 2007)

In den Abb. 3.31 und 4.32 werden für beide untersuchten Lote die zyklisch auftretenden von Mises-Spannungen dargestellt. Die Kriechdehnungen werden in den Abb. 3.33 und 4.34 gezeigt. Die Kriechenergiedichten werden in den Abb. 3.35 und 4.36 dargelegt. Der dargestellte Zeitraum entspricht bei den von Mises-Spannungen ungefähr der Dauer eines thermischen Zyklus des Temperaturwechseltests 14-100 (A, B, C, D, E), bei den Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten werden fünf thermische Zyklen aller Temperaturwechseltests dargestellt. Die Ergebnisse des analytischen Modells sind jeweils mit durchgezogenen Linien dargestellt, die Ergebnisse von FE-Simulationen, die zum Vergleich durchgeführt werden, sind mit unterbrochenen Linien dargestellt. Der Bereich, in dem die Auswertung stattfindet, wird mit Knoten 181 bezeichnet. Dieser Bereich liegt sehr nah an einem freien Ende; die FE-Analyse ist in diesem Bereich möglicherweise problembehaftet. Die Übereinstimmungen der Resultate werden jedoch als gut betrachtet. Zwischen den untersuchten Loten ergeben sich deutliche Unterschiede.

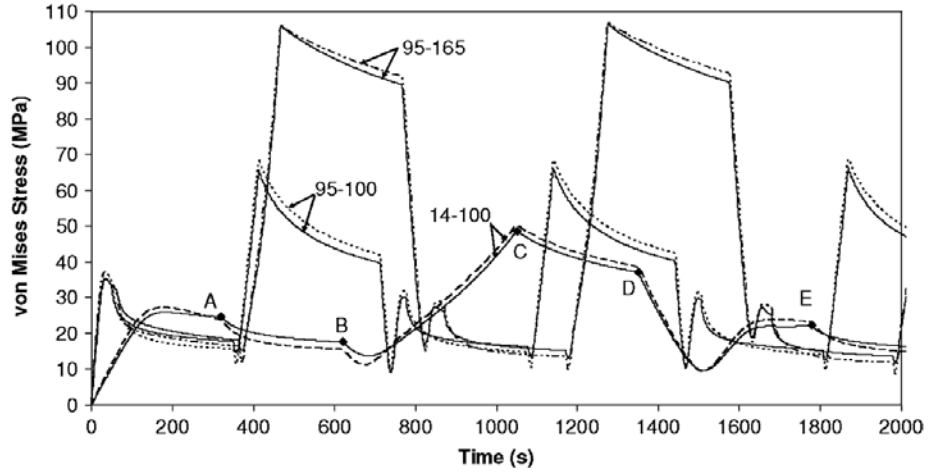


Abb. 3.31: Mises-Spannungen im Bereich des Knotens 181 des Modells (SAC), (Ghorbani et al., 2007)

Analog zu Abb. 3.31 werden in Abb. 3.32 die Ergebnisse der von Mises-Spannung des SnPb-Lotes dargestellt.

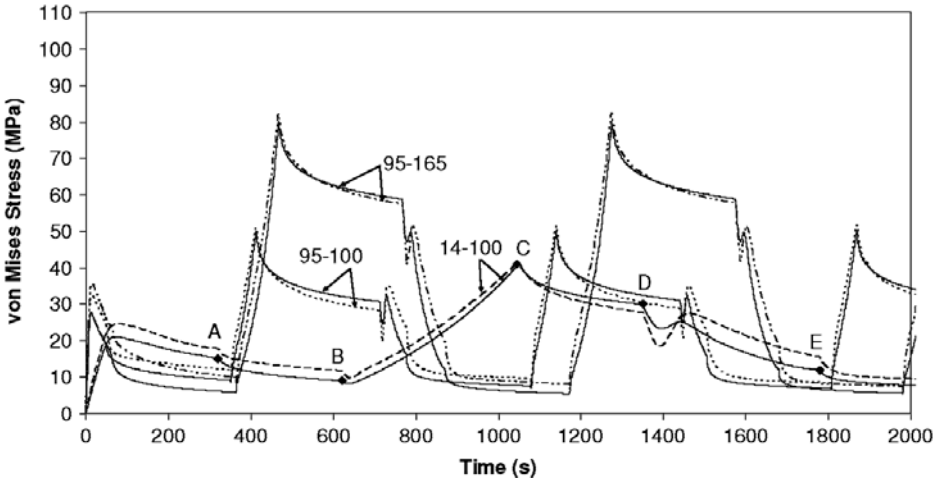


Abb. 3.32: von Mises-Spannungen im Bereich des Knotens 181 des Modells (SnPb), (Ghorbani et al., 2007)

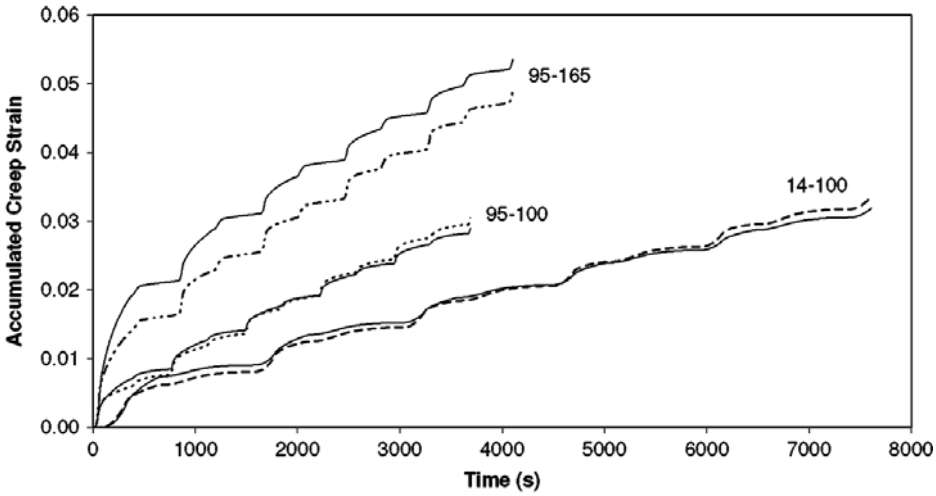


Abb. 3.33: Akkumulierte Kriechdehnung im Bereich
des Knotens 181 des Modells (SAC), (Ghorbani et al., 2007)

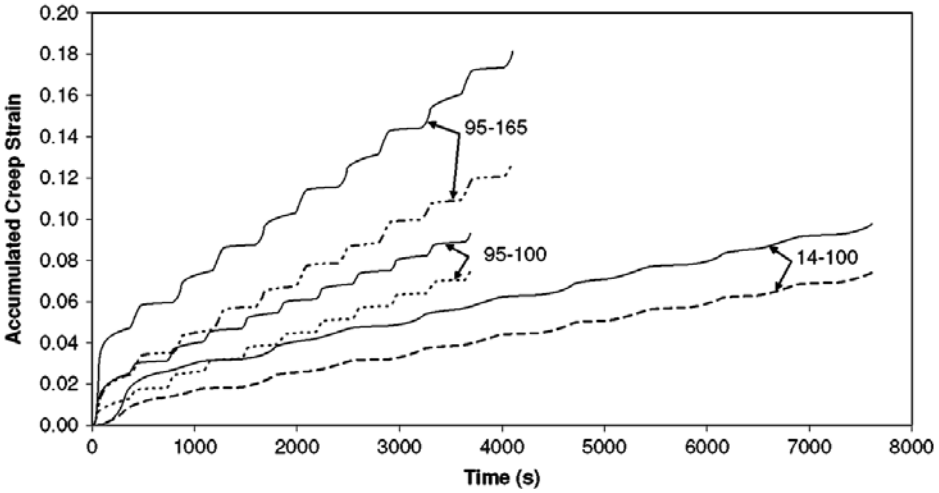


Abb. 3.34: Akkumulierte Kriechdehnung im Bereich
des Knotens 181 des Modells (SnPb), (Ghorbani et al., 2007)

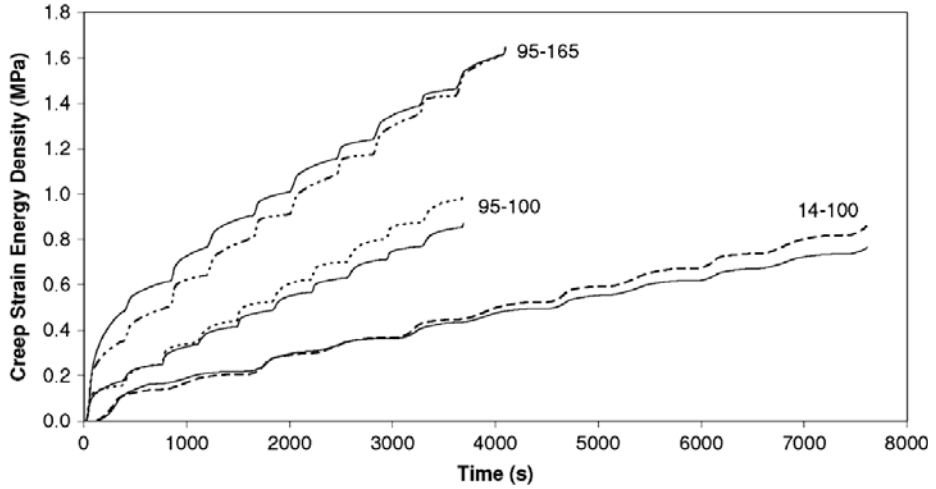


Abb. 3.35: Akkumulierte Kriechenergiedichte im Bereich
des Knotens 181 des Modells (SAC), (Ghorbani et al., 2007)

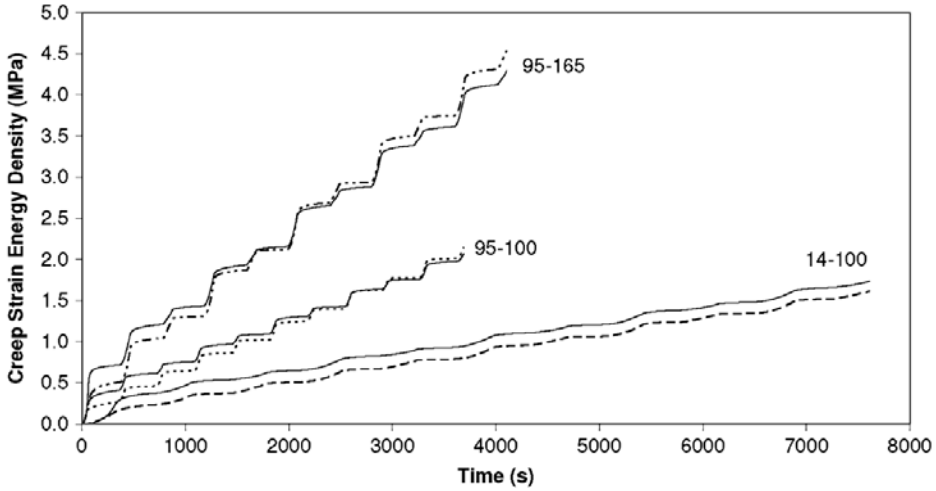


Abb. 3.36: Akkumulierte Kriechenergiedichte im Bereich
des Knotens 181 des Modells (SnPb), (Ghorbani et al., 2007)

Eine tabellarische Darstellung der Ergebnisse der von Mises-Spannung, der Kriechdehnung und der Kriechenergiedichte für beide untersuchten Lote wird in Abb. 3.37 gezeigt.

Example	$N_{50\%}$	Node	x/l	m	ΔS (MPa)			$\Delta\varepsilon_{AC}$ x 10^3			ΔW_C (MPa) x 10^2		
					PM	FEA	% dif.	PM	FEA	% dif.	PM	FEA	% dif.
1 (SAC)	3574	1	-1.0	1	54.1	80.9		2.2	13.7		7.3	63.9	
				2	58.7	76.5		2.6	7.9		8.8	36.2	
		19	-0.8	1	54.7	54.1	1	2.6	2.8	-7	7.6	8.9	-15
				2	58.0	58.5	-1	2.9	2.8	4	9.6	9.9	-3
		181	0.8	1	58.0	54.3	7	2.1	1.8	17	5.6	5.4	4
				2	59.2	62.1	-5	3.6	4.6	-22	12.4	16.6	-25
		200	1.0	1	60.4	46.6		2.6	2.7		9.0	7.7	
				2	71.4	78.6		14.8	21.3		65.7	99.7	
2 (SnPb)	2768	1	-1.0	1	40.7	47.4		10.0	21.9		21.6	74.0	
				2	39.7	39.2		139.0	33.7		564.7	122.4	
		19	-0.8	1	40.5	42.6	-5	11.3	8.5	33	24.6	23.1	6
				2	41.4	42.4	-2	6.4	8.2	-22	14.3	23.8	-40
		181	0.8	1	40.8	37.7	8	4.5	4.4	2	10.0	10.6	-6
				2	44.3	46.3	-4	13.7	12.4	10	33.5	38.0	-12
		200	1.0	1	42.5	40.5		7.7	4.4		10.8	11.6	
				2	58.0	55.4		160.4	74.1		609.0	299.1	

Abb. 3.37: Vergleich der Ergebnisse beim Thermo-Schock-Test 95-100, (Ghorbani et al., 2007)

Nach der Ermittlung der von Mises-Spannungen, der Kriechdehnungen und der Kriechenergiedichten werden experimentell ermittelte Lebensdauern des Widerstands CR2512 hinzugezogen. Das Versagenskriterium bei der Ermittlung der Lebensdauern besteht in einem statistisch ermittelten Ausfall von 50 % der baugleichen Lötverbindungen. Als Schädigungskriterium wird das Uberschreiten des elektrischen Widerstandes über den Schwellenwert 300 Ohm definiert.

In den Abbildungen 3.38, 3.39 und 3.40 sind die Lebensdauern über den Kriechdehnungen, den Kriechenergiedichten und den von Mises-Spannungen aufgetragen. Hieraus werden Lebensdauergesetze formuliert. Das Lebensdauergesetz auf Basis der von Mises-Spannungen erscheint unrealistisch.

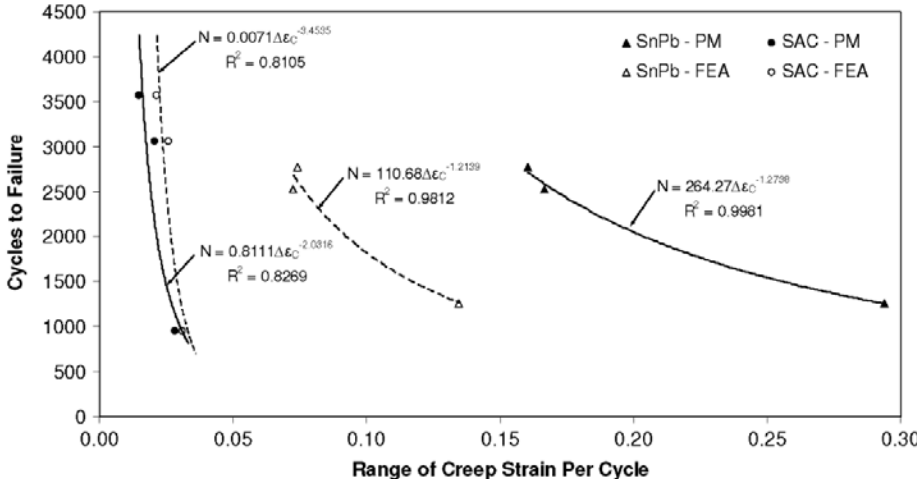


Abb. 3.38: Coffin-Manson-Gleichungen für SnPb und SAC
auf Basis der Kriechdehnung pro Zyklus, (Ghorbani et al., 2007)

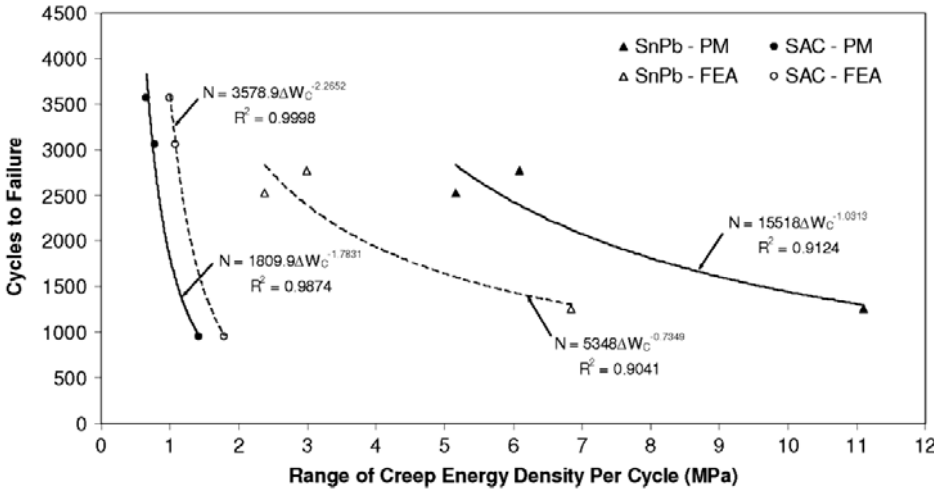


Abb. 3.39: Morrow-Gleichungen für SnPb und SAC auf Basis der Kriechenergiedichten pro Zyklus, (Ghorbani et al., 2007)

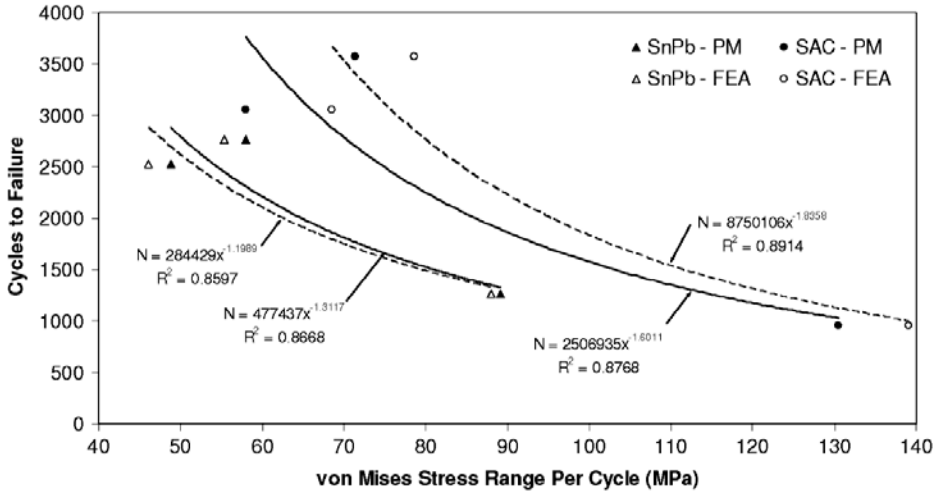


Abb. 3.40: Lebensdauergleichungen für SnPb und SAC auf Basis der von Mises-Spannungen pro Zyklus, (Ghorbani et al., 2007)

Zusammenfassung:

- Folgende Bausteine werden untersucht: keramische Widerstände der Bauart CR2512.
- Experimentell ermittelten Lebensdauerzyklen.
- Schädigungskriterium: Der elektrische Widerstand des ganzen Testboards überschreitet den Schwellenwert 300 Ohm.
- Simulationen mit einem eigenen, analytischen Berechnungsmodell sowie FE-Simulationen werden durchgeführt. Zudem wird auf experimentell ermittelte Lebensdauern Bezug genommen. Ein Thermo-Wechsel-Test (0/100 °C) und zwei Thermo-Schock-Tests (0/100 °C; -40/125 °C) dienen als Belastungen.
- Die ermittelten Coffin-Manson-Gleichungen auf Basis der Kriechdehnung lauten:

$$N_{\mathrm{f}} = 0{,}8111\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-2{,}0316} \quad \text{(analytisches Modell, SAC-Lot);} \tag{3.23}$$

$$N_{\mathrm{f}} = 264{,}27\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-1{,}2738} \quad \text{(analytisches Modell, SnPb37);} \tag{3.24}$$

$$N_f = 0{,}0071\left(\Delta\varepsilon_{cr}^{acc}\right)^{-3{,}4535} \quad \text{(FE-Simulation, SAC-Lot);} \tag{3.25}$$

$$N_f = 110{,}68\left(\Delta\varepsilon_{cr}^{acc}\right)^{-1{,}2139} \quad \text{(FE-Simulation, SnPb37).} \tag{3.26}$$

- Die ermittelten Morrow-Gleichungen auf Basis der Kriechenergiedichte lauten:

$$N_f = 1809{,}9\left(\Delta W_{cr}^{acc}\right)^{-1{,}7831} \quad \text{(analytisches Modell, SAC-Lot);} \tag{3.27}$$

$$N_f = 15518\left(\Delta W_{cr}^{acc}\right)^{-1{,}0313} \quad \text{(analytisches Modell, SnPb37);} \tag{3.28}$$

$$N_f = 3578{,}9\left(\Delta W_{cr}^{acc}\right)^{-2{,}2652} \quad \text{(FE-Simulation, SAC-Lot);} \tag{3.29}$$

$$N_f = 5348\left(\Delta W_{cr}^{acc}\right)^{-0{,}7349} \quad \text{(FE-Simulation, SnPb37).} \tag{3.30}$$

- Die ermittelten Lebensdauergleichungen auf Basis der von Mises-Spannung lauten:

$$N_f = 2506935\left(\Delta S_{Mises}\right)^{-1{,}6011} \quad \text{(analytisches Modell, SAC-Lot);} \tag{3.31}$$

$$N_f = 477437\left(\Delta S_{Mises}\right)^{-1{,}3117} \quad \text{(analytisches Modell, SnPb37);} \tag{3.32}$$

$$N_f = 8750106\left(\Delta S_{Mises}\right)^{-1{,}8358} \quad \text{(FE-Simulation, SAC-Lot);} \tag{3.33}$$

$$N_f = 284429\left(\Delta S_{Mises}\right)^{-1{,}1989} \quad \text{(FE-Simulation, SnPb37).} \tag{3.34}$$

- Die Exponenten werden folgenden Kategorien zugeordnet: Literaturwerte für den Coffin-Manson-Exponenten bei SAC, Lotfuß; Literaturwerte des Coffin-Manson-Exponenten von SnPb, Lotfuß; Literaturwerte für den Morrow-Exponenten bei SnPb, Lotfuß; Literaturwerte für den Morrow-Exponenten bei SAC, Lotfuß. Die Exponenten, die auf Basis der von Mises-Spannung ermittelt werden, werden nicht verwendet.

3.9 Acceleration factors for lead-free solder materials (Salmela, 2007)

Ziel dieser Arbeit ist die Entwicklung von Beschleunigungsfaktoren für bleifreie Lotmaterialien. Basis ist das Modell von Norris-Landzberg (Norris et al. 1969), welches auf dem Coffin-Manson-Gesetz basiert und zur Bestimmung von Beschleunigungsfaktoren des bleihaltigen Lotes SnPb37 etabliert ist.

Pan et al. (2006) haben ein Norris-Landzberg-Modell im Jahr 2005 für bleifreie Lote formuliert, indem sie neue Parameter, die anhand experimenteller Daten entwickelt worden sind, verwendet haben. Die genannten Modelle werden in Kapitel 2 detailliert beschrieben.

Durchgeführt werden Vergleiche zwischen Beschleunigungsfaktoren, die von Syed (Syed, 2004) experimentell ermittelt worden sind, und Beschleunigungsfaktoren, die mit Hilfe des von Pan et al. (2006) modifizierten Modells ermittelt worden sind. Die Übereinstimmung wird als schlecht beschrieben. Überdies werden eigene Modifikationen des Norris-Landzberg-Modells vorgenommen. Neben neuen Parametern wird ein zusätzlicher Term eingeführt, der das dynamische Verhalten des Lots betrifft. Mit Hilfe dieser Modifikationen ist die Vorhersagegenauigkeit des Norris-Landzberg-Modells sowohl für bleifreie als auch für bleihaltige Lote erheblich verbessert.

Die Modifikationen des Norris-Landzberg-Modells basieren auf eigens durchgeführten experimentellen Versuchen. Die Testproben, die im Rahmen dieser Versuche verwendet werden, werden in Abb. 3.41 gezeigt. Die Proben bestehen aus 1 mm dicken Aluminium-Substraten. Die Größe des Substrates beträgt jeweils 30×30 mm^2. Im Zentrum des Substrates sind 3×3 Lotbälle aus SAC3807 mit Abständen von jeweils 1 mm angeordnet. Weitere acht Lotbälle desselben Lotmaterials werden in einer quadratischen Bahn angeordnet, die entweder ganz außen liegt, oder nach innen versetzt ist. In Abb. 3.41 sind beide möglichen Bahnen dargestellt. Die Testproben werden auf 2 mm dicke FR4-Platinen gelötet.

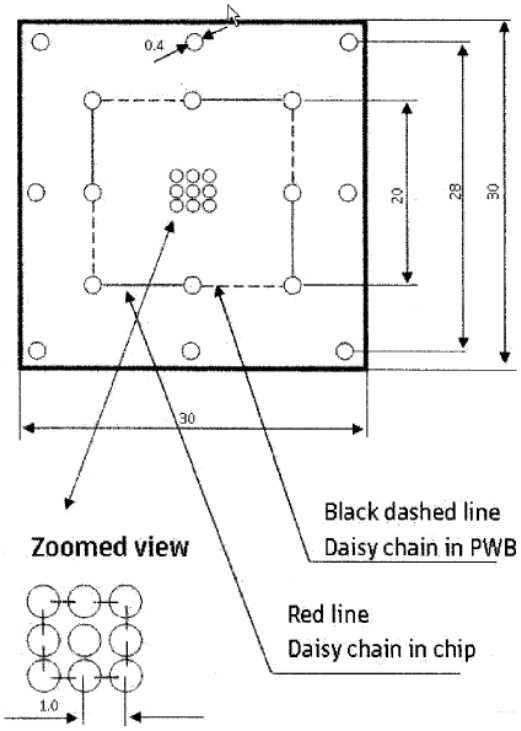


Abb. 3.41: Die Testprobe, (Salmela, 2007)

Zwei Fertigungsprozesse werden verwendet:

- ein Fertigungsprozess, der zur Herstellung von Prototypen verwendet wird (genannt „Prozess 1“) und
- ein Fertigungsprozess, der zur Serienproduktion dient (genannt „Prozess 2“).

Die Verwendung zweier Produktionsverfahren resultiert in unterschiedlichen Höhen der Lotbälle. Beim Prozess 1 kollabieren die Lotbälle, sodass sich eine Höhe von 0,3 mm ergibt, beim Prozess 2 beträgt die Lothöhe ca. 0,5 mm.

Die Testproben werden mit drei verschiedenen Thermo-Wechsel-Tests geprüft. Die Zykluszeit beträgt bei allen Tests ca. 80 min. Die thermischen Zyklen sind in Abb. 3.42 graphisch dargestellt.

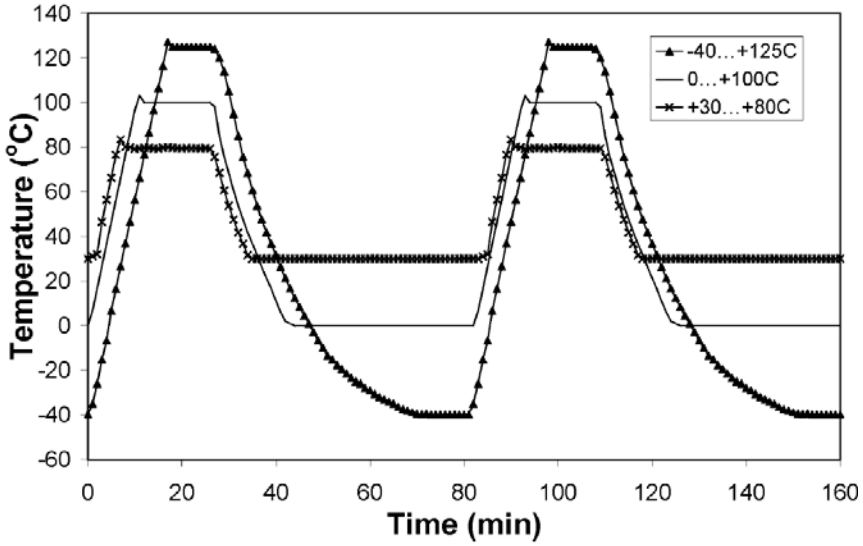


Abb. 3.42: Verwendete thermische Zyklen, (Salmela, 2007)

Abgesehen von den Proben, die mit Hilfe des Prozesses 2 hergestellt werden und über die nach innen versetzte quadratische Anordnung der acht Lotbälle verfügen, liegen die Lebensdauern der getesteten Proben unterhalb von 1000 thermischen Zyklen. Untersuchungen an den geschädigten Lotbällen führen zur Erkenntnis, dass die Ausfälle allein auf mechanisches Versagen zurückzuführen sind.

Die Lötverbindungen, die mit Hilfe von Prozess 2 produziert werden, weisen eine ca. vierfach erhöhte Lebensdauer auf. Dies wird anhand der unterschiedlichen Lotballhöhen erklärt.

Die experimentell erhaltenen Lebensdauern werden mittels Weibull-Verteilung gefittet. Die angepassten Parameter η (charakteristische Lebendauer) und β (Formfaktor) der Weibull-Verteilungen sind in Tabelle 4.3 dargestellt. Hierbei wird zwischen den inneren und äußeren quadratischen Anordnungen der Lotbälle, dem Fertigungsprozess und den verwendeten Thermo-Wechsel-Tests unterschieden.

Tabelle 3.3: Weibull-Parameter, (Salmela, 2007)

η (cycles), β	*Proto, outer*		*Proto, inner*		*Prod., outer*		*Prod., inner*	
-40-+125 °C	18	2.56	43	3.85	49	2.33	181	2.49
0-+100 °C	58	3.16	117	2.81	138	2.46	344	7.84
+30-+80 °C	241	2.59	430	3.11	478	2.20	-	-

Zur Berechnung des Beschleunigungsfaktors mit Hilfe des modifizierten Norris-Landzberg-Gesetzes für bleifreie Lote werden jeweils der Coffin-Manson-Exponent und die Aktivierungsenergie benötigt.

Anhand der experimentellen Daten wird ein Coffin-Manson-Exponent von 1,662 und eine Aktivierungsenergie von 0,1092 eV vorgeschlagen.

Pan et. al. führen thermo-mechanische Tests an BGA-, TSP- und TSOP-Bausteinen mit bleifreien Loten durch und erzielen einen Coffin-Manson-Exponenten von etwa 2,65. Die ermittelte Aktivierungsenergie beträgt 0,189 eV. Für das originale Norris-Landzberg-Gesetz,

welches nur für SnPb gilt, wird ein Coffin-Manson-Exponent von 1,9 und eine Aktivierungsenergie von 0,122 eV verwendet.

Zusammenfassung:

- Untersucht werden: Testproben mit BGA; BGA, TSP, TSOP (Pan et al., 2006).
- Experimentelle Temperaturwechseltests in Form von Thermo-Wechsel-Tests (-40/125 °C; 0/100 °C; 30/80 °C) werden durchgeführt.
- Schädigungskriterium: Risserkennung durch Kontrolle des tragenden Lotquerschnittes.
- Norris-Landzberg-Parameter (Coffin-Manson-Exponent, Aktivierungsenergie):
  1,9; 0,122 eV ((Norris et al., 1969), SnPb)
  2,65 ; 0,189 eV ((Pan et al., 2006), SAC)
  1,662; 0,1092 eV ((Salmela, 2007), SAC3807)
- Die Exponenten werden folgenden Kategorien zugeordnet: Lotball.

3.10 Crack initiation and growth in solder joints under cyclic shear deformation using piezomechanical actuation (Shim et al., 2007)

Zur Untersuchung der Haltbarkeit von Lötverbindungen in der Mikroelektronik existieren verschiedene Verfahrensweisen. Vielfach werden Temperaturwechseltests verwendet, bei denen aufgrund der differierenden thermischen Ausdehnungskoeffizienten Spannungen und Dehnungen im Lot entstehen, die zu Ermüdungserscheinungen und Rissen führen. Temperaturwechseltests besitzen die Nachteile, dass lange Testdauern vonnöten sind und der Entstehungsprozess von Schädigungen während des Tests nicht verfolgt werden kann. In mechanischen Ermüdungstests liegt eine Möglichkeit, die genannten Nachteile zu vermeiden.

In der Arbeit *Crack initiation and growth in solder joints under cyclic shear deformation using piezomechanical actuation* wird ein mechanisches Testverfahren beschrieben, welches auf piezokeramischen Aktuatoren beruht. Dieses Testverfahren ermöglicht vergleichsweise schnelle Ermüdungsversuche und lässt Inspektionen der untersuchten Proben jederzeit zu. Die Schädigungsmechanismen von der Rissinitiierung über das Risswachstum bis hin zum Versagen der Lötverbindung können verfolgt werden.

Als Aktuatoren werden jeweils drei piezokeramische Platten verwendet, die jeweils durch das zu untersuchende Lotmaterial miteinander verbunden sind. Als Lot wird SnPb37 verwendet. Wird eine elektrische Spannung angelegt, verformen sich die Platten in Längs- und auch in Vertikalrichtung, sodass in die Lote Scherspannungen und -dehnungen induziert werden. Die Deformationen der piezokeramischen Platten unter Einwirkung von elektrischen Spannungen ähneln thermisch bedingten Deformationen. Die Spannungen werden mit Hilfe von Elektroden aufgebracht, die an der Unter- und der Oberseite der Platten angebracht sind.

Abb. 3.43 zeigt schematisch die in den Experimenten verwendeten Proben. Die drei piezokeramischen Scheiben sind durch zwei Lote miteinander verbunden. Dies entspricht zwei *Lap-Shear-Tests*. Die Stärke der piezoelektrischen Deformationen ist proportional zur angelegten, elektrischen Spannung. Somit kann die Amplitude der in die Lote induzierten Scherdehnungen genau bestimmt werden, sodass der Einfluss bestimmter thermischer Belastungsprofile simuliert werden kann.

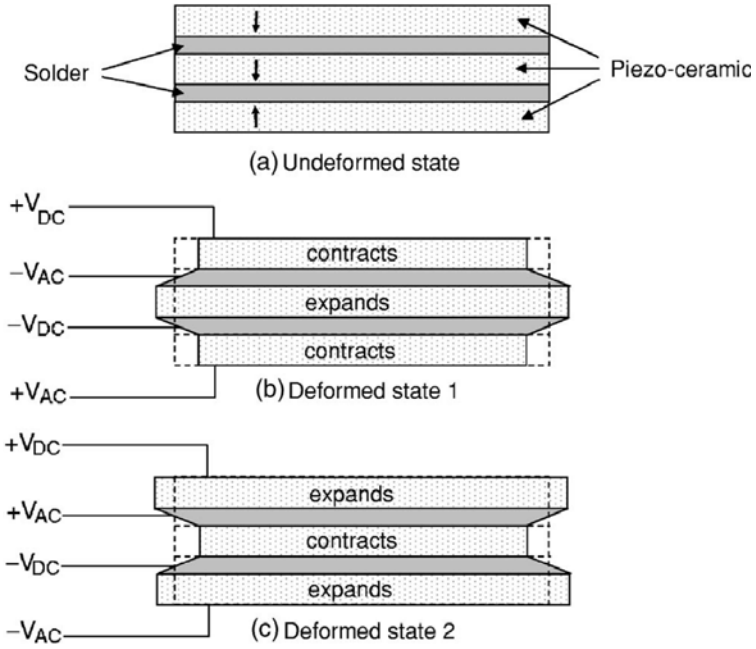


Abb. 3.43: Schematische Darstellung des Ausgangszustands, des Schrumpfens und des Ausweitens der piezoelektrischen Platten und der resultierenden Scherdehnungen in den Loten, (Shim et al., 2007)

Die Spannung, die an die äußeren Platten angelegt wird, besitzt gegenüber der Spannung an der inneren Platte eine zeitliche Phasenverschiebung von 180°. Die auf diese Weise erzeugten Deformationen bewirken größtmögliche Scherspannungen, überdies werden Krümmungen bzw. Biegungen der Platten und der Lote vermieden.

In den Experimenten werden zwei Proben mit verschiedenen Größen untersucht. Die erste Probe besteht aus einer piezoelektrischen Platte mit einer Länge von 19,05 mm, einer Breite von 6,35 mm und eine Dicke von 0,1905 mm. Die Lote haben hierbei Dicken von ca. 25,4 µm. Die zweite piezoelektrische Platte ist 9,525 mm lang, 3,175 mm breit und 0,1905 mm dick. Die Lotdicke bleibt gleich. Die Tests werden allesamt bei Raumtemperatur durchgeführt. Insgesamt werden 16 Proben untersucht. Weiterhin werden zwei elektrische Spannungsverläufe verwendet:

- Rechteckige Impulsform (*Square Wave*): Diese Impulsform hat den Nachteil, dass schlagartige elektrische Spannungsänderungen zu vorzeitigen Ausfällen der piezokeramischen Platten führen. Unter dieser Form der Belastung werden fünf Proben geprüft.
- Sinusförmige Impulsform (*Sine Wave*): Die restlichen elf Proben werden unter einem sinusförmigen elektrischen Spannungsverlauf beansprucht. Durch den glatten Verlauf der Belastungen werden Ausfälle der piezokeramischen Platten vermieden und die Lötverbindungen bis zum Ausfall beansprucht.

Tabelle 4.4 zeigt die verwendeten Eckdaten der verschiedenen Spannungsamplituden der beiden Verläufe. Weiterhin können die resultierenden plastischen Scherdehnungen aus der Tabelle abgelesen werden.

Tabelle 3.4: Die verwendeten Spannungsamplituden und deren Frequenzen, (Shim et al., 2007)

Applied voltage	$\Delta\gamma_p$ (%)	Wave form	Frequency		
			0.05 Hz	1 Hz	5 Hz
100 V_{DC}±170 V_{AC}	0.181	SQW[a]	—	2	1
100 V_{DC}±220 V_{AC}	0.693	SQW[a]	—	—	1
170 V_{DC}±270 V_{AC}	1.50	SQW[a]	—	1	—
200 V_{DC}±260 V_{AC}	1.31	SWHT[b]	1	1	—
200 V_{DC}±280 V_{AC}	1.70	SWHT[b]	1	1	—
200 V_{DC}±300 V_{AC}	2.16	SWHT[b]	1	4	—
200 V_{DC}±320 V_{AC}	2.69	SWHT[b]	1	1	—

[a]SQW=Square wave
[b]SWHT=Sine wave with hold time.

Die Tests werden an bestimmten Lastzyklen angehalten, um die Rissinitiierung beobachten zu können. Die meisten Proben werden während der Phase der Rissinitiierung in Intervallen von 150 oder 300 durchlaufenen Belastungszyklen untersucht, zur Untersuchung des Risswachstums werden größere Intervalle genutzt.

Die Scherdehnung wird berührungslos mit Hilfe eines digitalen Bildkorrelationsverfahrens gemessen. Vor und nach der Verformung werden digitale Fotographien der zu untersuchenden Probe aufgenommen. Mittels der Software Vic2D werden Verschiebungen und Dehnungen bestimmt.

Die Scherdehnung wird folgendermaßen definiert:

$$\gamma = \frac{\delta u^+ - \delta u^-}{2h}, \tag{3.35}$$

wobei δu^+ und δu^- die maximale positive und die maximale negative Scherverschiebung kennzeichnen. Die Höhe des Lotes wird mit h bezeichnet.

Weiterhin werden eindimensionale, analytische Berechnungen und 2D-FE-Simulationen mittels *ABAQUS* durchgeführt, um die Scherdehnungen zusätzlich zu berechnen. Ein Vergleich mit den experimentellen Ergebnissen kann genutzt werden, um die Zuverlässigkeit der in den Berechnungen verwendeten Materialdaten zu überprüfen.

Die gemessenen plastischen Scherwinkel und die ermittelten Lebensdauern werden logarithmisch in einem Diagramm aufgetragen. Die entstehenden Punkte werden durch einen Potenzansatz angenähert. Abb. 3.44 stellt alle ermittelten Punkte dar. Hieraus ergibt sich ein Coffin-Manson-Exponent, der ausschließlich auf experimentellen Ergebnissen basiert.

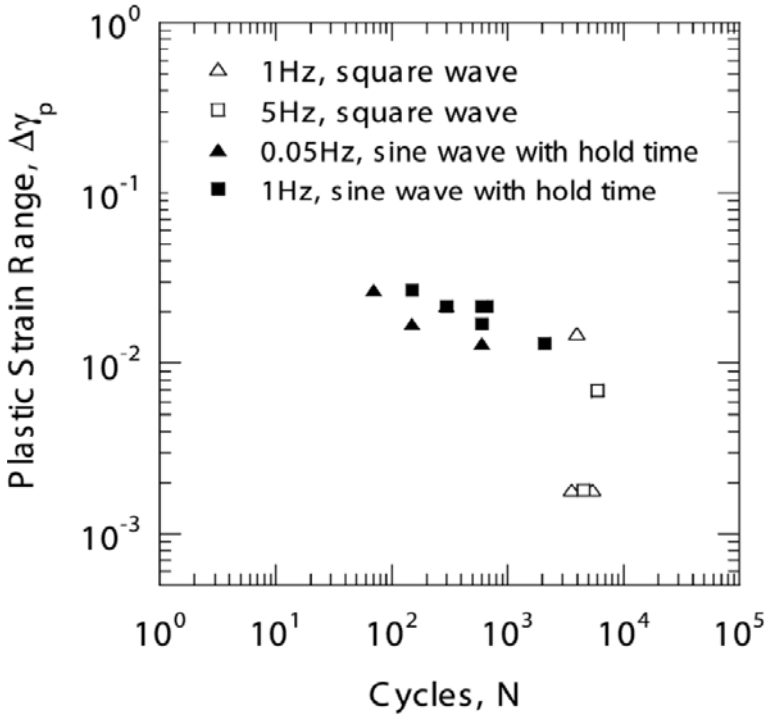


Abb. 3.44: Auftragung der ermittelten Punkte, (Shim et al., 2007)

Bei der Ermittlung des Coffin-Manson-Exponenten werden die Ergebnisse, die sich bei rechteckigen Spannungsverläufen ergeben haben, nicht berücksichtigt.

Zusammenfassung und Angabe der Gleichung:

- Untersucht werden Lote, die zur Verbindung von piezokeramischen Platten dienen.
- Mechanische Wechselbelastungstests werden durchgeführt, plastische Dehnungen werden optisch gemessen.
- Schädigungskriterium: Auftreten eines Risses im Lotbereich (Rissinitiierung).
- Die ermittelte Coffin-Manson-Gleichung lautet:

$$N_f = A\left(\Delta\varepsilon_{cr}^{acc}\right)^{-3,7} \text{ (SnPb37).} \tag{3.36}$$

$$N_f = A\left(\Delta\varepsilon_{cr}^{acc}\right)^{-3,7} \text{ (Shine, et al.,1988; SnPb37)} \tag{3.37}$$

- Die Lote haben die Form von Lotfüßen.

3.11 Universal fatigue life prediction equation for ceramic ball grid array (CBGA) packages (Perkins et al., 2007)

Das Ziel dieser Arbeit liegt darin, eine universelle Methodik zur Bestimmung der Lebensdauer von Lötverbindungen des CBGA-Packages zu entwickeln. Folgende Anforderungen sind hierbei maßgeblich:

- Einfachheit, schnelle Anwendbarkeit, Genauigkeit in der Lebensdauerprognose;
- nur Basiskenntnisse der Mechanik und der Zuverlässigkeit von Lötverbindungen sollen erforderlich sein;
- keine spezielle Software soll erforderlich sein;

- Berücksichtigung von Design-Parametern und vorliegenden Daten aus experimentellen Tests und numerischen Modellen.

Untersucht werden die Lote Pb90Sn10 und SnPb37. Zunächst werden Coffin-Manson-Gleichungen aufgestellt, die Schadensparameter aus numerischen Analysen mit experimentell bestimmten, mittleren Lebensdauern verbinden. Zusätzlich werden Design-Parameter, die die Lebensdauer beeinflussen, untersucht. Mit Hilfe von Varianzanalysen und linearer Regression wird ein mathematischer Zusammenhang zwischen der Lebensdauer und den Design-Parametern formuliert.

Die Gleichung von Norris und Landzberg wird umgeformt, sodass beliebige Temperaturwechseltests als Grundlage der Lebensdauerprognose dienen können. Zusätzlich ermöglicht eine Weibull-Verteilung, die Lebensdauerprognose in Form von statistischen Ausfallwahrscheinlichkeiten zu ermitteln. Weiterhin werden Vertrauensintervalle der einzelnen Einflussfaktoren gebildet und berücksichtigt. Letztendlich ergibt sich folgende Gleichung, die ursprünglich auf der Coffin-Manson-Gleichung beruht:

$$N_{50} = C_1(\psi)^n \quad \rightarrow$$

$$N^{ATC} = \left(\frac{\ln(1-F\%\cdot 0{,}01)}{\ln(0{,}5)}\right)^{1/\gamma} \cdot \left(\frac{\Delta T^{\mathrm{DOS}}}{\Delta T^{\mathrm{ATC}}}\right)^{1.9} \left(\frac{f^{\mathrm{ATC}}}{f^{\mathrm{DOS}}}\right)^{1/3} \cdot \left(\mathrm{e}^{1414\left(\frac{1}{T_{\mathrm{peak}}^{\mathrm{ATC}}}-\frac{1}{T_{\mathrm{peak}}^{\mathrm{DOS}}}\right)}\right) \cdot \left[\sum_{\mathrm{k}} \beta_{\mathrm{k}} X_{\mathrm{k}}\right] \quad (3.38)$$

mit:

C_1: Materialkonstante;
n: Schädigungsexponent;
ψ: Schädigungsparameter (Kriechdehnung oder Kriechenergiedichte);
N^{ATC}: Lebensdauer, ATC steht für beschleunigte thermische Zyklen: accelerated thermal cycle;
$F\%$: Ausfall der Proben;
γ: Weibull-Formparameter;
DOS: design of simulations;
ΔT: Temperaturbereich [K];
T_{peak}: Höchsttemperatur [K];
f: Lastfrequenz [Zyklus/Std.];
β_{k}: Regressionsfaktor;
X_{k}: Designparameter.

Validierungen dieser Gleichung anhand von experimentell ermittelten Lebensdauern werden vorgenommen. Hierbei ergeben sich gute Übereinstimmungen.

Der erste Teil der Arbeit, in dem die Ermittlung der Coffin-Manson-Exponenten und -Koeffizienten dargelegt wird, wird im Folgenden detaillierter beschrieben. Ein 3D-FE-Modell wird in *ANSYS* für die Ermittlung der Schädigungsparameter entwickelt. Im FE-Modell werden Tetraeder- und Balkenelemente verwendet, wie in Abb. 3.45 dargestellt ist.

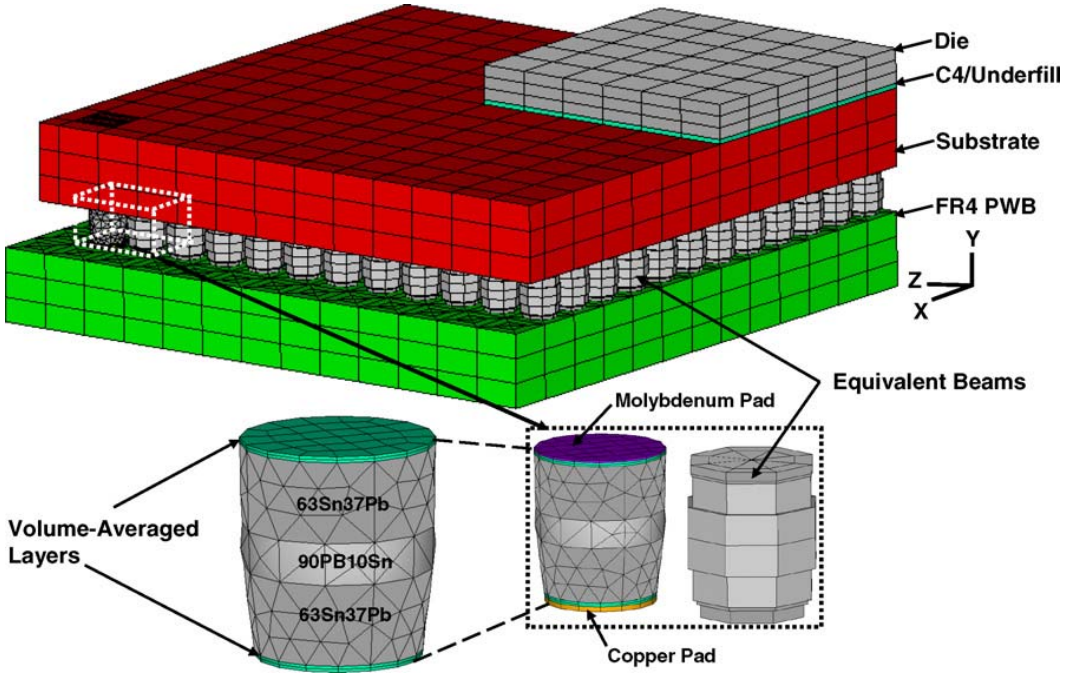


Abb. 3.45: 3D-FE-Viertelmodell mit zwei Elementtypen,
3D-Solid-Tetraederelemente, und 3D-Balkenelemente, (Perkins et al., 2007)

Mit Hilfe des Einsatzes des Balken-Elementtyps bei der Modellierung können die Rechenzeiten stark reduziert werden. Die für die FE-Simulationen relevanten Daten sind in den Tabellen 4,5; 4,6 und 4,7 beschrieben.

Tabelle 3.5: Verwendete Materialdaten, (Perkins et al., 2007)

Material	Young's modulus (MPa)	Poisson's ratio	CTE (ppm/K)	k (W/mm K)	C (J/tonne mm^3)	Density (tonne/mm^3)	Direction
FR4 [47]	27924-37K	0.28	18.0	0.01741	502E3	1.94E−9	(X, Z)
	12204-16K	0.11	35.0	0.00385			(Y)
Alumina ceramic	241E3	0.25	6.8	0.021	765E3	3.97E−9	
HICTE ceramic	75E3	0.25	10.6	0.002	765E3	3.97E−9	
Copper	123E3	0.34	17.0	0.389	385E3	8.96E−9	
Molybdenum	320E3	0.28	5.0	0.138	251E3	10.24E−9	
Silicon	130E3	0.30	2.6	0.117	712E3	2.33E−9	
C4/Ufill	14.5E3	0.28	20.0	0.0006	647E3	1.10E−9	(X, Z)
				0.0015			(Y)
63Sn37Pb	Plastic	0.4	21.6	0.036	170E3	8.40E−9	
90Pb10Sn	Plastic	0.282	28.2	0.0519	184E3	10.80E−9	

Tabelle 3.6: Plastische Lotmaterialdaten und deren Kriechverhalten, (Perkins et al., 2007)

	Multi-linear kinematic plasticity						Arrhenius creep model $\dot{\varepsilon} = C_7\sigma^{C_8}\exp\left(\frac{-C_{10}}{T(\mathrm{K})}\right)$		
	Temperature (K)	Strain					C_7	C_8	C_{10}
		0.001	0.005	0.0075	0.01	0.06			
90Pb10Sn (MPa)	273	10.34	16.05	17.36	18.12	26.70	0.15	4.0	7216.74
	323	9.41	10.95	12.00	12.54	16.24			
	373	5.62	5.80	5.90	6.01	6.76			
63Sn37Pb (MPa)	273	26.48	43.00	44.60	45.60	47.39	0.13	2.9	5172.0
	323	12.52	15.38	19.10	19.45	20.44			
	373	2.90	5.80	5.80	5.80	5.80			

Tabelle 3.7: Verwendete Geometrieabmessungen und thermische Zyklen, (Perkins et al., 2007)

Case	Substrate size (mm)	Substrate thickness (mm)	Board thickness (mm)	Pitch	Substrate material	ATC	Die attached?	N_{50exp}
1	25 × 25	0.8	1.57	1.27	HICTE glass	−55/110, 2 cph	No	2160
2	25 × 25	1.65	1.57	1.00	Al_2O_3	0/100, 2 cph	Yes	1870
3	32.5 × 32.5	2.9	1.83	1.27	Al_2O_3	0/100, 3 cph	No	1100
4	32.5 × 32.5	0.8	1.83	1.27	Al_2O_3	−55/110, 2 cph	No	990
5	25 × 25	1.65	1.57	1.00	Al_2O_3	−55/110, 2 cph	Yes	540
6	32.5 × 32.5	1.8	1.83	1.27	Al_2O_3	−55/110, 2 cph	No	470
7	32.5 × 32.5	2.9	1.83	1.27	Al_2O_3	−55/110, 2 cph	No	320

Tabelle 3.7 zeigt die Bedingungen der Lebensdaueruntersuchungen von sieben unterschiedlichen experimentellen Tests, wobei sowohl die verwendeten Temperaturwechseltests als auch die Geometrieabmessungen variiert werden.

Mit Hilfe von 3D-FE-Simulationen werden die folgenden Schädigungsparameter bestimmt: Plastische Dehnung $\Delta\varepsilon_{in}$, totale Dehnung $\Delta\varepsilon_{tot}$ und die Dehnungsenergiedichte ΔW_{tot}. Hierbei ist anzumerken, dass allein die Lötverbindungen mit Hilfe von Balken-Elementen modelliert werden.

Die ermittelten Lebensdauerzyklen werden jeweils über den berechneten Schädigungsparametern in einem Diagramm aufgetragen. Die Verläufe werden dann mit Hilfe von Potenzansätzen angenähert, wodurch die Coffin-Manson-Exponenten und -Koeffizienten bestimmt werden können. Außerdem wird eine weitere Lebensdauergleichung betrachtet, in der das Risswachstum berücksichtigt wird. Die Gleichung ist folgendermaßen definiert:

$$N_{50} = \frac{a}{\mathrm{d}a/\mathrm{d}N} = \frac{a}{K_3(\psi)^{K_4}} \tag{3.39}$$

wobei N_{50} die Zyklenzahl ist, bei der, statistisch gesehen, 50% der Proben ausfallen. Die Größe a ist die größtmögliche Risslänge und ist gleich dem Durchmesser des Substrats. $\mathrm{d}a/\mathrm{d}N$ ist die Rissfortschrittsrate und wird in mm/Zyklus angegeben. K_3 und K_4 sind empirisch ermittelte Konstanten und werden, genau wie die Konstanten C_1 und n bei der Coffin-Manson-Gleichung, durch Regressionsanalysen ermittelt.

Abb. 3.46 stellt ein Beispiel eines Potenzansatzes (grüne Punkte) dar. Die experimentellen Werte, auf denen der Potenzansatz basiert, sind ebenfalls dargestellt (blaue Punkte).

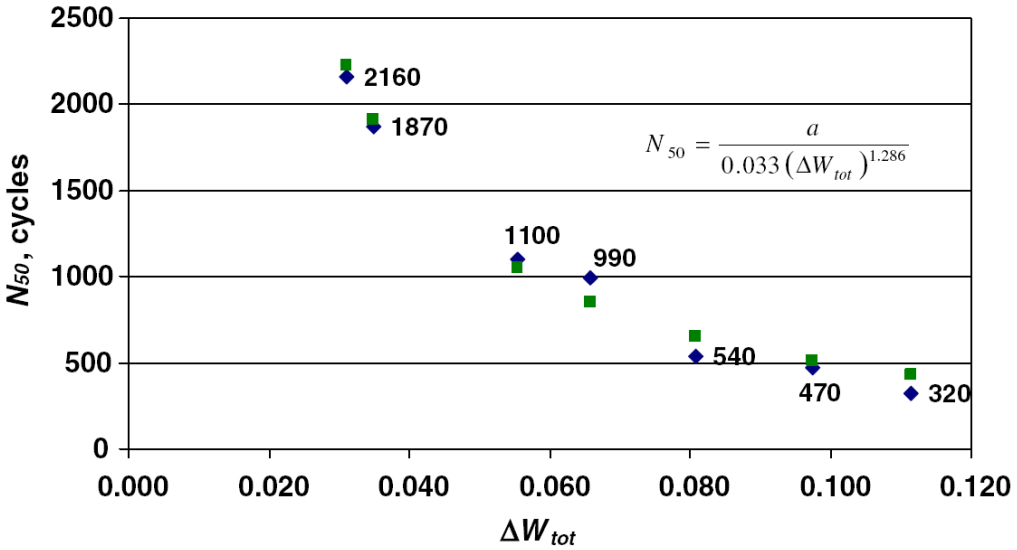


Abb. 3.46: Beispiel einer Regressionsanalyse, (Perkins et al., 2007)

Für die Erstellung der Regressionslinien werden zwei Programme verwendet: Microsoft Excel und JMP 5.1 (JMP, 1989-2005). Hierbei wird die Methode des kleinsten Fehlerquadrates genutzt, um die Abweichung zwischen den experimentellen Werten und den gefitteten Kurven zu berechnen. Das kleinste Fehlerquadrat, welches mit der Abkürzung SSE (*error sum of squares*) bezeichnet wird, wird ebenfalls gebildet und dient als Indikator für die Güte der Regression. Die ermittelten Coffin-Manson- und Morrow- Exponenten und -Koeffizienten sind in Tabelle 4.8 dargelegt. Zusätzlich sind die ermittelten Parameter der weiteren Lebensdauergleichung, die auf dem Risswachstum basiert, angegeben.

Tabelle 3.8: Ermittelte Lebensdauerparameter, (Perkins et al., 2007)

Equation	Model	Parameter	Software	C_1	n	SSE
$N_{50} = C_1(\Psi)^n$ (1)	1	$\Delta\varepsilon_{in}$	EXCEL	0.0255	−1.985	146,016
	2		JMP	0.107	−1.720	99,160
	3	$\Delta\varepsilon_{tot}$	EXCEL	0.0093	−2.280	94,200
	4		JMP	0.0332	−2.034	56,525
	5	ΔW_{tot}	EXCEL	15.79	−1.438	102,388
	6		JMP	25.25	−1.280	53,004
	Model	Parameter	Software	K_3	K_4	SSE
$N_{50} = \frac{a}{da/dN} = \frac{a}{K_3(\Psi)^{K_4}}$ (3)	7	$\Delta\varepsilon_{in}$	EXCEL	36.46	2.003	204,815
	8		JMP	7.13	1.700	131,975
	9	$\Delta\varepsilon_{tot}$	EXCEL	102.8	2.300	103,714
	10		JMP	24.3	2.030	68,094
	11	ΔW_{tot}	EXCEL	0.056	1.453	102,388
	12		JMP	0.033	1.286	54,326

Bemerkung: In der Arbeit und dementsprechend auch in dieser Zusammenfassung werden Gleichungen der Form $N = C(\psi)^n$ stets als Coffin-Manson-Gleichungen bezeichnet, auch wenn die Energie als Schadensparameter verwendet wird.

Zusammenfassung und Angabe der Gleichungen:

- Folgende Bausteine werden untersucht: Bauteile mit CBGA-Package.
- Die Ergebnisse verschiedener experimenteller Temperaturwechseltests (-55/110 °C und 0/100 °C) werden verwendet, zusätzlich werden FE-Simulationen durchgeführt.

- Schädigungskriterium: Das Versagen wird nach elektrischen als auch mechanischen Eigenschaften beurteilt.
- Die erhaltenen Lebensdauergleichungen für Sn63Pb37 und Pb90Sn10 lauten:

$$N_f = 0{,}0255\left(\Delta\varepsilon_{ini}\right)^{-1{,}985}; \tag{3.40}$$

$$N_f = 0{,}107\left(\Delta\varepsilon_{ini}\right)^{-1{,}72}; \tag{3.41}$$

$$N_f = 0{,}0093\left(\Delta\varepsilon_{tot}\right)^{-2{,}28}; \tag{3.42}$$

$$N_f = 0{,}0332\left(\Delta\varepsilon_{tot}\right)^{-2{,}034}; \tag{3.43}$$

$$N_f = 15{,}79\left(\Delta W_{tot}\right)^{-1{,}438}; \tag{3.44}$$

$$N_f = 25{,}25\left(\Delta W_{tot}\right)^{-1{,}28}. \tag{3.45}$$

Bemerkung: Zwischen den beiden untersuchten Loten wird nicht differenziert.

- Die Exponenten werden folgenden Kategorien zugeordnet: Literaturwerte des Coffin-Manson-Exponenten von SnPb, Lotball; Literaturwerte für den Morrow-Exponenten bei SnPb, Lotball

3.12 Low cycle fatigue of Sn-based lead-free solder joints and the analysis of fatigue life prediction uncertainty (Andersson et al., 2006)

In der Arbeit „*Low cycle fatigue of Sn-based lead-free solder joints and the analysis of fatigue life prediction uncertainty*“ werden Lötverbindungen, die aus den Legierungen SnPb37; SnAg3,5; SAC405 und SnZn8Bi3 bestehen, untersucht, wobei das bleihaltige Lot SnPb37 als Referenzlot dient. Die Lote werden bei Raumtemperatur unter zyklischem mechanischem Einfluss geprüft. Die Probekörper sind einzelne, konventionelle Lap-Shear-Proben. Die Lötverbindungen haben Höhen von 0,45 mm und Breiten von 1,6 mm.

Mit einer Frequenz von 0,2 Hz werden weggesteuert Scherdehnungen aufgetragen, die über der Zeit einen alternierenden Dreiecksverlauf besitzen. Die Amplituden der Scherungen betragen 30, 40, 50 und 60 µm. Die hierdurch resultierenden Dehnungen liegen bei ca. 2 bis 7,5 %. Abb. 3.47 zeigt schematisch den Aufbau der Testproben.

Das Lotmaterial wird mittels eines Reflow-Prozesses zwischen zwei FR4-Platinen gelötet. Die FR4-Platinen haben jeweils eine Länge von 45 mm, eine Breite von 16 mm und eine Dicke von 1,6 mm. Die Anschlusspads auf den FR4-Platinen sind kreisförmig und haben jeweils Durchmesser von 2 mm. Als Metallisierung wird eine NiAu-Beschichtung verwendet.

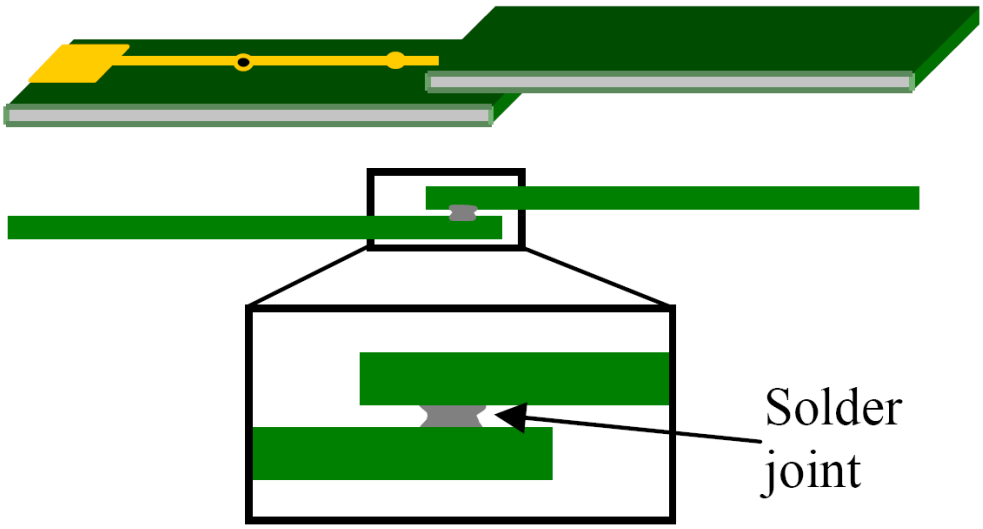


Abb. 3.47: Schematischer Aufbau der Lap-Shear-Proben, (Andersson et al., 2006)

Wie in Abb. 3.47 gezeigt wird ist, ähneln die Konturen der Lote einer Sanduhr. Sowohl für das bleihaltige Lot SnPb37 als auch für die genannten bleifreien Lote werden jeweils optimierte Reflow-Prozesse verwendet. Das Maximum der Temperatur bei der Lötung von SnPb37 liegt bei 210 °C, die Reflow-Phase dauert 8 Minuten. Das Lotprofil für die bleifreien Lote besitzt ein Maximum von 240 °C und dauert ebenfalls 8 Minuten. Die Abkühlung aller Lote erfolgt unter Raumtemperatur. Die endgültige Höhe des Lotes wird mittels Abstandhalter für alle Legierungen präzise kontrolliert.

Die Versuche werden mit Hilfe der Messapparatur Instron 4458-Microtester vorgenommen (Instron, 2009). Als Ende der Lebensdauer wird der Zeitpunkt definiert, bei dem die Reaktionsscherkraft des Lotes auf 50 % des ursprünglichen Wertes gesunken ist. Jeder Versuch wird in vier- bis fünffacher Ausführung durchgeführt.

Eine kurze Recherche (Kanchanomai et al., 2002; Vaynman, 1989) hinsichtlich des Einflusses der Dehnungsrate auf die Lebensdauer von Lötverbindungen führt zur Annahme, dass kleinere Dehnungsraten zu geringeren Lebensdauern führten. Der Einfluss der Dehnungsrate wird jedoch im Vergleich zur Dehnungsamplitude als gering eingestuft.

Zur Lebensdauerprognose werden Coffin-Manson- und Morrow-Gesetze entwickelt:

- Auf Basis von plastischen Dehnungen werden Coffin-Manson-Gesetze entwickelt:

$$\Delta\gamma_{\mathrm{P}} \cdot \left(N_{\mathrm{f}}\right)^{\alpha} = C\,; \tag{3.46}$$

  wobei $\Delta\gamma_{\mathrm{p}}$ die Scherdehnung, C_1 der materialabhängige Coffin-Manson-Koeffizient und $1/\alpha$ der materialabhängige Coffin-Manson-Exponent ist.

- Morrow-Gesetze werden anhand der plastischen Verformungsenergie aufgestellt:

$$\Delta W \cdot \left(N_{\mathrm{f}}\right)^{\mathrm{m}} = C\,; \tag{3.47}$$

  wobei ΔW die dissipierte Energiedichte, C_2 der materialabhängige Morrow-Koeffizient und $1/\mathrm{m}$ der materialabhängige Morrow-Exponent sind.

Durch Auftragung der Scherdehnungen bzw. Kriechenergiedichten über den experimentell ermittelten Lebensdauern können mittels Annäherung durch Potenzansätze die Coffin-Manson- bzw. Morrow-Koeffizienten und -Exponenten ermittelt werden. Abb. 3.48 zeigt eine doppellogarithmische Auftragung der Scherdehnungen und der Energiedichten über den experimentell ermittelten Lebensdauern. Die resultierenden Lebensdauerparameter sind in Tabelle 3.9 angegeben.

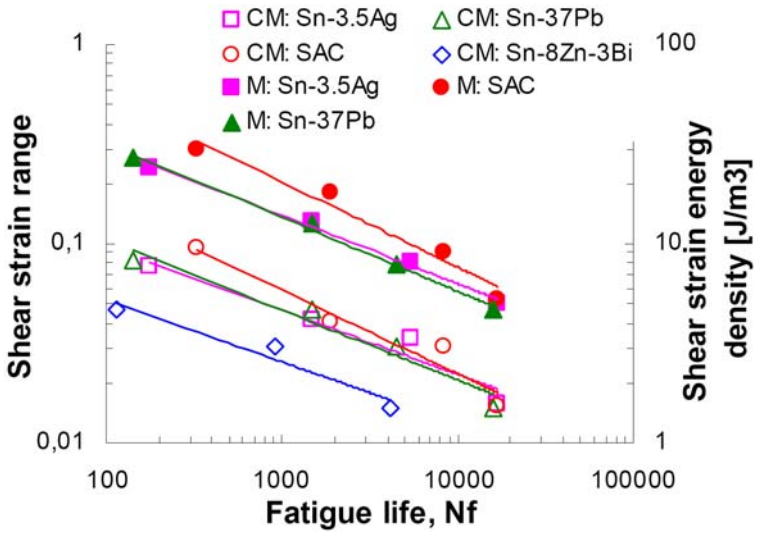


Abb. 3.48: Scherdehnung bzw. dissipierte Energiedichte über Lebensdauerzyklen, (Andersson et al., 2006)

Tabelle 3.9: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Koeffizienten und Exponenten, (Andersson et al., 2006)

Alloy composition	Coffin-Manson		Morrow	
	α	C	m	C
Sn-37Pb	0.35	0.52	0.37	176.16
Sn-3.5Ag	0.32	0.43	0.34	146.70
Sn-4.0Ag-0.5Cu	0.42	1.07	0.42	348.26
Sn-8Zn-3Bi	0.27	0.30	---	---

Durch Auftragung der Spannungen über den Dehnungen können die Spannung, die Dehnung und die dissipierte Dehnungsenergie graphisch veranschaulicht und abgelesen werden. Abb. 3.49 stellt eine Spannung-Dehnungs-Hysterese dar, in der leicht die plastische Dehnung abgelesen werden kann. Die dissipierte Energiedichte entspricht der während eines Zyklus umschlossenen Fläche.

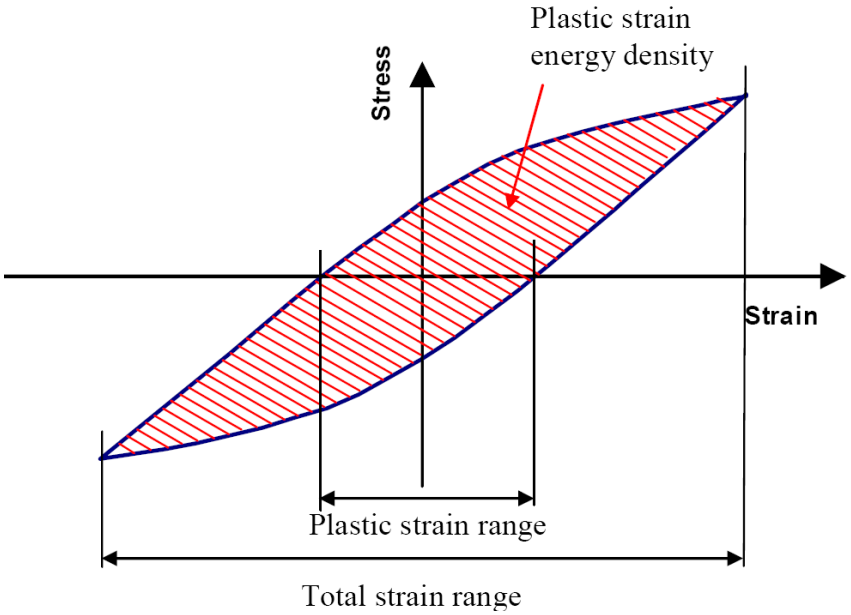


Abb. 3.49: Spannung-Dehnungs-Hysterese, (Andersson et al., 2006)

Die gemessenen Lebensdauern der jeweils vier bis fünf vorhandenen Proben werden gemittelt. Sie sind in Tabelle 3.10 dargelegt. Weiterhin werden anhand des bleihaltigen Lots SnPb37 Vergleiche aufgestellt: Tabelle 3.11 zeigt die Lebensdauern der bleifreien Lote, die anhand der Lebensdauern von SnPb37 normiert sind.

Tabelle 3.10: Ermittelte Lebensdauerzyklen, (Andersson et al., 2006)

Displacement [µm]	Average lifetime (number of cycles to failure)			
	Sn-37Pb	Sn-8Zn-3Bi	Sn-3.5Ag	Sn-4.0Ag-0.5Cu
± 60	141	113	175	325
± 50	1478	917	1488	1913
± 40	4444	4183	5476	8384
± 30	16097	----	16680	17018

Tabelle 3.11: Normierte experimentellen Zyklen, (Andersson et al., 2006)

Displacement [µm]	Life time ratio		
	$\frac{SnZnBi}{SnPb}$	$\frac{SnAg}{SnPb}$	$\frac{SnAgCu}{SnPb}$
± 60	0.80	1.24	2.31
± 50	0.62	1.01	1.29
± 40	0.94	1.23	1.89
± 30	----	1.04	1.06
Average of life time ratio	0.79	1.13	1.64

Die normierten Werte zeigen, dass der Einsatz von SnZn8Bi3 zu niedrigeren Lebensdauern führt. Im Gegensatz dazu weisen die ternären SAC-Lote höhere Lebensdauern auf. Mit Hilfe des binären Lots SnAg3,5 kann die Lebensdauer leicht erhöht werden.

Zusammenfassung und Angabe der Gleichungen:

- Lap-Shear-Proben werden untersucht.
- Zyklische Scherversuche mit verschiedenen Amplituden werden durchgeführt.
- Schädigungskriterium: Abfall der Scherkraft auf 50 %.
- Die plastischen Scherdehnungen werden mittels der gemessenen Hysterese-Kurven ermittelt. Analog hierzu werden die Energiedichten durch Berechnung der Flächeninhalte der Hysterese-Kurven bestimmt.
- Die ermittelten Coffin-Manson- und Morrow-Gleichungen für SnPb37 und SAC405 lauten:

$$N_\mathrm{f} = 0{,}032\left(\Delta\varepsilon_\mathrm{p}\right)^{-2{,}86} \text{ (SnPb37);} \tag{3.48}$$

$$N_\mathrm{f} = 7{,}14\mathrm{E}-11\left(\Delta W_\mathrm{p}\right)^{-2{,}7} \text{ (SnPb37);} \tag{3.49}$$

$$N_\mathrm{f} = 0{,}318\left(\Delta\varepsilon_\mathrm{p}\right)^{-2{,}38} \text{ (SAC405);} \tag{3.50}$$

$$N_\mathrm{f} = 5{,}8\mathrm{E}-9\left(\Delta W_\mathrm{p}\right)^{-2{,}33} \text{ (SAC405).} \tag{3.51}$$

- Die Exponenten werden folgenden Kategorien zugeordnet: Literaturwerte des Coffin-Manson-Exponenten von SnPb, Lotfuß; Literaturwerte für den Coffin-Manson-Exponent bei SAC, Lotfuß; Literaturwerte für den Morrow-Exponenten bei SAC, Lotfuß; Literaturwerte für den Morrow-Exponentenen bei SnPb, Lotfuß.

3.13 Low-cycle fatigue behavior of Sn-Ag, Sn-Ag-Cu, and Sn-Ag-Cu-Bi lead-free solders (Miyashita et al., 2002)

In der Arbeit „*Low-cycle fatigue behavior of Sn-Ag, Sn-Ag-Cu, and Sn-Ag-CuBi lead-free solders*" werden Zugversuche der folgenden Lotlegierungen beschrieben:

- SnAg3,5;
- SnAgCu305;
- SnAg3Cu0,5Bi1;
- SnAg3Cu0,5Bi3.

Um die Legierungen hinsichtlich Ermüdung zu untersuchen, werden sie bei Raumtemperatur zyklisch wechselnden Zug- und Druck-Belastungen ausgesetzt. Hierbei werden runde Proben verwendet, deren schmalster Bereich jeweils einen Durchmesser von 7 mm und eine Länge von 20 mm besitzt. Die Geometrie der verwendeten Zugproben ist in Abb. 3.50 beschrieben.

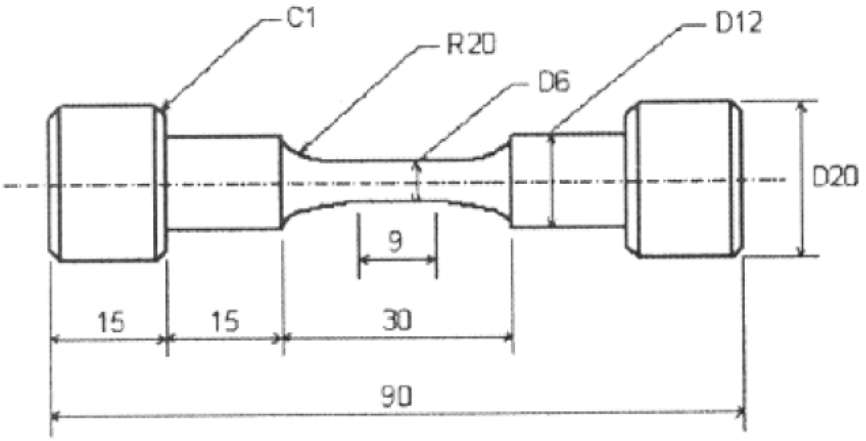


Abb. 3.50: Darstellung einer Zugprobe mit Abmessungen, (Miyashita et al., 2002)

Der Versuche werden dehnungsgesteuert ausgeführt. Zur Messung von Verschiebungen wird ein Extensometer verwendet. Hiermit können Verformungen der Proben berührungslos gemessen werden. Die Zug-Druck-Tests werden mit einer servohydraulischen Versuchsapparatur unter 55 % relativer Feuchtigkeit und bei einer konstanten Temperatur von 20 °C durchgeführt. Zur Kraftmessung dient eine Kraftmessdose, die Kräfte bis zu 2 kN messen kann. Eine dreieckige, alternierende Belastungsform mit einem Dehnungsamplitudenverhältnis von -1 und einer Frequenz von 0,1 Hz wird verwendet. Eine Probe gilt als ausgefallen, wenn die maximale Reaktionszugkraft auf 25 % des Ausgangswertes reduziert ist.

Für die genaue Ermittlung der Verschiebungen und Spannungskonzentrationen im mittleren Zugprobenbereich wird ein digitales Bildverarbeitungssystem eingesetzt. Hiermit werden die Proben auf einer Länge von 10 mm untersucht, die kleinste detektierbare Verschiebung liegt bei ca. 8 µm.

Während des Versuches werden einerseits die Reaktionskräfte und anderseits die Verschiebungen aufgezeichnet, letztere aus dem Bildverarbeitungssystem stammend. Anhand dieser Daten werden die Spannungen und Dehnungen berechnet. Für die vier getesteten Lotlegierungen sind in Abb. 3.51 Spannungs-Dehnungs-Hysteresen bei einer totalen Dehnung von 1,5 % dargestellt.

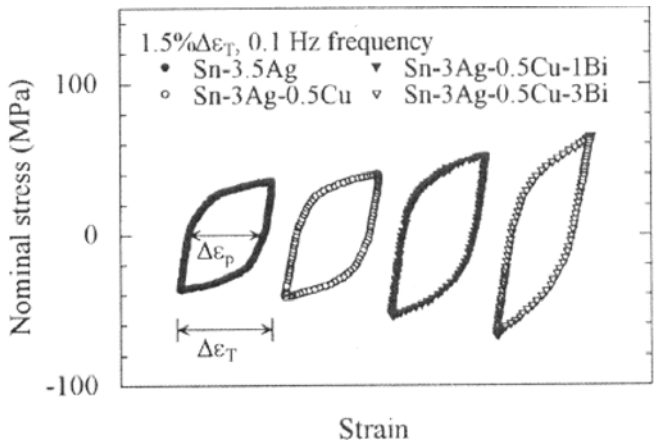


Abb. 3.51: Die resultierenden Spannungs-Dehnungs-Hysteresen
für die vier Lote, (Miyashita et al., 2002)

Die ermittelten Lebensdauern und die plastischen Dehnungen werden genutzt, um Coffin-Manson-Exponenten und -Koeffizienten zu bestimmen. Abb. 3.52 zeigt die Korrelation zwischen den logarithmierten plastischen Dehnungen und den logarithmierten experimentellen Lebensdauern. Die Coffin-Manson-Gleichung wird folgendermaßen definiert:

$$\Delta\varepsilon_{\mathrm{p}}\left(N_{\mathrm{f}}\right)^{\alpha} = \theta\,, \tag{3.52}$$

wobei $\Delta\varepsilon_{\mathrm{p}}$ die plastische Dehnung ist, die der Hysteresenbreite entspricht. Die Größe α ist der Kehrwert des Schädigungsexponenten, die Größe θ ist eine Materialkonstante. Die ermittelten Parameter sind in Tabelle 4.12 aufgezeigt.

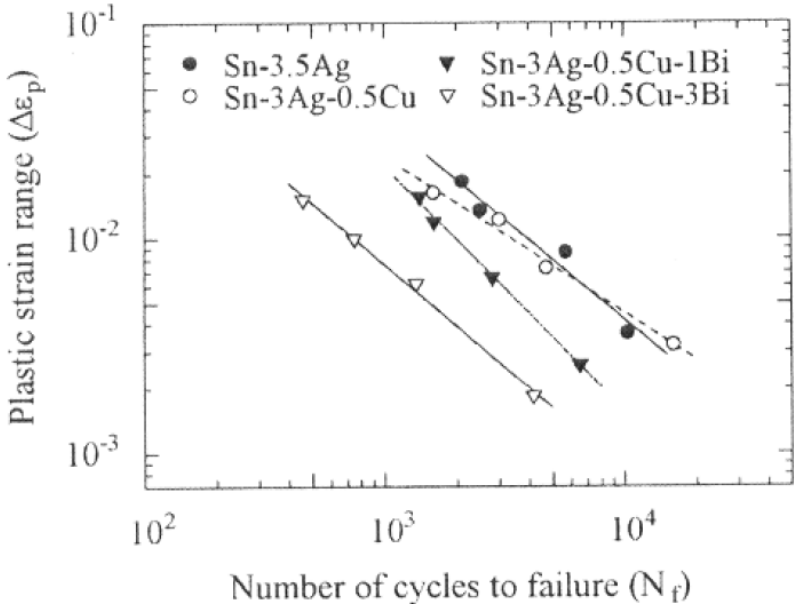


Abb. 3.52: Doppellogarithmische Auftragung der plastischen Dehnungen über den Lebensdauerzyklen, (Miyashita et al., 2002)

Tabelle 3.12: Ermittelte Coffin-Manson-Exponenten und Koeffizienten, (Miyashita et al., 2002)

Coffin–Manson Relationship	α	θ
Sn-3.5Ag	0.93	21.9
Sn-3Ag-0.5Cu	0.73	3.7
Sn-3Ag-0.5Cu-1Bi	1.14	57
Sn-3Ag-0.5Cu-3Bi	0.96	5.7

Zusammenfassung und Angabe der Gleichungen:

- Untersucht werden runde Zug-/Druckproben, deren schmalster Bereich jeweils einen Durchmesser von 6 mm und eine Länge von 9 mm besitzt.
- Dehnungsgesteuerte, zyklische Zug-Druck-Versuche werden durchgeführt.
- Schädigungskriterium: totaler Bruch der Zugprobe.
- Die plastischen Dehnungen werden mittels der gemessenen Hysterese-Kurven ermittelt.
- Die erhaltene Coffin-Manson-Gleichung für SAC305 lautet:

$$N_{\mathrm{f}} = 6{,}003\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{p}}\right)^{-1{,}37}\,. \tag{3.53}$$

- Die Exponenten werden folgenden Kategorien zugeordnet: Lotfuß.

3.14 A comparative study of solder fatigue evaluated by microscopic in-situ analysis, on-line resistance measurement and FE calculations (Dudek et al., 2005)

Dudek et al. (2005) untersuchen mit Hilfe einer selbst entwickelten Versuchsapparatur die Zuverlässigkeit des Lotes SAC3807 unter thermischer Beanspruchung. Die Versuchsapparatur ist in Abb. 3.51 zu sehen.

Die Proben werden zwischen zwei soliden Klemmen mit Hilfe einer Schraubvorrichtung eingespannt. Verwendet werden Lap-Shear-Proben, die jeweils aus zwei Trägermaterialien (Substraten) bestehen, welche durch das zu untersuchende Lot miteinander verbunden sind. Die Form der Verbindung ist beliebig, sodass sowohl Felder von Lotbällen (vgl. Flip-Chip-Array, Abb. 3.45), als auch Lotspalten (vgl. Kondensatoren, Widerstände) untersucht werden können. Zur Untersuchung des Lotes SAC3807 werden Lotspalten verwendet. Der Aufbau des Versuchs ist in Abb. 4.53 veranschaulicht.

Die Substrate bestehen aus Aluminiumoxid und verfügen über Anschlusspads aus Kupfer und NiAu-Metallisierungen. Die Kupferpads haben jeweils eine Größe von 0.8 mm×0.8 mm, die Lotdicke beträgt jeweils ungefähr 100 µm. Zwischen den Klemmen haben die Proben eine freie Länge von 12 mm.

Nur minimale Unterschiede von 1-3 ppm/K sind zwischen den thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Klemmen und der Substrate zugelassen, damit keine unkalkulierbaren Verrückungen zwischen den Klemmen und den Substraten entstehen.

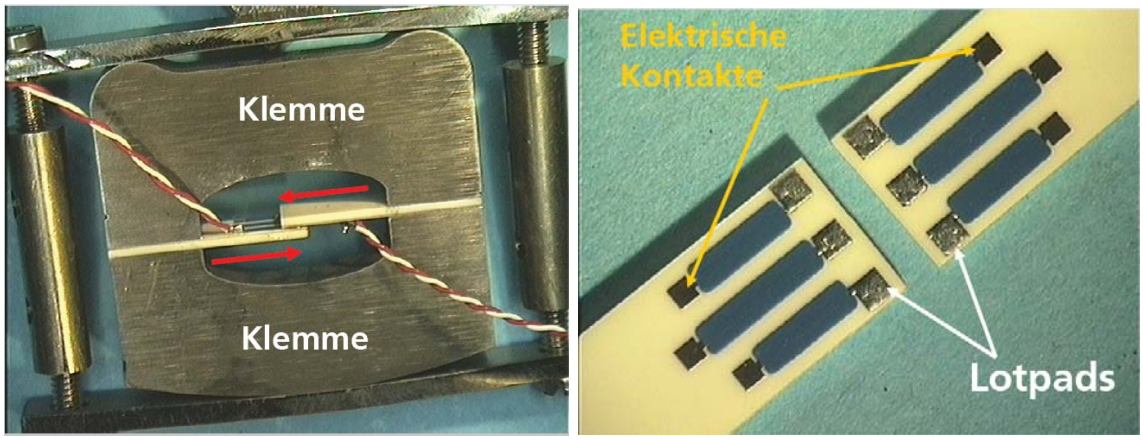


Abb. 3.53: Testeinrichtung beim Lap-Scher-Versuch, (Scheel et al., 2008)

Unter thermischer Belastung entstehen aufgrund der unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten der Substrate und des Lotmaterials Scherspannungen im Lot. Durch Überwachung der Verschiebungen und der Degradationen auf der Oberfläche der Lötverbindungen während der Tests können die Rissentstehung und das Risswachstum analysiert werden. Hierzu werden mikroskopische Aufnahmen der Proben verwendet. Außerdem wird die MicroDAC-Technik eingesetzt (Vogel et al., 2002). Der Begriff MicroDAC steht für *„micro deformation analysis by means of correlation based algorithms“*. Anhand mikroskopischer Fotos der zu untersuchenden Probe zu verschiedenen Zeitpunkten während des Temperaturwechseltests werden

hierbei Rückschlüsse auf die Dehnung gezogen. Das Aufbringen der Scherdehnungen aufgrund thermisch induzierter Spannungen wird als sehr realitätsgetreu beschrieben.

Folgende Temperaturwechseltests werden zur Belastung eingesetzt:

- ein Thermo-Schock-Test (-40/125 °C) mit einer Zyklusdauer von 45 min;
- ein langsamer Thermo-Wechsel-Test (0/80 °C) mit einer Zyklusdauer von 7 Stunden, der keine Haltezeiten beinhaltet.

Abb. 3.52 zeigt zwei zyklische Temperaturverläufe, die anhand von Temperaturmessungen an der Lötverbindung und der unmittelbar umgebenden Luft aufgezeichnet wurden. Hierbei zeigt sich, dass die Temperatur der Lötverbindung während der Abkühl- und Aufheizphase nur geringe Unterschiede von der Lufttemperatur, welche als Solltemperatur fungiert, aufweist.

Zusätzlich zu den experimentellen Versuchen werden 2D- und 3D-FE-Simulationen durchgeführt. Die 2D-FE-Modelle bestehen aus quadratischen Elementen. Die 3D-FE-Modelle bestehen ausschließlich aus Hexaeder-Elementen. Ein 3D-FE-Modell ist in Abb. 3.55 veranschaulicht. In Abb. 3.54 wird ebenso ein Vergleich zwischen einer realen, verformten Lötverbindung und der entsprechenden 3D-FE-Simulation gezeigt.

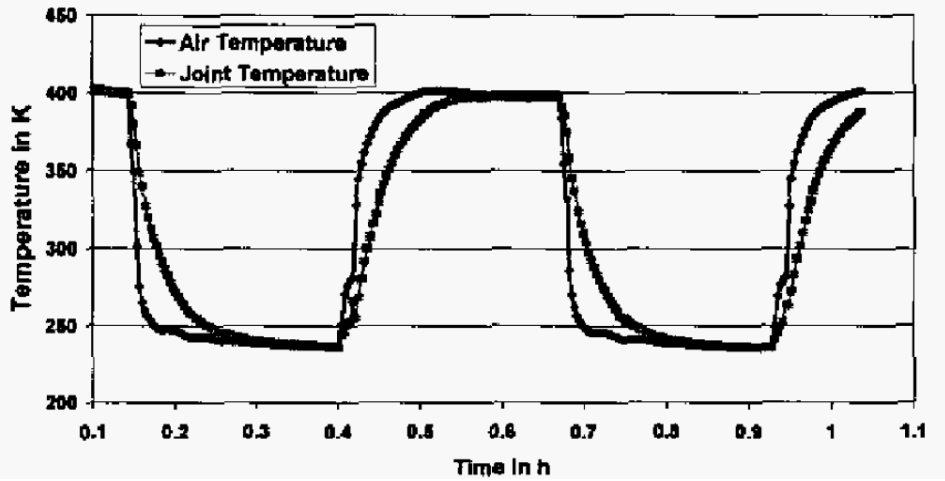


Abb. 3.54: Thermische Wechseltest -40/125 °C, (Dudek et al., 2005)

Das verwendete Lot ist das generische Lot, SAC3807. In der FE-Simulation werden sowohl primäre als auch sekundäre Kriecheigenschaften berücksichtigt. Als Gesetz zur Beschreibung des sekundären Kriechens wird ein sinh-Kriechgesetz verwendet. Dieses Kriechgesetz entspricht dem Kriechgesetz, welches in Kapitel 4 vorgestellt wird.

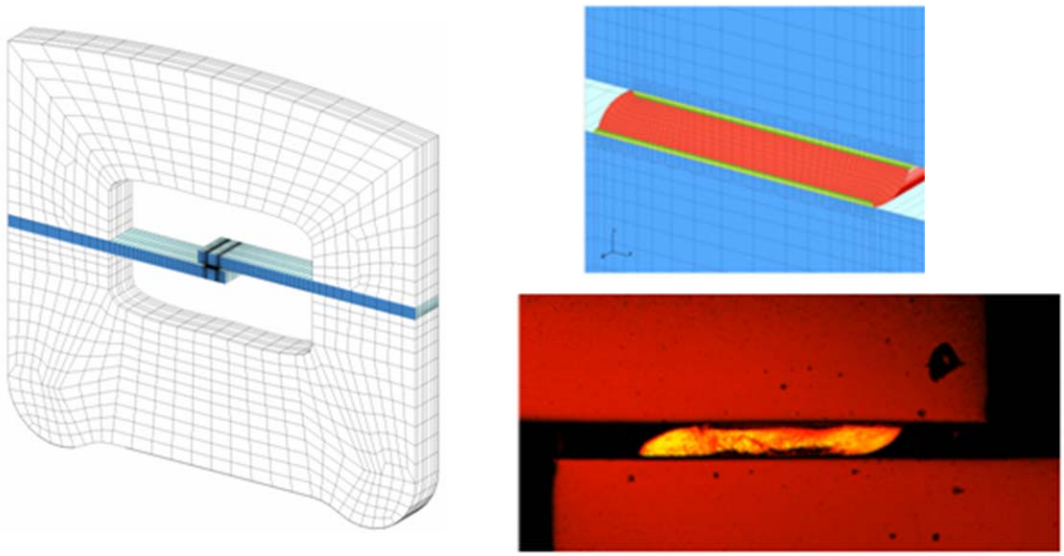


Abb. 3.55: 3D-FE-Modell und Vergleich zwischen realer Lotverformung und FE-Simulation, (Dudek et al., 2005)

Die experimentell ermittelten Lebensdauern werden mit den in den FE-Simulationen ermittelten Schadensparametern, der Kriechdehnung und der Kriechenergiedichte verknüpft. Hiermit können Coffin-Manson- und Morrow- Exponenten und -Koeffizienten bestimmt werden.

Zusammenfassung und Angabe der Gleichungen:

- Lap-Scher-Proben werden untersucht.
- Zyklische, durch thermische Ausdehnungen induzierte Scherspannungen dienen als Beanspruchung.
- Die Ergebnisse von zwei experimentellen Temperaturwechseltests (-40/125 °C und 0/80 °C) werden verwendet, zusätzlich werden FE-Simulationen durchgeführt.
- Schädigungskriterium: Das Versagen ist sowohl nach elektrischen als auch nach mechanischen Eigenschaften beurteilt worden.
- Die erhaltene Coffin-Manson-Gleichung und die erhaltene Morrow-Gleichung für SAC3807 lauten:

$$N_{\mathrm{f}} = 4{,}5\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-1{,}295}; \tag{3.54}$$

$$N_{\mathrm{f}} = 345\left(\Delta W_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-1{,}02}. \tag{3.55}$$

- Die Exponenten werden folgenden Kategorien zugeordnet: Literaturwerte für den Coffin-Manson-Exponent bei SAC, Lotfuß; Literaturwerte für den Morrowexponenten bei SAC, Lotfuß.

3.15 Harsh solder joint reliability tests by impact drop and highly accelerated life test (HALT) (Che et al., 2004)

In der Arbeit werden Coffin-Manson-Exponenten und Koeffizienten für ein SAC-Lot verwendet, es werden aber keine genauen Zitate angegeben.

- Die Coffin-Manson-Gleichung lautet:

$$N_f = 2{,}01\left(\Delta\varepsilon_{cr}^{acc}\right)^{-1{,}43} \quad \text{(Che et al., 2004, SAC)} \tag{3.56}$$

3.16 A study of cyclic bending reliability of bare-die-type chip-scale packages (Lai et al., 2004)

Im alltäglichen Gebrauch sind mobile elektronische Geräte fortlaufend Schwingungen mit niedrigen Frequenzen ausgesetzt. Die Auswirkungen derartiger Schwingungen auf ein in mobilen Geräten häufig verwendetes Bauteil werden in der Arbeit „A Study of Cyclic Bending Reliability of Bare-die-type Chip-scale Packages“ untersucht.

Untersucht werden Bauteile der Bauart Ultra-Chip-Scale-Package („Ultra-CSP“). Derartige Bauteile bestehen nur aus dem Die (Si-Chip), der mit Hilfe von Lotkontakten direkt mit der Platine verbunden wird. Ein zusätzliches Trägersubstrat existiert nicht.

In der Arbeit werden anhand von Probekörpern in Form von Testplatinen, auf denen ein Ultra-CSP-Bauteil verlötet ist, experimentelle Tests durchgeführt. Hierbei handelt es sich um Lebensdaueruntersuchungen unter zyklischen, mechanisch aufgebrachten Biegebelastungen. Zusätzlich werden FE-Simulationen durchgeführt. Das verwendete Lotmaterial ist SnPb37.

Abb. 3.56 zeigt beispielhaft die verwendete Testplatine mit aufgelötetem Baustein. Zusätzlich wird die Testapparatur gezeigt, die zur Einspannung und Belastung der Testplatinen dient. Über vier Punkte werden zyklische, weggesteuerte Biegebelastungen mit Amplituden bis zu 3 mm und Frequenzen bis zu 2 Hz auf die Platine übertragen.

Das verwendete Ultra-CSP-Bauteil besitzt eine Größe von ca. 6,9 mm×6,45 mm×0,31 mm, die Testplatine besitzt eine Größe von 120 mm×50 mm×1,6 mm. Die Höhe der Lotbälle beträgt ungefähr 500 µm, der Durchmesser beträgt ca. 300 µm. In der verwendeten Testapparatur können bis zu 10 Platinen gleichzeitig getestet werden.

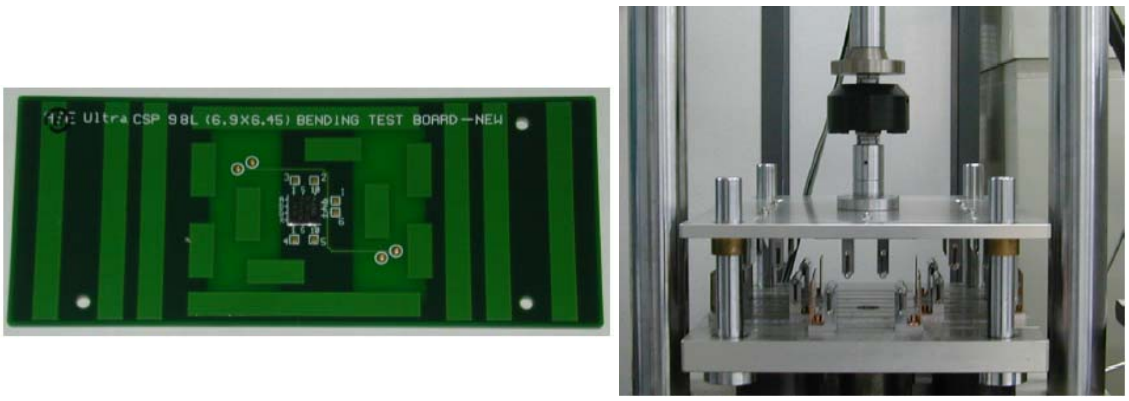


Abb. 3.56: Testplatine und Testapparatur, (Lai et al., 2004)

Die Biegeschwingungen werden in Form von sinusförmigen Verschiebungsbewegungen appliziert. Die Versuche werden bei Raumtemperatur durchgeführt.

Folgende Variationen der Tests werden vorgenommen:

Die Biegeamplituden variieren zwischen 1, 2 und 3 mm, die Anregungsfrequenzen betragen 1 oder 2 Hz. Der elektrische Widerstand der in Reihe geschalteten Lotverbindungen wird während der Tests gemessen. Wenn dieser Widerstand 20-mal einen Wert von 500 Ω überschreitet, gilt die Probe als ausgefallen. Die ermittelten Lebensdauern werden anhand von Weibull-Verteilungen statistisch aufbereitet. Bei der Bestimmung eines Lebensdauergesetzes werden letztendlich die Werte als Lebensdauern verwendet, bei denen statistisch gesehen 63,2 % der baugleichen und unter gleichen Bedingungen getesteten Proben ausfallen.

Parallel zu den Experimenten werden quasi-statische FE-Simulationen mit Hilfe des Programms *ANSYS* durchgeführt, um durch die Biegeverformung auftretende, plastische Energiedichten zu ermitteln. Hierbei werden dem Lotmaterial SnPb37 ausschließlich zeitunabhängige plastische Daten zugewiesen. Eine Gesamtansicht und ein Ausschnitt des FE-Modells sind in Abb. 3.57 gezeigt. Wegen der vorhandenen Symmetrien wird nur ein Viertel des Modells simuliert. Das verwendete FE-Modell besteht aus 45570 linearen Hexaederelementen. Die FE-Simulationen werden jeweils über eine Dauer von drei Lastzyklen gefahren.

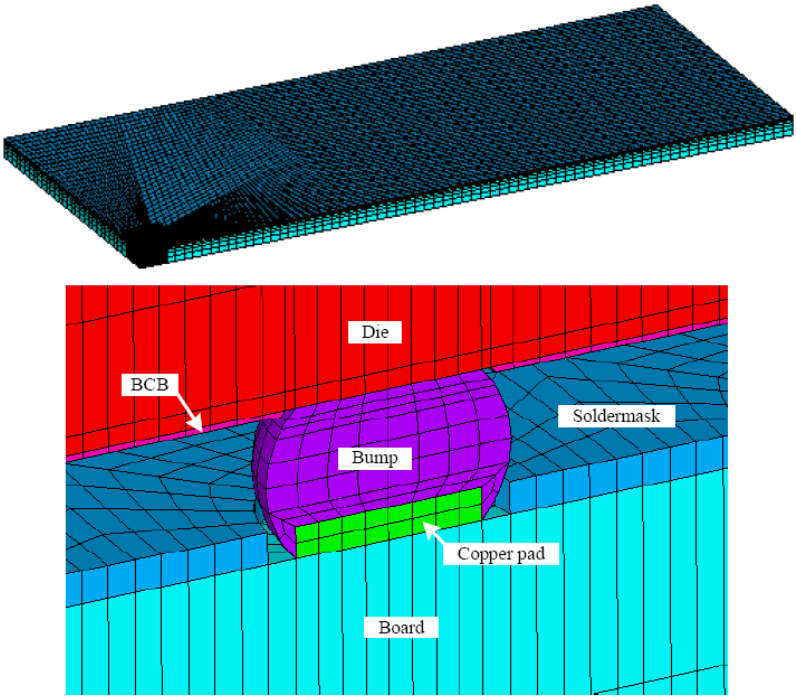


Abb. 3.57: Verwendetes FE-Modell, (Lai et al., 2004)

Die in den FE-Simulationen verwendeten Spannungs-Dehnungs-Kurven sind in Abb. 3.58 gezeigt. Die verwendeten Materialdaten sind in Tabelle 3.13 angegeben.

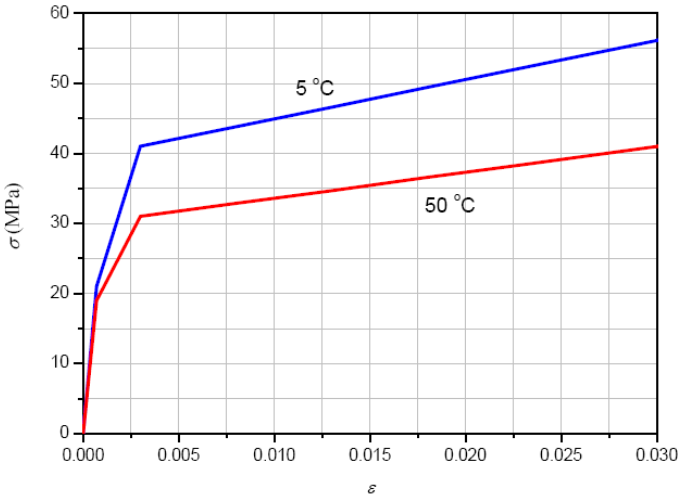


Abb. 3.58: Spannungs-Dehnungs-Kurve für SnPb37, (Lai et al., 2004)

Tabelle 3.13: Verwendete Materialdaten für SnPb37, (Lai et al., 2004)

Component	E (GPa)	α (ppm/ °C)	ν
Die	131	2.7	0.28
Copper pad	128.9	16.6	0.34
BCB	2.9	52	0.34
63Sn-37Pb	30.6	24.5	0.35
Board (in-plane)	16.9	14.5	0.39
Board (out-of-plane)	7.4	67.2	0.11

Anschließend werden die experimentell bestimmten und statistisch aufbereiteten Lebensdauern über den mit Hilfe der FE-Simulationen berechneten gemittelten plastischen Energiedichten aufgetragen (siehe Abb. 3.59). Hierdurch kann ein Morrow-Gesetz zur Bestimmung der Lebensdauer ermittelt werden.

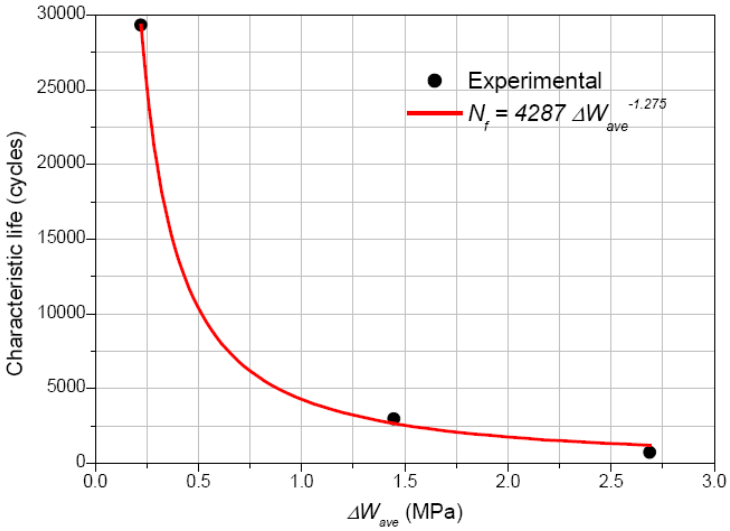


Abb. 3.59: Morrow-Gleichung, (Lai et al., 2004)

Zusammenfassung und Angabe der Gleichung:

- Folgende Bausteine werden untersucht: Ultra-Chip-Scale-Packages mit einer Größe von ca. 6,9 mm×6,45 mm×0,31 mm.

- Zyklische Biegeversuche mit verschiedenen Amplituden und Frequenzen bei Raumtemperatur werden durchgeführt. Zusätzlich werden FE-Simulationen zur Ermittlung plastischer Energiedichten durchgeführt.

- Schädigungskriterium: Das Versagen der Lötverbindung wurde nicht genauer beschrieben.

- Die ermittelte Morrow-Gleichung für SnPb37 lautet:

$$N_{\mathrm{f}} = 4287\left(\Delta W_{\mathrm{pl}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-1{,}275}. \tag{3.57}$$

- Der Exponent wird folgender Kategorie zugeordnet: Lotball.

3.17 Low cycle fatigue models for lead-free solders (Pang et al., 2004)

In dieser Arbeit werden die bleifreien Lote SAC3807 und SnCu0,7 hinsichtlich Ermüdung untersucht. Hierzu werden Proben aus Bulk-Material verwendet, die zyklischen Zug-Druck-Belastungen ausgesetzt werden.

Abb. 3.60 zeigt die Geometrie der Proben mit den wichtigsten Abmessungen.

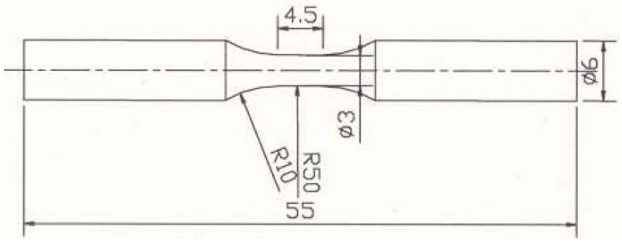


Abb. 3.60: Verwendete Zugprobe, (Pang et al., 2004)

Das Verformungsverhalten der Lote wird maßgeblich durch die Belastungsfrequenz und die Kriecheigenschaften beeinflusst. Pang et al. (2004) benutzen deshalb zwei verschiedene Testverfahren: Die zyklischen Belastungstests werden einerseits bei einer Temperatur von 25 °C und einer Frequenz von 1 Hz durchgeführt, andererseits finden Tests bei einer Temperatur von 125 °C und einer Frequenz von 0,001 Hz statt. Das Ende der Lebensdauer wird definiert als Rückgang der maximalen Reaktionskraft auf 50 % des Ursprungswertes.

Die Ergebnisse der Lebensdauerversuche ermöglichen die Aufstellung eines Coffin-Manson- und eines Morrow-Gesetzes. Neben den konventionellen Formen werden auch modifizierte Formen beider Gesetze vorgestellt, welche die Temperatur und die Belastungsfrequenz berücksichtigen.

Das Coffin-Manson-Gesetz (vgl. Glg. (3.59)) setzt bekanntlich voraus, dass die Ermüdung allein durch plastische Verformungen verursacht wird. Daher werden elastische Verformungen vernachlässigt. Das Coffin-Manson-Gesetz in konventioneller Form lautet:

$$\Delta\varepsilon_{\mathrm{p}} \cdot \left(N_{\mathrm{f}}\right)^{m} = C, \tag{3.58}$$

mit der zyklisch entstehenden Kriechdehnung $\Delta\varepsilon_{\mathrm{p}}$, dem materialabhängigen Exponenten m und der materialabhängigen Konstante C.

Die Konstanten des Coffin-Manson-Gesetzes sind natürlich vom Lotmaterial abhängig, zusätzlich aber auch von der Temperatur und der Belastungsfrequenz. Dies wird in einer modifizierten Coffin-Manson-Gleichung, die in Shi et al. (2000) entwickelt wurde, gesondert berücksichtigt:

$$\Delta\varepsilon_{\mathrm{p}} \cdot \left(N_{\mathrm{f}} \nu^{(k-1)}\right)^{m} = C\,; \tag{3.59}$$

mit

$$\nu^{(k-1)} = \begin{cases} \nu^{(k_1-1)} \text{ für } 1\,\mathrm{Hz} \geq \nu \geq 10^{-3}\ \mathrm{Hz} \\ \left\lfloor \dfrac{\nu}{10^{-3}} \right\rfloor^{(k_2-1)} \left(10^{-3}\right)^{(k_1-1)} \text{ für } 10^{-3}\ \mathrm{Hz} > \nu \geq 10^{-4}\ \mathrm{Hz} \end{cases}; \tag{3.60}$$

mit der Belastungsfrequenz ν und den temperaturabhängigen Parametern k_1, k_2, m und C. Die Gleichung gilt für SnPb37.

Analog zum Coffin-Manson-Gesetz wird auch das Morrow Gesetz in modifizierter Form vorgestellt. Das originale Morrow-Gesetz auf Basis der Energiedichte lautet:

$$\Delta W_{\mathrm{p}} \cdot \left(N_{\mathrm{f}}\right)^{n} = A\,, \tag{3.61}$$

wobei ΔW_{p} die irreversible Energiedichte, n der Schädigungsexponent und A eine Materialkonstante ist. Das modifizierte Morrow-Gesetz stammt ebenfalls von den Autoren Shi et al. (2000):

$$\frac{\Delta W_{\mathrm{P}}}{2\sigma_{\mathrm{f}}} \cdot \left(N_{\mathrm{f}} \nu^{(k-1)}\right)^{m} = C\,, \tag{3.62}$$

mit den bereits bei der modifizierten Coffin-Manson-Gleichung vorgestellten Größen. Die Größe σ_{f} .steht für die Fließspannung.

Die für die Lebensdauergesetze notwendigen plastischen Dehnungen und dissipierten Energiedichten werden aus den während der Versuche aufgezeichneten Spannungs-Dehnungs-Hysteresen ermittelt. In Abb. 3.59 werden zwei Hysteresen gezeigt, die sich bei den beiden verwendeten Belastungsarten ergeben: Links ist eine Hysterese dargestellt, die sich bei einer Temperatur von 25 °C und einer Belastungsfrequenz von 1 Hz ergeben hat, rechts wird eine Hysterese gezeigt, die von Belastungen von 0,001 Hz und einer Temperatur von 125 °C resultiert. Anhand der Breite des umschlossenen Bereichs kann die pro Zyklus akkumulierte plastische Dehnung bestimmt werden. Anhand des Flächeninhalts des umschlossenen Bereichs hingegen kann die pro Zyklus dissipierte Energiedichte bestimmt werden.

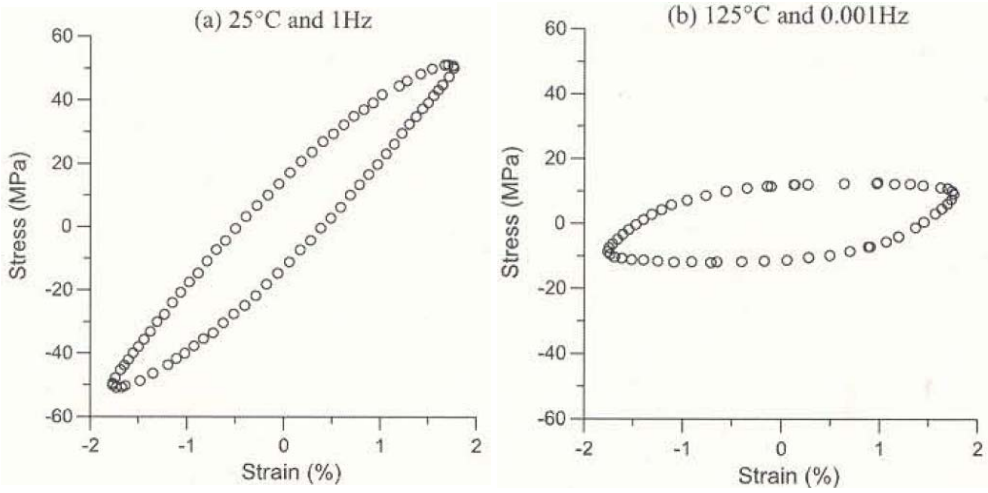


Abb. 3.61: Spannungs-Dehnungshysteresen bei Frequenzen von 1 Hz und 0.001 Hz, (Pang et al., 2004)

Die Lebensdauerzyklen für die zwei Lotlegierungen SAC3807 und SnCu0,7 und deren Schädigungsparameter werden gemeinsam in doppellogarithmischen Diagrammen aufgetragen. Abb. 3.62 stellt die entstehenden Punkte nebst Regressionslinien dar. Die Linien unterscheiden sich aufgrund der verschiedenen Temperaturen und Belastungsfrequenzen.

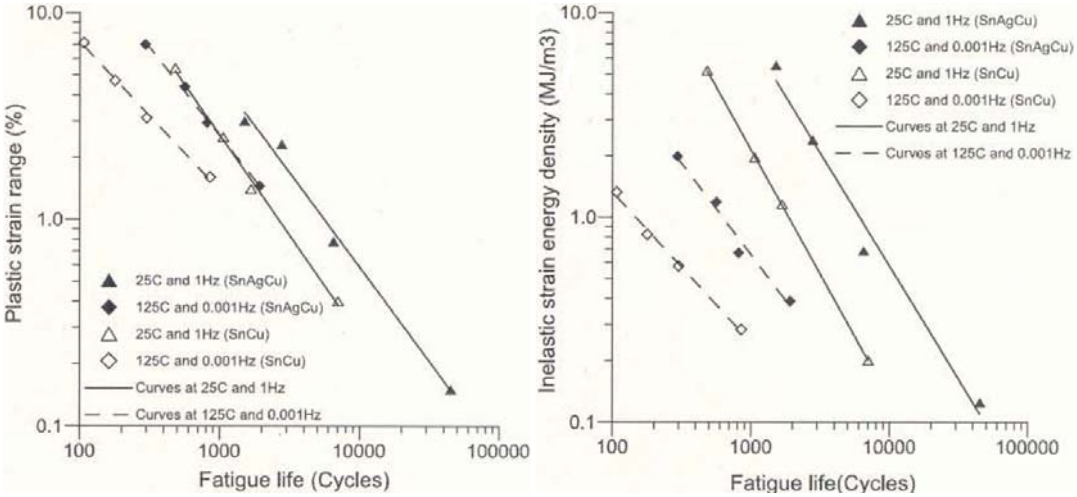


Abb. 3.62: Doppellogarithmische Auftragung der Schädigungsparameter über den Lebensdauerzyklen, (Pang et al., 2004)

In den Tabellen 3.14 und 3.15 sind die ermittelten Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten in Abhängigkeit von der Belastungsart gegenübergestellt.

Tabelle 3.14: Ermittelte Morrow-Exponenten und Koeffizienten, (Pang et al., 2004)

Temperatur/Frequenz	*m*		*C*	
Lot	SAC3807	SnCu0,7	SAC3807	SnCu0,7
25 °C, 1 Hz	0,913	0,973	26,3	21,27
125 °C, 10^{-3} Hz	0,853	0,719	9,2	1,98

Tabelle 3.15: Ermittelte Coffin-Manson-Exponenten und Koeffizienten, (Pang et al., 2004)

Temperatur/Frequenz	*n*		*A*	
Lot	SAC3807	SnCu0,7	SAC3807	SnCu0,7
25 °C, 1 Hz	1,103	1,216	14865	9543
125 °C, 10^{-3} Hz	0,897	0,733	311,7	38,6

Zusammenfassung und Angabe der Gleichungen:

- Untersucht werden runde Zug-/Druckproben aus Bulkmaterial, deren schmalster Bereich jeweils einen Durchmesser von 3 mm und eine Länge von 4,5 mm besitzt.
- Schädigungskriterium: Abfall der maximalen Zugspannung auf 50 % des ursprünglichen Wertes.
- Dehnungsgesteuerte, zyklische Zug-Druck-Versuche werden durchgeführt.
- Plastischen Dehnungen und Kriechenergiedichten werden mittels gemessener Hysterese-Kurven ermittelt.
- Die ermittelten Coffin-Manson-Gleichungen lauten:

$$N_\mathrm{f} = 35{,}91\left(\Delta\varepsilon_\mathrm{cr}^\mathrm{acc}\right)^{-1{,}1}, \text{ (SAC3807, 25 °C, 1 Hz);} \tag{3.63}$$

$$N_\mathrm{f} = 13{,}49\left(\Delta\varepsilon_\mathrm{cr}^\mathrm{acc}\right)^{-1{,}17}, \text{ (SAC3807, 125 °C, } 10^{-3} \text{ Hz).} \tag{3.64}$$

- Die ermittelten Morrow-Gleichungen lauten:

$$N_\mathrm{f} = 6061{,}2\left(\Delta W_\mathrm{pl}^\mathrm{acc}\right)^{-0{,}91}, \text{ (SAC3807, 25 °C, 1 Hz);} \tag{3.65}$$

$$N_\mathrm{f} = 602{,}7\left(\Delta W_\mathrm{pl}^\mathrm{acc}\right)^{-1{,}11}, \text{ (SAC3807, 125 °C, } 10^{-3} \text{ Hz).} \tag{3.66}$$

- Die Exponenten werden folgenden Kategorien zugeordnet: Literaturwerte für den Coffin-Manson-Exponenten bei SAC, Lotfuß; Literaturwerte für den Morrow-exponentenen bei SAC, Lotfuß.

3.18 Creep and fatigue characterization of lead free 95.5Sn-3.8Ag-0.7Cu solder (Xiong et al., 2004)

Diese Arbeit stammt auch von den Autoren Pang et al. (2004) und ist eine Ergänzung der vorherigen Arbeit (vgl. 3.17). Die Untersuchungen sind von gleicher Art, wobei das Augenmerk nunmehr allein auf die Lötverbindung SAC3807 gelegt wird. Zusätzlich werden Versuche bei einer Belastungsfrequenz von 0,01 Hz und bei Temperaturen von 75 und -40 °C durchgeführt. Darüber hinaus werden die Kriecheigenschaften der genannten Lotlegierung ausführlich beschrieben. Hierbei werden zwei sinh-Kriechgesetze vorgestellt.

Angabe der Gleichungen (Xiong et al., 2004):

- Die ermittelten Coffin-Manson-Gleichungen lauten:

$$N_\mathrm{f} = 3{,}6\left(\Delta\varepsilon_\mathrm{cr}^\mathrm{acc}\right)^{-1{,}14} \text{ (SAC3807, -40 °C, 1 Hz);} \tag{3.67}$$

$$N_\mathrm{f} = 28\left(\Delta\varepsilon_\mathrm{cr}^\mathrm{acc}\right)^{-1{,}12} \text{ (SAC3807, 75 °C, 1 Hz);} \tag{3.68}$$

$$N_\mathrm{f} = 22{,}62\left(\Delta\varepsilon_\mathrm{cr}^\mathrm{acc}\right)^{-1{,}12} \text{ (SAC3807, 125 °C, 1 Hz);} \tag{3.69}$$

$$N_f = 28{,}56\left(\Delta\varepsilon_{cr}^{acc}\right)^{-1{,}11} \text{ (SAC3807, 25 °C, 0,01 Hz);} \quad (3.70)$$

$$N_f = 22{,}62\left(\Delta\varepsilon_{cr}^{acc}\right)^{-1{,}12} \text{ (SAC3807, 75 °C, 0,01 Hz);} \quad (3.71)$$

$$N_f = 17{,}5\left(\Delta\varepsilon_{cr}^{acc}\right)^{-1{,}15} \text{ (SAC3807, 125 °C, 0,01 Hz);} \quad (3.72)$$

$$N_f = 19{,}18\left(\Delta\varepsilon_{cr}^{acc}\right)^{-1{,}12} \text{ (SAC3807, 25 °C, 0,001 Hz);} \quad (3.73)$$

$$N_f = 16{,}25\left(\Delta\varepsilon_{cr}^{acc}\right)^{-1{,}14} \text{ (SAC3807, 75 °C, 0,001 Hz);} \quad (3.74)$$

$$N_f = 11{,}07\left(\Delta\varepsilon_{cr}^{acc}\right)^{-1{,}08} \text{ (SAC3807, } k = 0{,}95\text{, 125 °C von 0,001 Hz bis 1 Hz).} \quad (3.75)$$

- Die ermittelten Morrow-Gleichungen lauten:

$$N_f = 3392{,}3\left(\Delta W_{pl}^{acc}\right)^{-1{,}28} \text{ (SAC3807, -40 °C, 1 Hz);} \quad (3.76)$$

$$N_f = 3275{,}4\left(\Delta W_{pl}^{acc}\right)^{-0{,}931} \text{ (SAC3807, 75 °C, 1 Hz);} \quad (3.77)$$

$$N_f = 2140{,}6\left(\Delta W_{pl}^{acc}\right)^{-1{,}05} \text{ (SAC3807, 125 °C, 1 Hz);} \quad (3.78)$$

$$N_f = 1744{,}6\left(\Delta W_{pl}^{acc}\right)^{-1{,}031} \text{ (SAC3807, 25 °C, 0,01 Hz);} \quad (3.79)$$

$$N_f = 1737{,}7\left(\Delta W_{pl}^{acc}\right)^{-1{,}06} \text{ (SAC3807, 75 °C, 0,01 Hz);} \quad (3.80)$$

$$N_f = 962{,}4\left(\Delta W_{pl}^{acc}\right)^{-1{,}08} \text{ (SAC3807, 125 °C, } 10^{-3} \text{ Hz);} \quad (3.81)$$

$$N_f = 1867{,}3\left(\Delta W_{pl}^{acc}\right)^{-1{,}07} \text{ (SAC3807, 25 °C, 0,001 Hz);} \quad (3.82)$$

$$N_f = 1229{,}7\left(\Delta W_{pl}^{acc}\right)^{-1{,}09} \text{ (SAC3807, 75 °C, 0,001 Hz);} \quad (3.83)$$

$$N_f = 1194{,}9\left(\Delta W_{pl}^{acc}\right)^{-1{,}14} \text{ (SAC3807, } h = 0{,}877\text{, 125 °C von 0,001 Hz bis 1 Hz).} \quad (3.84)$$

- Die Exponenten werden folgenden Kategorien zugeordnet: Literaturwerte für den Coffin-Manson-Exponenten bei SAC, Lotfuß; Literaturwerte für den Morrowexponenten bei SAC, Lotfuß.

3.19 Fatigue life model of SnPb & SnAgCu solder joints with experimental correlation (Ying et al., 2004)

Ying et al. (2004) untersuchen in der Arbeit „*Fatigue life model of SnPb & SnAgCu solder joints with experimental correlation*“ die Lebensdauer von LFBGA-Bausteinen. Als Lotmaterial wird SnPb37 eingesetzt.

Mit Hilfe experimenteller Untersuchungen und FE-Simulationen wird eine Korrelation zwischen der auftretenden Kriechdehnung und der Lebensdauer durchgeführt. Dieser Zusammenhang wird mittels eines Potenzansatzes in Form eines Coffin-Manson-Gesetzes charakterisiert.

In den experimentellen Untersuchungen werden Testplatinen, die mit den zu untersuchenden LFBGA-Chips und anderen elektrischen Bausteinen versehen sind, thermischen Wechseltests ausgesetzt. Verwendet werden hierzu Thermo-Wechsel-Tests (-40/125 °C), die Aufheiz-, Abkühl- und Verweildauern von jeweils 15 Minuten vorsehen.

Als Ausfallkriterium wird der elektrische Widerstand der Lötverbindungen verwendet. Sobald ein Schwellenwert von 1000 Ohm überschritten wird, gilt das untersuchte Bauteil als ausgefallen.

3D-FE-Modelle werden für die Bestimmung der Kriechdehnungen entwickelt. Da die Durchführung von FE-Simulationen allgemein sehr rechenintensiv ist, wird ein Ansatz verwendet, der als *„global-local model approach“* bezeichnet wird (vgl. Kap. 3.3). Nachdem zunächst die globale Struktur verhältnismäßig grob vernetzt wird (siehe Abb. 3.63), erfolgen Simulationen, die zur Lokalisierung der hochbelasteten Lötverbindungen dienen. Nun wird die Lötverbindung, in der die höchste Beanspruchung aufgetreten ist, feiner modelliert. Mit den Randbedingungen, die innerhalb des globalen Verbundes auf das lokale Modell wirken, werden nun erneute Simulationen durchgeführt.

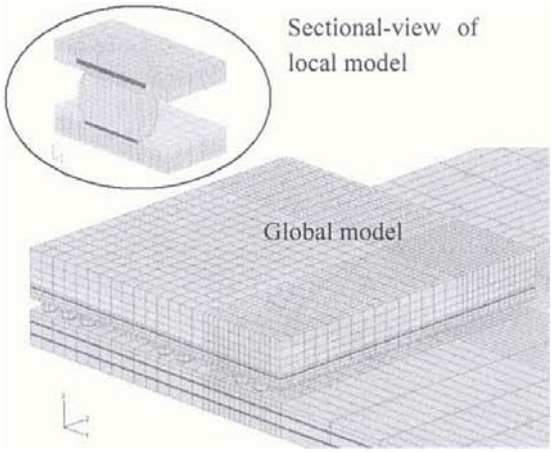


Abb. 3.63: LFBGA-FE-Netz, (Ying et al., 2004)

Zwei Typen von LFBGA werden untersucht. Sie unterscheiden sich durch ihre Abmessungen, die Lotballgröße und die Konfiguration des Substrates. Nähere Angaben werden nicht gemacht. Anhand der globalen 3D-FE-Modelle wird festgestellt, dass die Lotbälle, die am weitesten außen liegen, am stärksten belastet werden. Diese Lotbälle werden in Form von lokalen, fein vernetzten Modellen simuliert. Die Kriechdehnungsverteilung eines Lotballs, welcher mittels eines lokalen Modells untersucht wird, wird in Abb. 3.64 gezeigt. Direkt unterhalb des Kupferpads treten die maximalen Kriechdehnungen auf.

Lotermüdung wird hauptsächlich durch Akkumulation von Kriechdehnungen verursacht. Das Ergebnis der FE-Simulation korreliert mit den experimentellen Ergebnissen, wie in Abb. 3.65 rechts dargestellt.

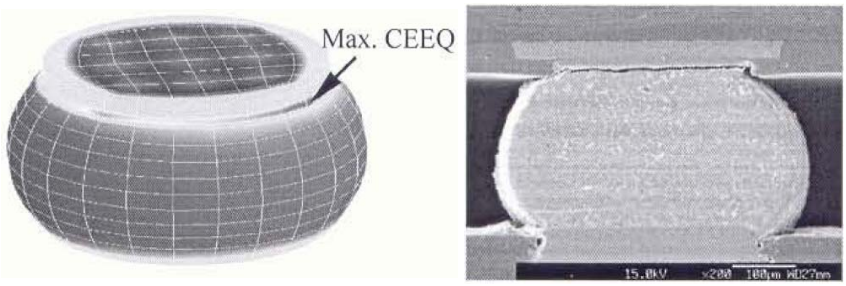


Abb. 3.64: Kriechdehnungsverteilung und Schliffbild eines geschädigten Lotes, (Ying et al., 2004)

Durch die doppellogarithmische Auftragung der experimentell ermittelten Lebensdauern und der über die hochbelasteten Lotbereiche gemittelten Kriechdehnungen wird eine Coffin-Manson-Gleichung gewonnen.

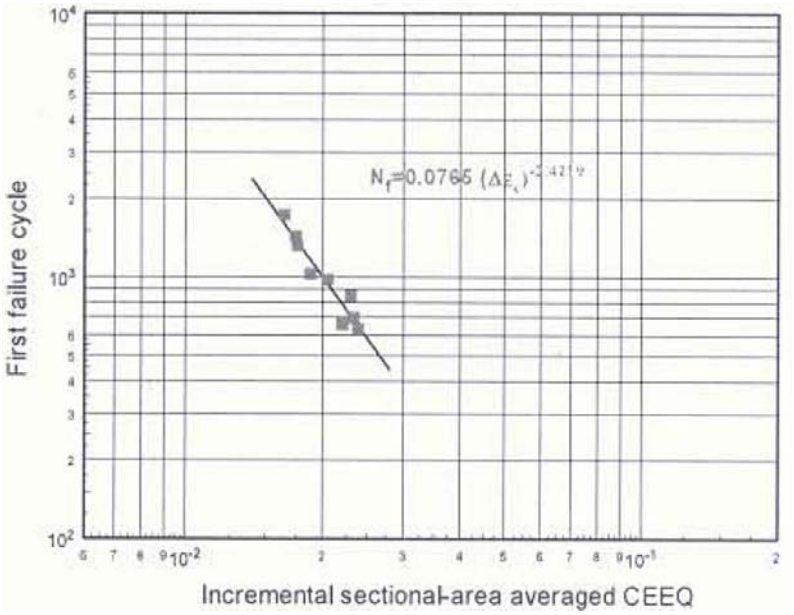


Abb. 3.65: Ermittlung der Coffin-Manson-Gleichung, (Ying et al., 2004)

Zusammenfassung und Angabe der Gleichung:

- Folgende Bausteine werden untersucht: LFBGA-Bausteine.
- Experimentelle Temperaturwechseltests in Form von Thermo-Wechsel-Tests (-40/125 °C) und FE-Simulationen werden durchgeführt.
- Schädigungskriterium: Der elektrische Widerstand der Lötverbindungen soll den Schwellenwert von 1000 Ohm überschreiten.
- Die erhaltene Coffin-Manson-Gleichung für SnPb37 lautet:

$$N_{\mathrm{f}} = 0{,}0765\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-2{,}42}. \tag{3.85}$$

- Der Exponent wird folgender Kategorie zugeordnet: Literaturwerte des Coffin-Manson-Exponenten von SnPb, Lotball.

3.20 Comparison of isothermal mechanical fatigue properties of lead-free solder joints and bulk solders (Andersson et al. 2005)

Lötverbindungen sind im Vergleich zu Bulk-Material sehr komplex aufgebaut. Das mechanische Verhalten der Lötverbindungen wird stark von intermetallischen Phasen beeinflusst.

In der Arbeit „*Comparison of isothermal mechanical fatigue properties of lead-free solder joints and bulk solders*“ werden zyklische, mechanische Belastungstests an Lötverbindungen in Form von Lap-Shear-Proben und Zug-/Druckproben aus Bulk-Material beschrieben. Die Proben bestehen aus den Lotlegierungen SnAg3,5; SAC405 und SnPb37, wobei Letztere als Vergleichsmaßstab dient. Die Belastungstests werden bei Raumtemperatur durchgeführt. Anhand der experimentell ermittelten Lebensdauern werden Coffin-Manson-Gesetze aufgestellt. Abb. 3.66 zeigt die Geometrieabmessungen der verwendeten Zug-Druckproben.

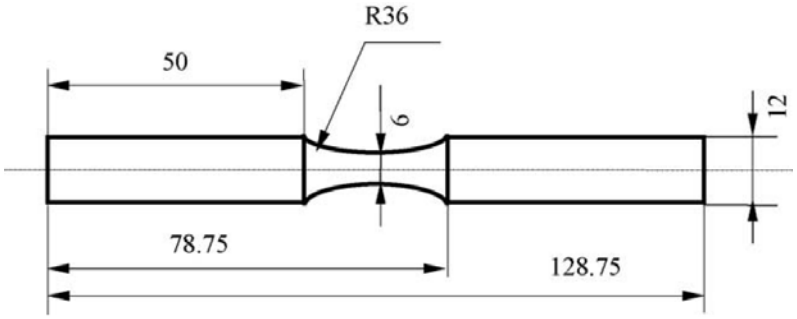


Abb. 3.66:Aufbau und Abmessungen der Zugproben [mm], (Andersson et al., 2005)

Die Belastungstests, denen die Zug-/Druckproben ausgesetzt werden, werden weggesteuert ausgeführt. Hierbei werden Dehnungen von 1, 2, 4 und 10 % erreicht. Die Belastungsform ist quadratisch, die Dehnungsrate beträgt 0,3 % pro Sekunde. Für jede Testkonfiguration werden fünf bis sechs Proben untersucht. Als Versagenskriterium wird der Abfall der Reaktionskraft auf 50 % des ursprünglichen Wertes definiert.

Die Geometrie der verwendeten Lap-Shear-Proben wird in Abb. 3.67 gezeigt. Zwischen zwei FR4-Platinen befindet sich das Lot, welches mittels Reflow-Lötung aufgetragen ist. Die Kupferpads, die jeweils zum Anschluss des Lots dienen, sind mit Ni/Au-Metallisierungen versehen.

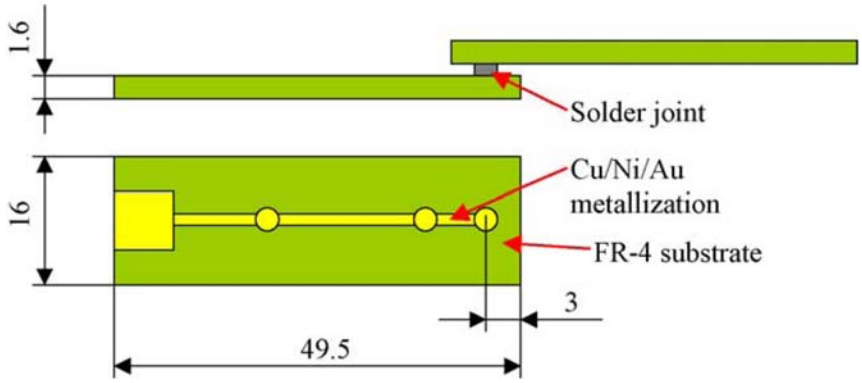


Abb. 3.67: Aufbau und Abmessungen der Lap-Shear-Proben [mm], (Andersson et al., 2005)

Ebenso wie die Zug-/Drucktests werden die Lap-Shear-Tests bei Raumtemperatur und weggesteuert durchgeführt. Die Verschiebungsamplituden betragen 30; 40; 50 und 60 µm.

Hieraus ergeben sich Dehnungen von 1,4; 3; 4 und 7,5 %. Für jede Testkonfiguration werden vier bis fünf Proben untersucht.

Das Ermüdungsverhalten von Lotlegierungen kann mit Hilfe des Coffin-Manson-Gesetzes beschrieben werden, welches von Andersson et al. (2005) in folgender Form verwendet wird:

$$\Delta\varepsilon_{\mathrm{P}} \cdot \left(N_{\mathrm{f}}\right)^{\alpha} = C \,. \tag{3.86}$$

Als plastische Dehnung ε_{P} wird die von Mises-Dehnung $\varepsilon_{\mathrm{VM}}$ verwendet. Mit Hilfe dieser Dehnung sind mehrachsige Dehnungszustände auf eine äquivalente einachsige Dehnung zurückzuführen. Die plastische von Mises-Dehnung wird folgendermaßen berechnet:

$$\varepsilon_{\mathrm{VM}} = \frac{\sqrt{2}}{3}\left[\left(\varepsilon_1 - \varepsilon_2\right)^2 + \left(\varepsilon_1 - \varepsilon_3\right)^2 + \left(\varepsilon_2 - \varepsilon_3\right)^2\right]^{\frac{1}{2}}, \tag{3.87}$$

wobei ε_1, ε_2 und ε_3 die plastischen Hauptachsendehnungen sind.

Die Lebensdauern der Lötverbindungen werden durch Scherversuche ermittelt. Deshalb muss die plastische von Mises-Dehnung anhand der plastischen Scherdehnung γ berechnet werden. Die plastische Scherdehnung wird mit Hilfe der während der Versuche aufgezeichneten Spannungs-Dehnungs-Hysteresen bestimmt.

Für reine Scherung gelten die folgenden Beziehungen:

$$\gamma = \varepsilon_1 - \varepsilon_2 \,, \tag{3.88}$$

$$\varepsilon_1 = -\varepsilon_2 \,, \tag{3.89}$$

$$\varepsilon_3 = 0 \,, \tag{3.90}$$

und:

$$\gamma = 2\varepsilon_1 = -2\varepsilon_2 \,. \tag{3.91}$$

Einsetzen in die plastische von Mises-Dehnung (3.87) ergibt:

$$\varepsilon_{\mathrm{VM}} = \frac{1}{\sqrt{3}}\gamma = 0{,}577\gamma \,. \tag{3.92}$$

Diese Gleichung wird verwendet, wenn die plastische Dehnung der Lötverbindungen berechnet werden soll. Der Zusammenhang zwischen der Scherdehnung γ und der Dehnung durch Zug/Druck ε lautet allgemein:

$$\varepsilon = \frac{\gamma}{\sqrt{3}} \,. \tag{3.93}$$

Durch Einsatz von Gleichung (4.93) in die Gleichung (3.92) folgt:

$$\varepsilon_{\mathrm{VM}} = \frac{1}{\sqrt{3}}\gamma = \frac{1}{\sqrt{3}}\sqrt{3}\varepsilon = \varepsilon \,. \tag{3.94}$$

Diese Gleichung wird verwendet, wenn die plastische Dehnung der Zug-/Druckproben berechnet werden soll. Auch hier wird die plastische Dehnung mit Hilfe der während der Versuche aufgezeichneten Spannungs-Dehnungs-Hysteresen bestimmt.

Die Ergebnisse der Lebensdaueruntersuchungen, die anhand der Zug-Druck-Versuche ermittelt worden sind, sind in Tabelle 3.16 zusammengefasst. Hierbei ist $\Delta\varepsilon_i$ die eingestellte Dehnungsamplitude, $\Delta\varepsilon_p$ ist die mit Hilfe von Gl. (3.94) bestimmte zyklische plastische Dehnung. Die Ergebnisse zeigen, dass Erhöhungen der Verschiebungsamplitude Verminderungen der Lebensdauer zur Folge haben.

Die ermittelten Daten können in einem doppellogarithmischen Diagramm (siehe Abb. 3.68) aufgetragen werden. In diesem Diagramm ist die Abhängigkeit der Lebensdauerzyklen und der plastischen Dehnungen durch eine Regressionsgerade darstellbar. Deren mathematische Darstellung ist das Coffin-Manson-Gesetz. Die ermittelten Coffin-Mansonexponenten und -koeffizienten sind in Tabelle 4.17 angegeben.

Tabelle 3.16: Ermittelte plastische Dehnungen und Lebensdauerzyklen an Bulk-Material, (Andersson et al., 2005)

$\Delta\varepsilon_i$	SnPb37		SnAg3,5		SAC405	
	$\Delta\varepsilon_p$	N_f	$\Delta\varepsilon_p$	N_f	$\Delta\varepsilon_p$	N_f
0,1	0,0913	110	0,0896	194	0,0912	154
0,04	0,0334	575	0,0319	1154	0,0325	1024
0,02	0,0143	2108	0,0127	4606	0,0139	3048
0,01	0,0056	11118	0,0043	13894	0,0044	15028

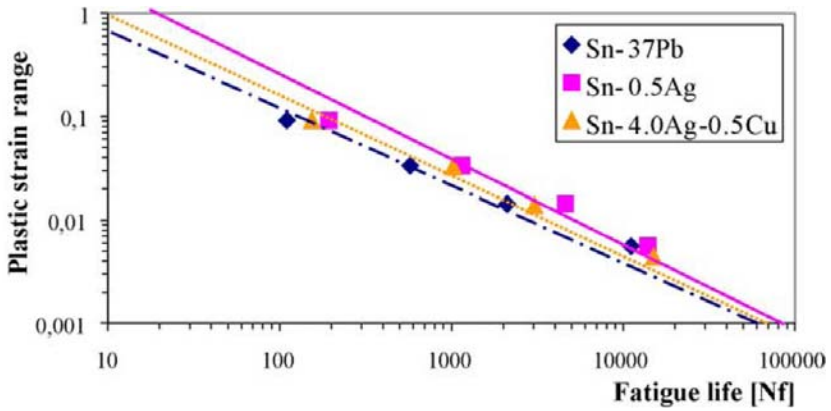


Abb. 3.68: Doppellogarithmische Auftragung der zyklischen plastischen Dehnungen über den Lebensdauern, Bulk-Material, (Andersson et al., 2005)

Tabelle 3.17: Ermittelten Coffin-Manson-Koeffizienten und Exponenten an Bulk-Material, (Andersson et al., 2005)

Bulk-Material	α	C
SnPb37	0,6083	1,5765
SnAg3,5	0,6978	3,9210
SAC405	0,6659	2,8530

Aus den Lap-Shear-Versuchen werden ebenfalls zyklische plastische Dehnungen und Lebensdauern ermittelt. In Tabelle 3.18 sind die genannten Größen zusammengestellt. Die zyklische plastische Dehnung $\Delta\varepsilon_p$ wird mit Hilfe von Gl. (3.93) bestimmt.

Tabelle 3.18: Ermittelte plastische Dehnungen und Lebensdauerzyklen, (Andersson et al., 2005)

$\Delta\varepsilon_i$	SnPb37		SnAg3,5		SAC405	
	$\Delta\varepsilon_p$	N_f	$\Delta\varepsilon_p$	N_f	$\Delta\varepsilon_p$	N_f
0,180	0,0826	141	0,0767	175	0,0950	325
0,100	0,0473	1478	0,0416	1488	0,0405	1913
0,075	0,0306	4444	0,0335	5476	0,0308	8384
0,034	0,0150	16097	0,0157	16680	0,0152	17018

Die entstehenden Punkte der erhaltenen plastischen Dehnungen und der Lebensdauern werden wiederum in einem doppellogarithmischen Diagramm aufgetragen (siehe Abb. 3.69) und durch Regressionsgerade dargestellt. Hieraus ergeben sich weitere Coffin-Manson-Exponenten und -Koeffizienten, die in Tabelle 3.19 aufgelistet sind.

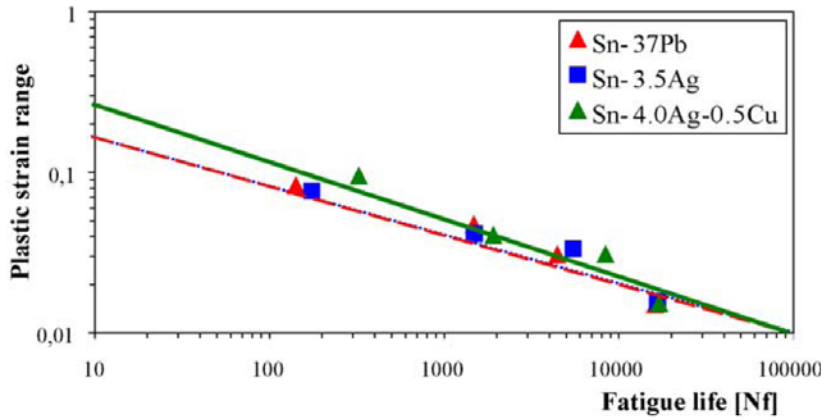


Abb. 3.69: Doppellogarithmische Auftragung der zyklischen plastischen Dehnungen über den Lebensdauern, Lötverbindung, (Andersson et al., 2005)

Tabelle 3.19: Ermittelte Coffin-Manson-Exponenten und Koeffizienten der Lötverbindung, (Andersson et al., 2005)

Lötverbindung	α	C
SnPb37	0,3504	0,5220
SnAg3,5	0,3234	0,4342
SAC405	0,4200	1,0680

Durch Auftragung der Ergebnisse der Zug-/Druckproben und der Lötverbindungen (siehe Abb. 3.70) in einem gemeinsamen Diagramm ist leicht ersichtlich, dass sich die Regressionsgeraden des Bulk-Materials und der Lötverbindung überschneiden. Die Coffin-Manson-Exponenten weichen dementsprechend stark voneinander ab.

In der Arbeit wird aber darauf hingewiesen, dass die ermittelten plastischen Dehnungen und Lebensdauern durch Mittelungen mehrerer Ergebnisse berechnet werden. Insbesondere wird hierbei festgestellt, dass die Standardabweichung beim Lap-Shear-Test bei über 50 % liegt. Derart erheblichen Streuungen können auf vieles, z. B. auf den Einfluss intermetallischer Phasen, zurückgeführt werden.

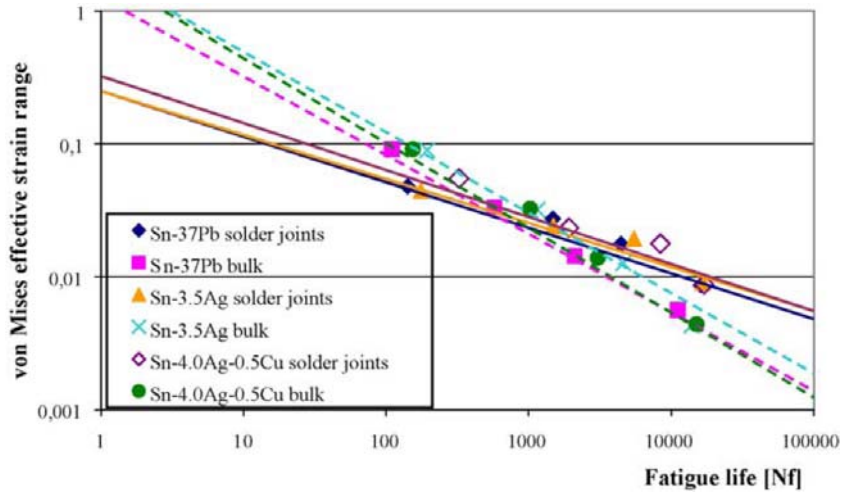


Abb. 3.70: Auftragung der zyklischen plastischen Dehnungen über den Lebensdauern, (Andersson et al., 2005)

Zwischen den Spannungs-Dehungs-Hysteresen, die sich nach verschiedenen Anzahlen von Zyklen ergeben, werden ebenfalls Vergleiche angestellt. Aufgrund von Kristallisierungsvorgängen mit zunehmender Zykluszahl unterliegen die Materialdaten Veränderungen.

Abb. 3.71 zeigt die Änderung der Spannungs-Dehnungs-Hysteresen von 100 bis hin zu 1000 Zyklen. Die totale Dehnung, die der gesamten Hysteresenbreite entspricht, bleibt gleich. Die Höhe schrumpft jedoch. Dies bedeutet, dass die resultierenden Spannungen kleiner werden. Die elastischen Dehnungen werden anteilig kleiner, die plastischen Dehnungen hingegen werden anteilig größer. Die Schwächung des Lotmaterials führt letztendlich zum Versagen.

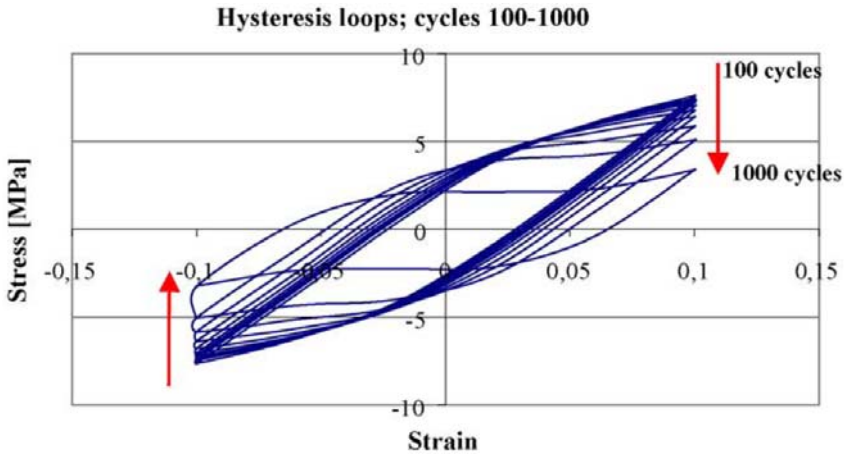


Abb. 3.71: Spannungs-Dehnungs-Hysteresen bei 100 und 1000 Zyklen, SnAg3,5, (Andersson et al., 2005)

Die gleichen Feststellungen treffen auch zu, wenn die Spannungs-Dehnungs-Hysteresen, die sich bei den Zug-/Druckproben aus Bulk-Material ergeben, graphisch darstellt werden.

Zusammenfassung und Angabe der Gleichungen:

- Untersucht werden Zug-/Druckproben und Lap-Shear-Proben.
- Die Lap-Shear-Proben werden mechanischen, zyklischen Scherversuchen ausgesetzt, die Zug-/Druckproben werden mechanischen, zyklischen Zug-/Druckversuchen ausgesetzt. Alle Tests finden bei Raumtemperatur statt.
- Schädigungskriterium: Abfall der Reaktionskraft auf 50 % des ursprünglichen Wertes.

- Die relevanten Coffin-Manson-Gleichungen lauten:

$$N_f = 2{,}113\left(\Delta\varepsilon_p^{acc}\right)^{-1{,}64} \text{ (SnPb37)}, \tag{3.95}$$

$$N_f = 4{,}83\left(\Delta\varepsilon_p^{acc}\right)^{-1{,}5} \text{ (SAC405)}. \tag{3.96}$$

- Die Exponenten werden folgenden Kategorien zugeordnet: Literaturwerte des Coffin-Manson-Exponenten von SnPb, Lotfuß; Literaturwerte für den Coffin-Manson-Exponenten bei SAC, Lotfuß.

3.21 Low-cycle fatigue characteristics of Sn-based solder joints (Lee et al., 2004)

Analog zur vorherigen Arbeit werden hier ebenfalls Lap-Shear-Versuche beschrieben, in denen Lotbälle verschiedener Lotlegierungen untersucht werden. Abb. 3.72 zeigt den schematischen Aufbau der Lap-Shear-Probe. Der Lotballdurchmesser beträgt 0,76 mm. Insgesamt werden sechs Sn-basierte Lötverbindungen untersucht. Die Lötverbindungen sind in Abb. 3.73 dargelegt. Die Kupferpads, die eine Dicke von 35 µm besitzen, besitzen Ni/Au-Metallisierungen. Die Schichtdicke von Ni beträgt 1 µm, die Schichtdicke von Au beträgt 0,05 µm. Der Verbund aus Pad und Metallisierung wird *Under-Bump-Metallization* (UBM) genannt.

Die Impulsform der weggesteuerten, alternierenden Scherbelastung ist dreieckförmig; die Frequenz beträgt 1/30 Hz. Die verwendeten Verschiebungsamplituden betragen ±10 µm, ±12 µm, ±15 µm und ±20 µm. Alle Versuche werden bei Raumtemperatur ausgeführt.

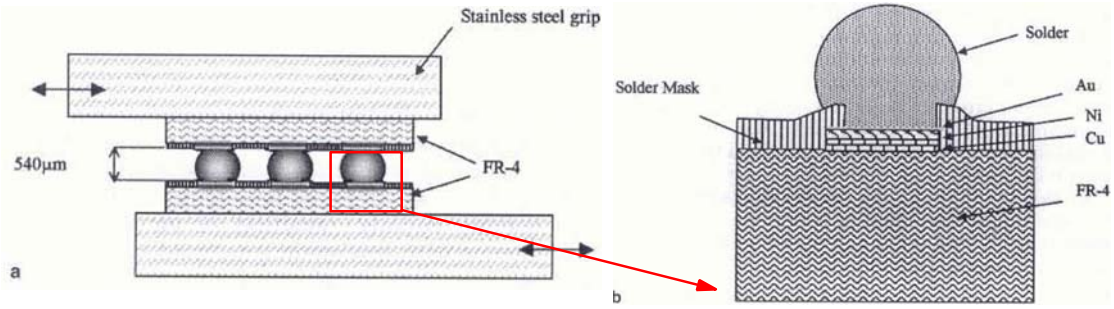


Abb. 3.72: Lap-Shear-Probe (a), Querschnitt durch einen Lotball auf der FR4-Platine (b), (Lee et al., 2004)

Alloy	Sn	Ag	Bi	Cu
Sn-3.5Ag	95.7	3.61	—	—
Sn-3.5Ag-0.75Cu	95.1	3.65	—	0.75
Sn-3.5Ag-1.5Cu	94.6	3.49	—	1.48
Sn-3.5Ag-2.5Bi	93.7	3.57	2.51	—
Sn-3.5Ag-7.5Bi	88.5	3.63	7.62	—
Sn-0.7Cu	99.4	—	—	0.57

Abb. 3.73: Prozentuale Anteile der einzelnen Legierungskomponenten, (Lee et al., 2004)

Um ein Lebensdauergesetz aufstellen zu können, werden während der Versuche Schubspannungs-Schubdehnungs-Hysteresen aufgezeichnet. Aus den Hysteresen können die Scherdehnungen ermittelt werden. In Abb. 3.74 wird gezeigt, wie aus der Schubspannungs-Schubdehnungs-Hysterese die plastische Scherung ermittelt werden kann.

Für die Lebensdauerberechnung werden die Scherdehnungen über den experimentell ermittelten Lebensdauern aufgetragen. Die Wertepaare werden mit Hilfe von Regressionsgeraden angenähert, wie in Abb. 3.75 veranschaulicht. Die mathematischen Darstellungen der Regressionsgeraden mittels Potenzansätzen sind die Lebensdauergesetze.

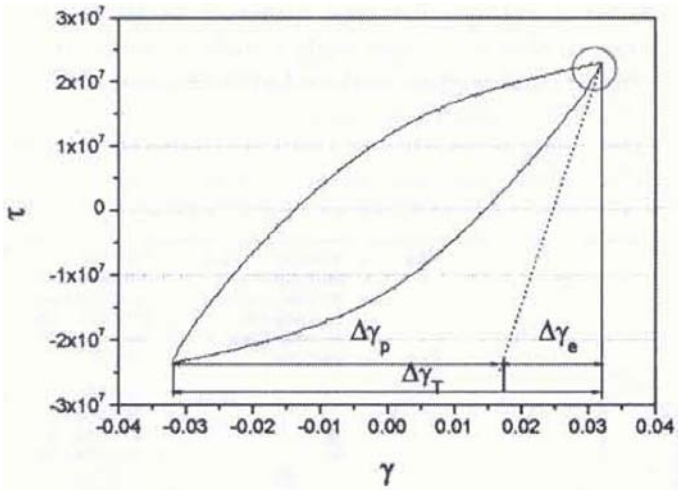


Abb. 3.74: Schubspannungs- Schubdehnungs- Hysterese, (Lee et al., 2004)

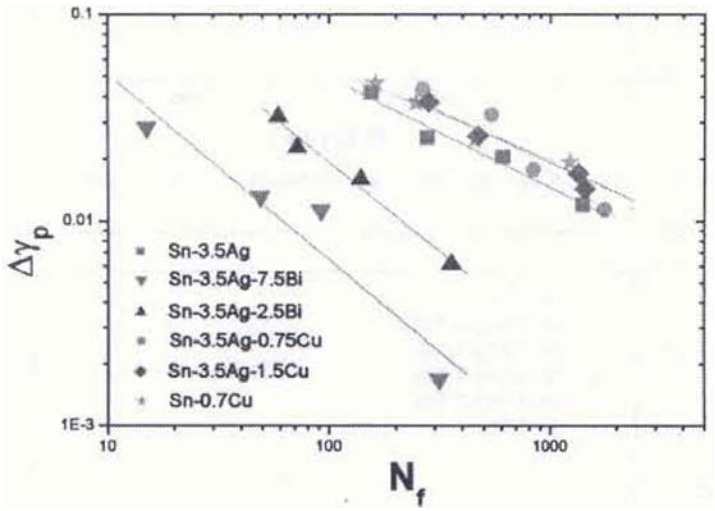


Abb. 3.75: Doppeltlogarithmische Auftragung der Scherdehnungen über Lebensdauerzyklen, (Lee et al., 2004)

Zusammenfassung und Angabe der Gleichungen:

- Untersucht werden Lap-Shear-Proben.
- Die Lap-Shear-Proben werden mechanischen, zyklischen Scherversuchen ausgesetzt. Alle Tests finden bei Raumtemperatur statt.
- Schädigungskriterium: Abfall der Scherkraft auf 50 % des ursprünglichen Wertes.
- Die relevanten Coffin-Manson-Gleichungen lauten:

$$N_{\mathrm{f}} = 1{,}97\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{p}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-1{,}35} \quad \text{(SnAg3,5Cu0,75).} \tag{3.97}$$

$$N_{\mathrm{f}} = 0{,}2\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{p}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-1{,}89} \quad \text{(SnAg3,5Cu1,5).} \tag{3.98}$$

- Die Exponenten werden folgenden Kategorien zugeordnet: Literaturwerte des Coffin-Manson-Exponenten von SAC, Lotball.

3.22 Low cycle fatigue analysis of temperature and frequency effects in eutectic solder alloy (Shi et al., 2000)

Analog wie bei Pang et al. (2004) werden in dieser Arbeit Proben aus SnPb37 durch Zug-Druck-Beanspruchungen belastet. Die verwendeten Proben besitzen eine ähnliche Formgebung wie in Pang et al. (2004), sind aber mehr als doppelt so lang und etwas dicker. Die Probengeometrie wird in Abb. 3.76 gezeigt.

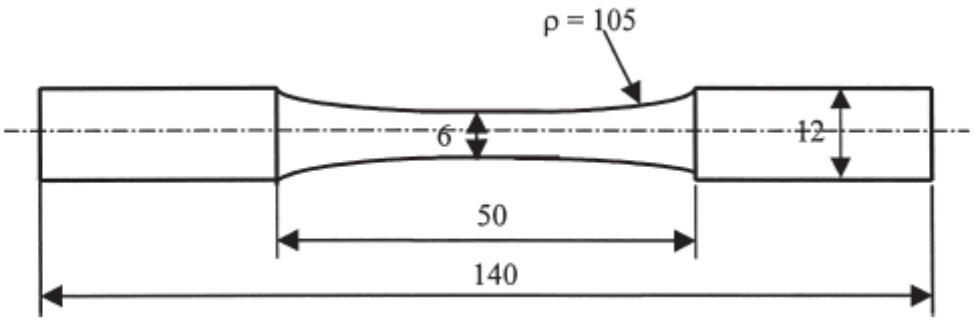


Abb. 3.76: Probengeometrie [mm], (Shi et al., 2000)

Mit einer zyklischen, dreiecksförmigen Belastung bei unterschiedlichen Frequenzen werden die Proben bis zum Versagen beansprucht. Die Tests werden bei den Temperaturen -40 °C, 25 °C, 75 °C, 125 °C und 150 °C durchgeführt.

Zusammenfassung und Angabe der Gleichungen:

- Untersucht werden runde Zug-/Druckproben aus Bulkmaterial, deren schmaler Bereich jeweils einen Durchmesser von 6 mm und eine Länge von 50 mm besitzt.
- Dehnungsgesteuerte, zyklische Zug-Druck-Versuche werden durchgeführt.
- Schädigungskriterium: Abfall der maximalen Zugspannung auf 50 % des ursprünglichen Wertes.
- Plastische Dehnungen werden mittels gemessener Hysterese-Kurven ermittelt.
- Die ermittelte Coffin-Manson-Gleichung lautet (Shi et al., 2000):

$$N_{\mathrm{f}} = 2{,}798\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-1{,}368} \text{ (SnPb37).} \tag{3.99}$$

- Die Exponenten werden folgenden Kategorien zugeordnet: Literaturwerte für den Coffin-Manson-Exponenten bei SnPb37, Lotfuß.

3.23 On enhancing eutectic solder joint reliability using a second-reflow-process approach (Chiang et al., 2000)

Das wesentliche Ziel dieser Arbeit liegt in der Behandlung der Fragestellung, ob die Haltbarkeit von Lotbällen unter thermischer Belastung durch einen zusätzlichen, zweiten Reflowpro-

zess gesteigert werden kann (Chiang et al., 2000). Der zweite Reflow-Prozess findet hierbei bei umgedrehter Platine statt.

Zur Untersuchung werden eine analytische, auf Energiebetrachtungen basierende Methode und 3D-FE-Modelle verwendet (Chiang et al., 1998). Letztere dienen zur Simulation von Lotbällen, die aus SnPb37 bestehen. Die simulierten Lotbälle entstammen dem PBGA- und dem SuperBGA-Package. Mit Hilfe der FE-Modelle können die Verformungen sowie die von-Mises-Spannungen, die plastischen Dehnungen und die Energiedichten, die aufgrund von einem oder zwei Reflow-Prozessen entstehen, ermittelt werden.

Die Standoff-Höhe der Lotbälle wird als wichtige Größe hinsichtlich der Zuverlässigkeit von Ball-Grid-Arrays betrachtet. Wenn die Platine während des zweiten Reflow-Prozesses umgedreht wird, kann die Standoff-Höhe gesteigert werden.

Anhand weiterer FE-Simulationen ergeben sich geringere von-Mises-Spannungen, geringere plastische Dehnungen und geringere Energiedichten und somit höhere Lebensdauern, wenn von zwei Reflow-Prozessen ausgegangen wird.

Abb. 3.77 veranschaulicht die Struktur des FE-Modells.

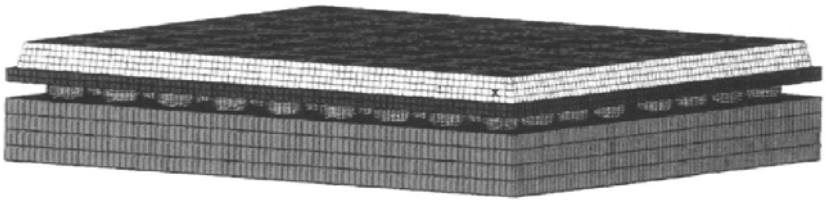


Abb. 3.77: 3D-FE-Modell des PBGA-Packages, (Chiang et al., 2000)

Die verwendeten E-Moduli, die Querkontraktionszahlen, die thermischen Ausdehnungskoeffizienten sowie die Abmessungen sind in Abb. 3.78 angegeben. Kriechen wird nicht berücksichtigt.

	Silicon Chip	BT	FR4	EPOXY
Young's Modulus (*MPa*)	130000	19000	18200	8960
Possion Ratio	0.28	0.2	0.19	0.35
CTE (*ppm*)	2.62	15	16	19
Geometry Data (*mm*)	9 × 8 × 0.36	14 × 13 × 0.36	14 × 13 × 1.71	13.4 × 12.4 × 0.72

Abb. 3.78: Materialdaten und Geometriedaten, (Chiang et al., 2000)

Die FE-Simulationen werden mit Hilfe des Programms *ABAQUS* durchgeführt. Die Referenztemperatur, in der das FE-Modell spannungs- und dehnungsfrei ist, liegt bei 25 °C. Wegen vorhandenen Symmetrien kann das Modell zu einem Viertel vereinfacht werden. Als Belastung wird ein Temperaturwechseltest mit Temperaturhuben von 100 °C simuliert. Nähere Angaben hierzu werden nicht getätigt.

Die Ermittlung der von-Mises-Spannungen, der plastische Dehnungen und der Energiedichten erfolgt einerseits mit FE-Modellen, deren Geometrie einfach gelöteten Bauteilen entspricht, und andererseits mit FE-Modellen, deren Geometrie zweifach gelöteten Bauteilen entspricht.

In Abb. 3.79 wird anhand eines Coffin-Manson-Gesetzes gezeigt, wie stark die Lebensdauer eines PBGA durch die doppelte Reflow-Lötung, bei der der zweite Reflowprozess bei umgedrehtem Bauteil stattfindet, gesteigert werden kann. Die Ausgangskonfiguration beider betrachteten Fälle ist dieselbe. Die Lötung mit einem Reflow-Prozess ergibt eine Lebensdauer von 219 Temperaturzyklen, die Lötung mittels zwei Reflow-Prozessen ergibt eine Lebensdauer von 445 Temperaturzyklen. Dies entspricht einer Erhöhung um den Faktor 2,03. Analog zu Abb. 3.79 wird in Abb. 3.80 die Lebensdauerberechnung mit Hilfe eines Morrow-Gesetzes gezeigt. Hier ist eine Erhöhung um den Faktor 1,4 zu verzeichnen.

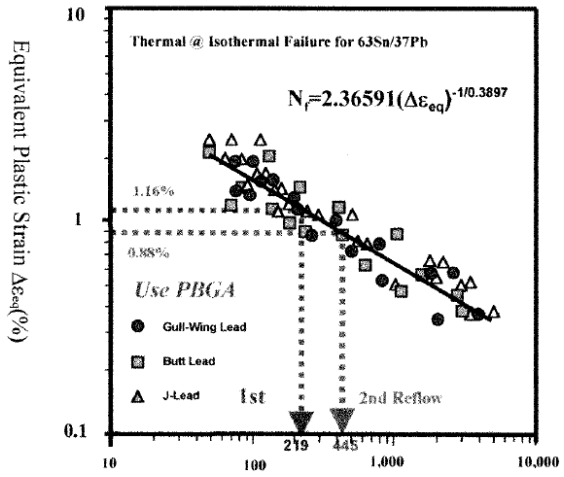


Abb. 3.79: Lebensdauerberechnung mittels Coffin-Manson-Gleichung, (Chiang et al., 2000)

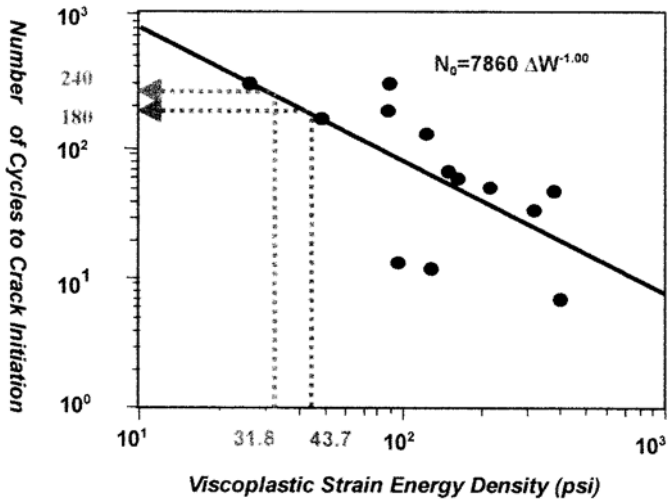


Abb. 3.80: Lebensdauerberechnung mittels Morrow-Gleichung, (Chiang et al., 2000)

Analog zu den berechneten Lebensdauern des PBGA ergibt sich beim SuperBGA eine Steigerung der Lebensdauer um den Faktor 7,17, wenn das Coffin-Manson-Gesetz zur Berechnung verwendet wird. Bei Verwendung des Morrow-Gesetzes ergibt sich eine Steigerung um den Faktor 2,422.

Bezüglich der vorliegenden Arbeit sind die verwendeten Coffin-Manson- und Morrow-Gesetze von Interesse. In den Abb. 3.79 und 4.80 sind neben den ermittelten Lebensdauern auch jeweils die Bezugspunkte, auf denen das verwendete Coffin-Manson-Gesetz und das verwendete Morrow-Gesetz basieren, eingetragen.

Zusammenfassung und Angabe der Gleichung:

- Folgende Bausteine werden untersucht: PBGA und SuperBGA-Bausteine.
- Schädigungskriterium: Rissinitiierung.
- Die Coffin-Manson-Gleichung für SnPb37 lautet:

$$N_{\mathrm{f}} = 2{,}37\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{p}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-2{,}57}. \tag{3.100}$$

- Die Morrow-Gleichung für SnPb37 lautet:

$$N_{\mathrm{f}} = 54{,}19\left(\Delta W_{\mathrm{p}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-1}. \tag{3.101}$$

- Die Exponenten werden folgender Kategorie zugeordnet: Literaturwerte des Coffin-Manson-Exponenten von SnPb, Lotball; Literaturwerte für den Morrow-Exponenten bei SnPb, Lotball.

3.24 Fatigue of 60/40 solder: Ein Spezialfall der Solomon Ergebnisse (Solomon, 1986).

Die erhaltene Coffin-Manson-Gleichung lautet:

$$N_{\mathrm{f}} = 54{,}19\left(\Delta W_{\mathrm{p}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-1} \tag{3.102}$$

3.25 Low cycle fatigue behavior and mechanisms of a eutectic Sn-Pb solder 63Sn/37Pb (Mutoh et al., 2002)

In dieser Arbeit werden Zug-/Druckproben, die aus dem eutektischen Lot SnPb37 bestehen, hinsichtlich ihrer Lebensdauer untersucht. Die Vorgehensweise ist analog zur Vorgehensweise in der Arbeit von Miyashita et al. (2002). Beide Arbeiten stammen von denselben Autoren.

Zusammenfassung und Angabe der Gleichungen:

- Untersucht werden runde Zug-/Druckproben, deren schmalster Bereich jeweils einen Durchmesser von 6 mm und eine Länge von 9 mm besitzt.
- Dehnungsgesteuerte, zyklische Zug-Druck-Versuche werden durchgeführt.
- Schädigungskriterium: Die maximale Zugspannung soll 25 % vom ursprünglichen Zustand reduziert werden.
- Die plastischen Dehnungen werden mittels der gemessenen Hysterese-Kurven ermittelt.
- Die erhaltenen Coffin-Manson-Gleichungen für SnPb37 lauten:

$$N_{\mathrm{f}} = 0{,}48\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{p}}\right)^{-1{,}59}. \tag{3.103}$$

$$N_{\mathrm{f}} = 0{,}79\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{p}}\right)^{-1{,}47}. \tag{3.104}$$

- Die Exponenten werden folgenden Kategorien zugeordnet: Lotfuß.

3.26 Accumulated creep strain and energy density based thermal fatigue life prediction models for SnAgCu solder joints (Syed, 2004)

In dieser Arbeit werden Lebensdaueruntersuchungen des Lotes SnPb37 und der SAC-Lote SAC405 und SAC3905 beschrieben. Verschiedene ermittelte Lebensdauergesetze werden vorgestellt. Diese Lebensdauergesetze besitzen die bekannte mathematische Form der klassischen Coffin-Manson- und Morrow-Gleichungen. Weiterhin werden Lebensdauergesetze für SnPb37 und für die SAC-Lote vorgestellt, die sich formal von den Coffin-Manson- und Morrow-Gleichungen unterscheiden. Diese Lebensdauergesetze werden zunächst beschrieben.

Ausgehend von einem Lebensdauergesetz für SnPb37, welches von den Autoren in vorangehenden Arbeiten (Syed, 2001; Darveaux et al., 1995; Lee et al., 2000) ermittelt worden ist, wird ein entsprechendes Lebensdauergesetz für die SAC-Lote abgeleitet. Das Gesetz wird für SnPb37 entweder in Abhängigkeit der pro Temperaturzyklus akkumulierten Kriechdehnung oder der pro Temperaturzyklus akkumulierten Kriechenergiedichte aufgestellt. Für die SAC-Lote wird das Gesetz allein in Abhängigkeit der pro Temperaturzyklus akkumulierten Kriechdehnung formuliert. Die Grundform des Gesetzes lautet bei Verwendung der Kriechdehnung als Schadensparameter:

$$N_\mathrm{f} = \left(C_1 \varepsilon_{acc}^1 + C_2 \varepsilon_{acc}^2\right)^{-1} \tag{3.105}$$

mit den materialabhängigen Konstanten C_1 und C_2.

Wird die Kriechenergiedichte als Schadensparameter verwendet, lautet die Grundform:

$$N_\mathrm{f} = \left(C_3 W_\mathrm{acc}^1 + C_4 W_\mathrm{acc}^2\right)^{-1} \tag{3.106}$$

mit den materialabhängigen Konstanten C_3 und C_4.

Die Gesetze enthalten jeweils zwei Kriechdehnungen ε_acc bzw. zwei Kriechenergiedichten W_acc. Dies liegt begründet im verwendeten Kriechgesetz nach Wiese (Wong et al., 1988), welches die Aufteilung von Kriechvorgängen anhand von zwei Mechanismen, mathematisch dargestellt in Form von zwei Exponentialansätzen, beschreibt. Dieses Kriechgesetz wird für SnPb37 folgendermaßen definiert (Wong et al., 1988):

$$\dot{\varepsilon} = B_3 \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right)\left(\frac{\sigma}{E(T)}\right)^{n_3} + B_4 \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right)\left(\frac{\sigma}{E(T)}\right)^{n_4}. \tag{3.107}$$

Die verwendeten Konstanten sind in Tabelle 3.20 angegeben.

Tabelle 3.20: E-Modul und Kriechdaten von SnPb37, (Syed, 2004)

Kriechmodellparameter					E-Modul
B_3 [s^{-1}]	B_4 [s^{-1}]	Q [eV]	n_3 [-]	n_4 [-]	$E(T)$ [GPa]
1,7e12	8,9e24	0,468	3	7	-0,088T(°C)+32

R ist die Gaskonstante.

Für die bleifreien SAC-Lote lautet das Kriechgesetz nach Wiese et al. (2003):

$$\dot{\varepsilon} = B_5 \exp\left(\frac{-Q_5}{RT}\right)\left(\frac{\sigma}{\sigma_n}\right)^{n_5} + B_6 \exp\left(\frac{-Q_6}{RT}\right)\left(\frac{\sigma}{\sigma_n}\right)^{n_6} \tag{3.108}$$

Die verwendeten Konstanten sind in Tabelle 3.21 angegeben. *R* ist wiederum die Gaskonstante.

Tabelle 3.21: E-Modul und Kriechdaten der SAC-Lote, (Syed, 2004)

Kriechmodellparameter							E-Modul
B_5 [s^{-1}]	B_6 [s^{-1}]	Q_5/R [°K]	Q_6/R [°K]	n_5 [-]	n_6 [-]	σ_n [MPa]	$E(T)$ [MPa]
4e-7	1e-12	3223	7348	3	12	1	-66,66*T*(°K)+59533

Für die SAC-Lote wird ein weiteres, alternatives Kriechgesetz vorgestellt, welches von Schubert et al. (2003) aufgestellt worden ist. Es lautet:

$$\dot{\varepsilon}_e^{cr} = C_1\left[\sinh\left(C_2\sigma_e\right)\right]^{C_3} \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right). \tag{3.109}$$

Die verwendeten Konstanten sind in Tabelle 4.22 erklärt. *R* ist wiederum die Gaskonstante.

Tabelle 3.22: Verwendeten Materialdaten nach Schubert et. al., (Syed, 2004)

Kriechmodellparameter				E-Modul
C_1 [s^{-1}]	C_2 [MPa^{-1}]	C_3 [-]	Q [°K]	$E(T)$ [GPa]
277984	0,02447	6500	6,41	-58,5*T*(°C)+61251

Ausgehend vom Kriechgesetz nach Schubert et al. (2003) können keine Lebensdauergesetze, die zwei Kriechdehnungen oder zwei Kriechenergiedichten enthalten, aufgestellt werden. Auf Basis der Kriechgesetze werden FE-Simulationen durchgeführt. Außerdem werden experimentelle Untersuchungen vorgenommen.

Untersucht werden Lotbälle in Form verschiedener PBGA-Packages. Die Größen der Packages variieren von 8×8 mm bis hin zu 27×27 mm. Als Temperaturwechseltests werden verschiedene Thermo-Wechsel-Tests verwendet:

- TW -40/125 °C, mit Aufheiz-, Abkühl- und Haltephasen von 15 min;
- TW -55/125 °C, mit Aufheiz- und Abkühlphasen von 12 min und Haltezeiten von 3 min;
- TW 0/100 °C, mit Aufheiz-, Abkühlphasen von 10 min und Haltezeiten von 5 min.

Zusätzlich zu den experimentellen Untersuchungen werden entsprechende FE-Simulationen durchgeführt.
Zwecks Einsparung von Rechenzeit wird hierbei der *global-local model approach* angewendet, der bereits in Kap. 3.3 beschrieben wurde. Weiterhin werden vorhandene Symmetrien ausgenutzt, sodass jeweils nur 1/4 oder 1/8 des Gesamtmodells simuliert wird. Die Simulatio-

nen werden mit Hilfe der kommerziellen Software *ANSYS* ausgeführt. Die Kriechgesetze werden in Form von Subroutinen implementiert. Für die Simulationen werden thermische Ausdehnungskoeffizienten des Lotes verwendet, die etwa bei 20 ppm/K liegen; die Querkontraktionszahl beträgt 0,36. Die Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten in den höchstbelasteten Bereichen werden gemittelt.

Um Lebensdauergesetze erhalten zu können, werden die Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten aus den FE-Simulationen mit den experimentell ermittelten Lebensdauern in doppellogarithmischen Diagrammen aufgetragen und durch Regressionsgeraden dargestellt.

Anhand der Kriechgesetze nach Wiese et al. (2003) ergeben sich folgende Lebensdauergesetze für SnPb (Syed, 1997):

$$N_{\mathrm{f}} = \left(0{,}02\varepsilon_{acc}^{1} + 0{,}063\varepsilon_{acc}^{2}\right)^{-1} \text{ und} \tag{3.110}$$

$$N_{\mathrm{f}} = \left(0{,}0027W_{acc}^{1} + 0{,}0019W_{acc}^{2}\right)^{-1}. \tag{3.111}$$

Für die SAC-Lote ergibt sich:

$$N_{\mathrm{f}} = \left(0{,}013\varepsilon_{acc}^{1} + 0{,}036\varepsilon_{acc}^{2}\right)^{-1}. \tag{3.112}$$

Neben den Lebensdauergesetzen, die zwei Summanden beinhalten, werden auch Lebensdauergesetze konventioneller Form ermittelt.

Abb. 3.81 und 3.82 zeigen die doppellogarithmischen Auftragungen der ermittelten Lebensdauern über den Kriechdehnungen bzw. Kriechenergiedichten, die aus den FE-Simulationen stammen. Die durch die Approximation der entstehenden Punkte ermittelten Coffin-Manson- bzw. Morrow-Exponenten und -Koeffizienten sind in den Abbildungen eingetragen. Beide vorgestellten Kriechgesetze, das Kriechgesetz nach Wiese et al. (2003) und das Kriechgesetz nach Schubert et al. (2003), führen hier fast zu identischen Werten.

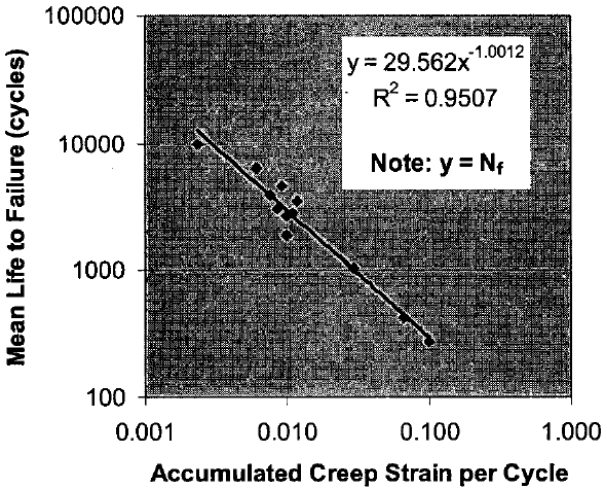


Abb. 3.81: Coffin-Manson-Gesetz, (Syed, 2004)

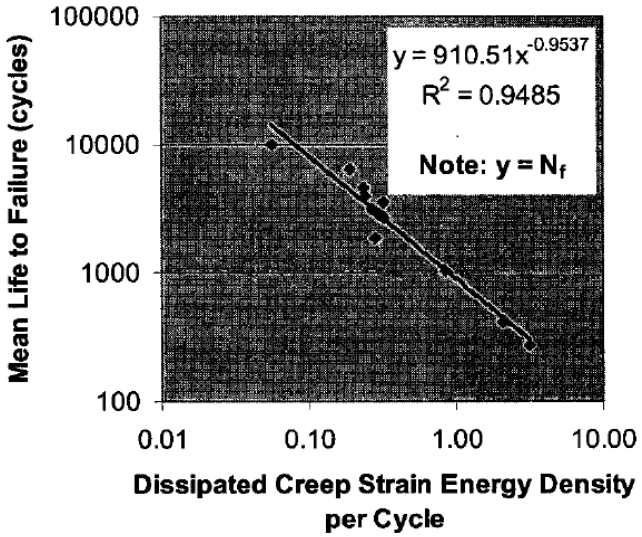


Abb. 3.82: Morrow-Gesetz, (Syed, 2004)

Zusammenfassung und Angabe der Gleichungen:

- Untersucht werden: PBGA-Packages von 8×8 mm bis hin zu 27×27 mm.
- Experimentelle Temperaturwechseltests in Form von Thermo-Wechsel-Tests (-40/125 °C; -55/125 °C; 0/100 °C) und FE-Simulationen werden durchgeführt.
- Schädigungskriterium: Der elektrische Widerstand des ganzen Testboards soll den Schwellenwert 300 Ohm überschreiten.
- Die erhaltene Coffin-Manson-Gleichung lautet:

$$N_{\mathrm{f}} = 29{,}56\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-1} \text{ (SAC-Lote);} \tag{3.113}$$

- Die erhaltene Morrow-Gleichung lautet:

$$N_{\mathrm{f}} = 910{,}5\left(\Delta W_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-0{,}95} \text{ (SAC-Lote).} \tag{3.114}$$

- Die Exponenten werden folgenden Kategorien zugeordnet: Literaturwerte für Coffin-Manson-Exponent bei SAC, Lotball; Literaturwerte für den Morrow-Exponent für SAC-Lote, Lotball.

3.27 Acceleration factors and thermal cycling test efficiency for lead-free Sn-Ag-Cu assemblies (Clech, 2005)

In dieser Arbeit wird untersucht, wie die experimentell bestimmte Lebensdauer von SAC-Loten beeinflusst wird, wenn die verwendeten Temperaturwechseltests variiert werden. Die Variationsmöglichkeiten liegen in unterschiedlichen Halte-, Aufheiz- und Abkühlphasen, in unterschiedlichen Durchschnittstemperaturen und in der Form des Temperaturverlaufs über der Zeit. Die Form des Temperaturverlaufs ist entweder sinusförmig oder zyklisch trapezförmig.

Die Untersuchungen werden an verschiedenen PBGA- und CBGA-Packages durchgeführt. Weiterhin werden der Einfluss der unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten von

Platine und Bauelement, der Einfluss lokal unterschiedlicher Wärmeausdehnungskoeffizienten innerhalb der Platine und der Einfluss der maximalen Distanz innerhalb des Bauteils vom äußersten Punkt bis zum neutralen Punkt untersucht.

Im Rahmen der Arbeit werden zum Vergleich auch verschiedene Coffin-Manson-Gesetze des Lotes SnPb37 vorgestellt. Diese Gesetze stammen von den Autoren Yang et al. (2000), Itoh et al. (1982) und Vandevelde et al. (2003). Yang et. al. (2000) haben Ultra-CSP-Bausteine untersucht, Itoh et. al. (1982) haben LCCC-Bausteine untersucht, Vandevelde et al. (2003) haben CSP-Bausteine untersucht.

Die zugrunde liegenden Arbeiten unterscheiden sich von den anderen Untersuchungen durch den verwendeten Schadensparameter. Anstelle der Dehnung wird der Abstand zum neutralen Punkt während der experimentellen, thermischen Belastung gemessen. Die Vorgehensweise wird in Abb. 3.82 dargestellt, wobei als Beispiel der schematische Aufbau eines CBGA-Packages gezeigt wird.

Im Falle der Ultra-CSP-Bausteine werden die Lebensdauern mit Hilfe eines Thermo-Wechsel-Tests mit dem Temperaturintervall -40/125 °C bestimmt, im Falle der LCCC-Bausteine wird ein Thermo-Wechsel-Test mit dem Intervall -65/125 °C verwendet, im Falle der CSP-Bausteine wird ein Thermo-Wechsel-Test mit dem Intervall -40/100 °C verwendet.

Anschließend wird die Korrelation der experimentell ermittelten Lebensdauern und der gemessenen Abstände mathematisch dargestellt, wodurch Coffin-Manson-Exponenten und -Koeffizienten gewonnen werden können. Ein Diagramm, in dem die Lebensdauern über den Abständen zum neutralen Punkt aufgetragen sind, ist in Abb. 3.83 gezeigt.

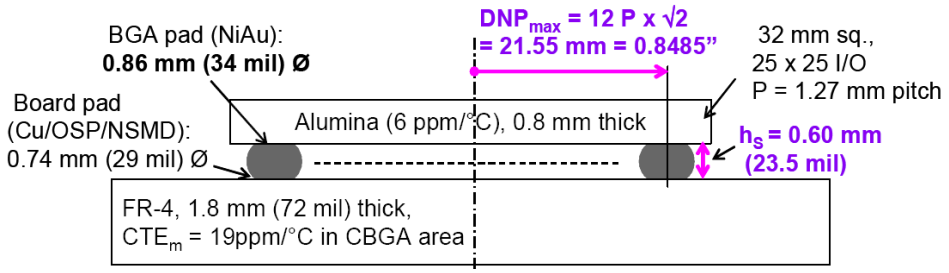


Abb. 3.83: Definition der maximalen Distance zur neutralen Punkt (DNP), (Clech, 2005)

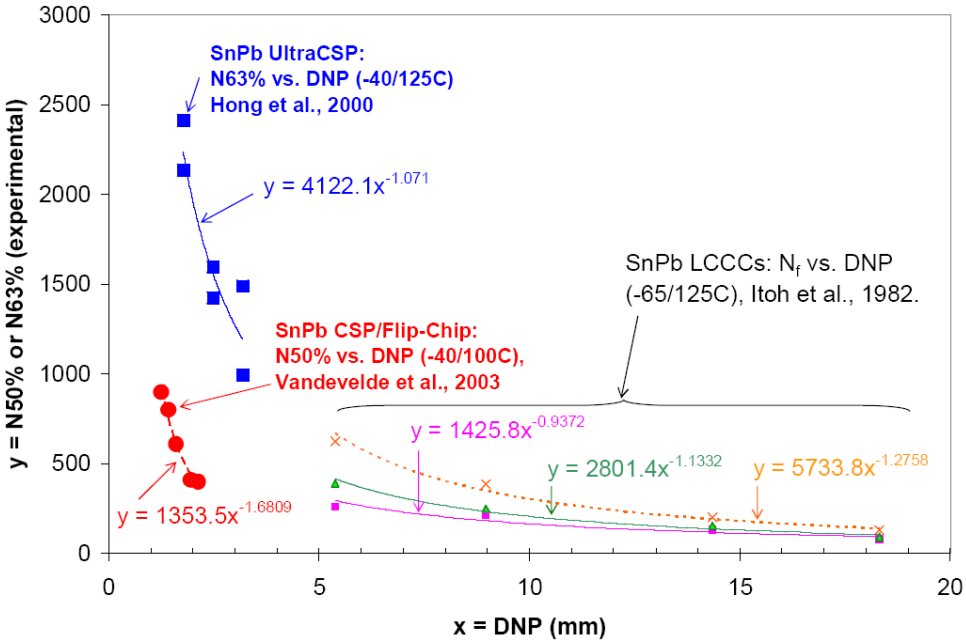


Abb. 3.84: Ermittelten Coffin-Manson-Exponenten und Koeffizienten diverser Autoren, (Clech, 2005)

Zusammenfassung und Angabe der Gleichungen:

- Untersucht werden Bausteine der Bauarten Ultra-CSP, LCCC und CSP.
- Als Schadensparameter wird der Abstand zum neutralen Punkt verwendet.
- Die erhaltenen Coffin-Manson-Gleichungen für SnPb37 lauten:

$$N_f = 4122{,}1\left(u_{DNP}\right)^{-1{,}07}, \text{ (SnPb37, UltraCSP);} \tag{3.115}$$

$$N_f = 2801{,}4\left(u_{DNP}\right)^{-1{,}13}, \text{ (SnPb37, LCCC);} \tag{3.116}$$

$$N_f = 1425{,}8\left(u_{DNP}\right)^{-0{,}94}, \text{ (SnPb37, LCCC);} \tag{3.117}$$

$$N_f = 5733{,}8\left(u_{DNP}\right)^{-1{,}28}, \text{ (SnPb37, LCCC);} \tag{3.118}$$

$$N_f = 1353{,}5\left(u_{DNP}\right)^{-1{,}68}, \text{ (SnPb37, CSP).} \tag{3.119}$$

- Bemerkung: Die Coffin-Manson-Exponenten werden nicht verändert, wenn die Gleichungen in Dehnungsschreibweise umgerechnet werden.
- Die Exponenten von Itoh et al. (1982) werden folgender Kategorie zugeordnet: Literaturwerte des Coffin-Manson-Exponenten von SnPb, Lotfuß. Die Exponenten von Yang et al. (2000) und Vandevelde et al. (2003) werden der folgenden Kategorie zugeordnet: Literaturwerte des Coffin-Manson-Exponenten von SnPb, Lotball.

3.28 Predicting solder joint reliability for thermal, power, & bend cycle within 25% accuracy (Syed, 2004)

Diese Arbeit stammt vom demselben Autor wie die Arbeit „*Accumulated creep strain and energy density based thermal fatigue life prediction models for SnAgCu solder joints*" (Syed, 2004/1) und ist in weiten Teilen analog. Ein wesentlicher Unterschied zu Arbeit (Syed, 2004/1) besteht in den verwendeten Belastungen und im verwendeten Lot. Untersucht wird SnPb37. Neben thermischen Untersuchungen, die die Auswirkungen des Betriebszustands *(power cycling)* simulieren, werden mechanisch aufgetragene Biegungen als Belastungen verwendet.

Der Zyklus der Biegungen dauert lediglich eine Sekunde. Aufgrund dessen werden Kriechverformungen, die nur bei längeren Belastungszyklen relevant sind, nicht betrachtet. Demzufolge werden nur zeitunabhängige, plastische Dehnungen betrachtet.

Der Aufbau des Biegeversuches ist in Abb. 3.85 veranschaulicht. Das Modell besteht aus einer FR4-Platine, auf welche ein CSP-Baustein mittig gelötet ist. Durch eine Dreipunktlagerung erfolgt die Biegebelastung.

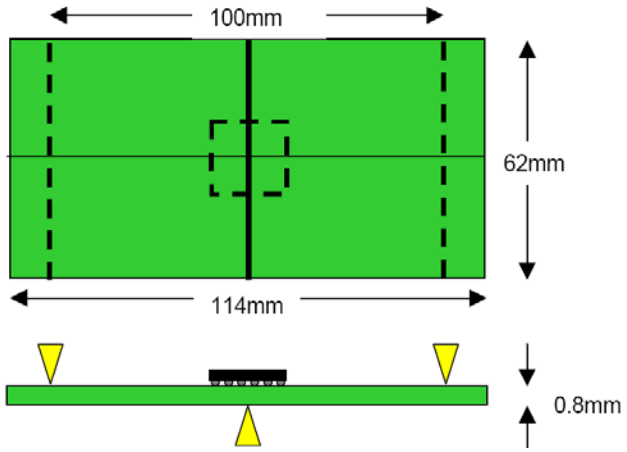


Abb. 3.85: Aufbau des Biegeversuches, (Syed, 2004/2)

Die FE-Modelle umfassen aufgrund von Symmetrien nur ein Viertel des Gesamtmodells, wie in Abb. 3.86 dargestellt ist. Die Simulationen werden mit Hilfe des Programms ANSYS ausgeführt. Die für SnPb37 verwendete Spannungs-Dehnungs-Kurve wird durch Darveaux et al. (1995) beschrieben. Sie wird in Abb. 3.87 gezeigt. Pro Simulation werden mehr als 10 Belastungszyklen gefahren, um Abhängigkeiten der Simulationsergebnisse von der Zykluszahl zu vermeiden.

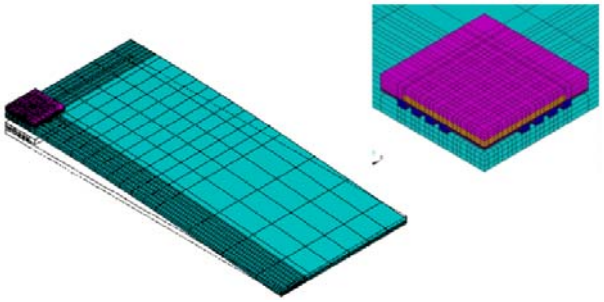


Abb. 3.86: Das 3D-FE-Netz für den Biegeversuch, (Syed, 2004)

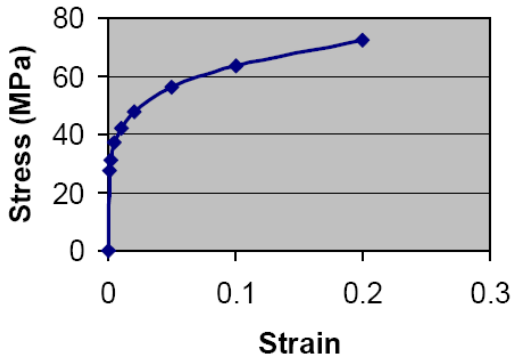


Abb. 3.87: Spannungs-Dehnungs-Kurve von SnPb-Lot, (Syed, 2004/2)

Für die Auswertung werden drei Parameter ausgegeben:

- "EPPLEQV": äquivalente plastische von Mises-Dehnung;
- "EPEQ": akkumulierte äquivalente plastische Dehnung;
- "Total": totale Dehnung.

Diese Parameter werden in Abhängigkeit von den experimentell ermittelten Lebensdauerzyklen dargestellt und anschließend mittels eines Potenzansatzes approximiert. Der beste Fit wird mit Hilfe der akkumulierten äquivalenten plastischen Dehnung erzielt.

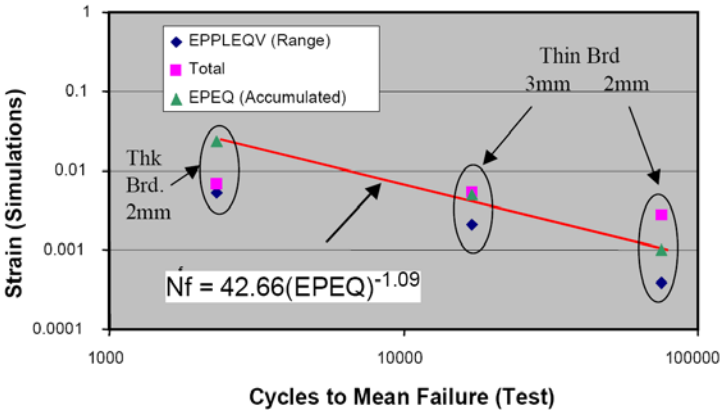


Abb. 3.88: Ermittelte Coffin-Manson-Exponenten und -Koeffizienten, (Syed, 2004/2)

Zusammenfassung und Angabe der Gleichung:

- Folgende Bausteine werden untersucht: CSP-Bausteine.
- Experimentelle Biegeversuche und FE-Simulationen werden durchgeführt.
- Das Schädigungskriterium basiert sowohl auf elektrischen als auch auf mechanischen Eigenschaften.
- Die erhaltene Coffin-Manson-Gleichung für SnPb37 lautet:

$$N_f = 42{,}66\left(\Delta\varepsilon_p^{acc}\right)^{-1{,}09} \tag{3.120}$$

- Der Exponent wird folgender Kategorie zugeordnet: Literaturwerte des Coffin-Manson-Exponenten von SnPb, Lotball.

3.29 Chip scale package (CSP) solder joint reliability and modeling (Masazumi, 1998)

In dieser Arbeit werden CSP-Packages hinsichtlich Ermüdung unter thermischer Belastung untersucht. Hierzu werden experimentelle Untersuchungen sowie FE-Simulationen durchgeführt, die zur Berechnung der auftretenden totalen Dehnungen dienen. Das untersuchte Lot ist Pb36Sn63Ag2.

Das verwendete 2D-FE-Modell des CSP-Packages ist in Abb. 3.89 dargestellt. Zusätzlich wird das FE-Netz in einem zweiten Schritt mit intermetallischen Phasen aus Cu_6Sn_5 versehen, wie in Abb. 3.90 gezeigt wird.

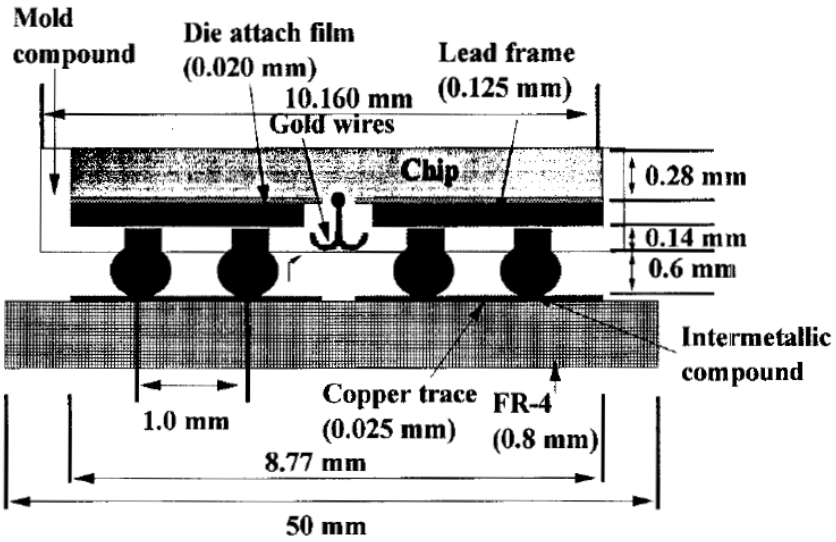


Abb. 3.89: FE-Netz des CSP-Bausteines, (Masazumi, 1998)

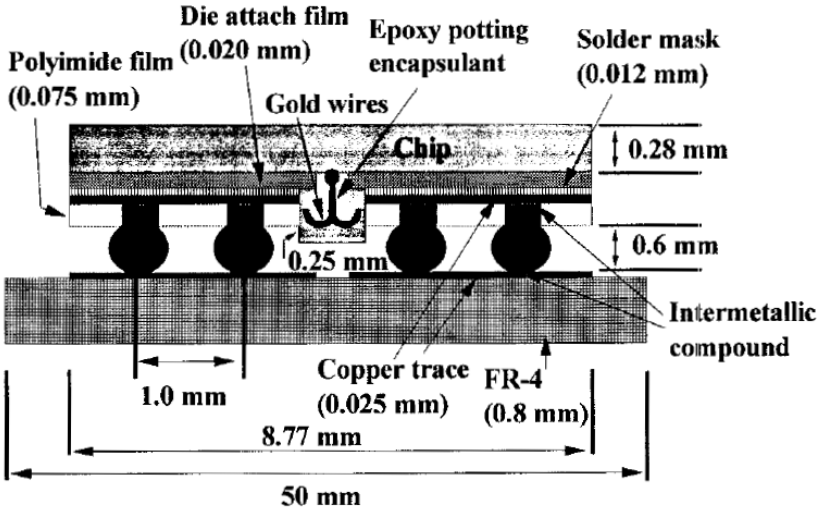


Abb. 3.90: FE-Netz mit Intermetallischen Phasen, (Masazumi, 1998)

Die für die FE-Simulationen benötigten Materialdaten sind in Abb. 3.91 dargelegt. Die E-Moduli, die thermischen Ausdehnungskoeffizienten und die Querkontraktionszahlen werden in Abhängigkeit von der Temperatur angegeben.

Material	Property	Units	Temperature °C			
			-40	25	50	125
Silicon chip	α x10^{-6}	1/°C	1.5	2.6	2.8	3.1
	E x10^{3}	MPa	192.1	191.0	190.6	190.0
	ν		0.278	0.278	0.278	0.278
Alloy 42	α x10^{-6}	1/°C	3.4	3.4	3.4	3.4
	E x10^{3}	MPa	147.0	147.0	147.0	147.0
	ν		0.30	0.30	0.30	0.30
Mold compound	α x10^{-6}	1/°C	0.9	0.9	0.9	3.7
	E x10^{3}	MPa	26.5	26.5	26.5	2.6
	ν		0.28	0.28	0.28	0.28
Pb-Sn-Ag Solder	α x10^{-6}	1/°C	24.6	25.4	26.1	27.9
	E x10^{3}	MPa	46.9	43.3	41.3	34.6
	ν		0.364	0.363	0.365	0.384
Copper	α x10^{-6}	1/°C	15.3	16.4	16.7	17.3
	E x10^{3}	MPa	Stress-Strain curve			
	ν		0.30	0.30	0.30	0.30
Cu6Sn5 Intermetallic compound	α x10^{-6}	1/°C	16.0	16.0	16.0	16.0
	E x10^{3}	MPa	85.6	85.6	85.6	85.6
	ν		0.31	0.31	0.31	0.31
Die attach film	α x10^{-6}	1/°C	184	184	184	184
	E x10^{3}	MPa	2.55	2.55	2.55	0.20
	ν		0.30	0.30	0.30	0.30
Polyimide	α x10^{-6}	1/°C	17.0	17.0	17.0	43.0
	E x10^{3}	MPa	4.00	4.00	3.80	3.00
	ν		0.30	0.30	0.30	0.30
Solder mask	α x10^{-6}	1/°C	49.7	49.7	49.7	573
	E x10^{3}	MPa	2.10	2.10	2.10	2.10
	ν		0.30	0.30	0.30	0.30
Epoxy potting encapsulant	α x10^{-6}	1/°C	20.0	20.0	20.0	20.0
	E x10^{3}	MPa	18.0	15.9	14.0	13.8
	ν		0.30	0.30	0.30	0.30
FR-4 PCB	α x10^{-6}	1/°C	15.0	15.0	15.0	15.0
	E x10^{3}	MPa	18.2	18.2	18.2	18.2
	ν		0.25	0.25	0.25	0.25

Abb. 3.91: Verwendeten Materialdaten, (Masazumi, 1998)

Der verwendete Temperaturwechseltest ist ein Thermo-Schock-Test und besitzt das Temperaturintervall -40/125 °C. Der zeitliche Verlauf mehrerer Zyklen mit Aufheiz- Abkühl- und Haltephasen ist in Abb. 3.92 dargestellt.

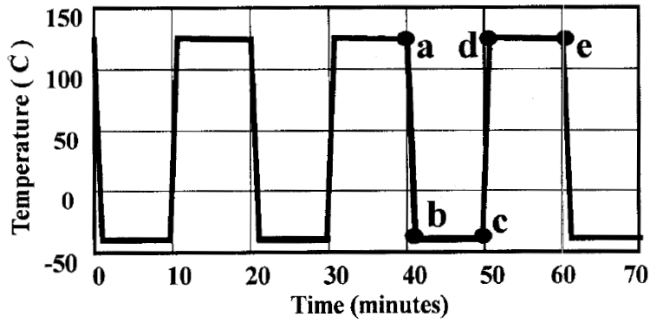


Abb. 3.92: verwendeter Thermo-Schock-Test -40/125 C, (Masazumi, 1998)

Zur Bestimmung eines Lebensdauergesetzes werden die experimentell ermittelten Lebensdauern mit den totalen Dehnungen, die mit Hilfe der FE-Simulationen berechnet werden, gemeinsam in einem doppellogarithmischen Diagramm aufgetragen. Die Korrelation dieser beiden Parameter in Form einer Regressionsgerade wird mittels einer Coffin-Manson-Gleichung beschrieben. Die Regressionsgerade wird in Abb. 3.93 gezeigt.

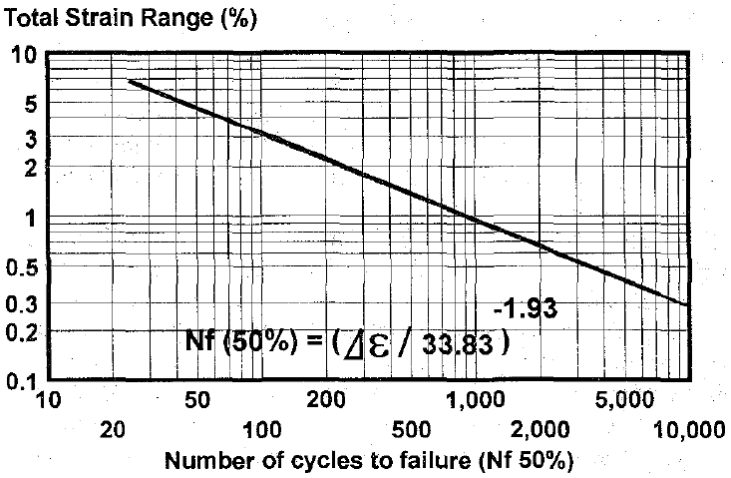


Abb. 3.93: Ermittelten Coffin-Manson-Exponenten und Koeffizienten, (Masazumi, 1998)

Zusammenfassung und Angabe der Gleichungen:

- Untersucht werden CSP (TS -40/125 °C) mit dem PbSnAg-Lot.
- Experimentelle Lebensdauertests, Thermo-Schock-Test -40/125 °C.
- Schädigungskriterium: Der elektrische Widerstand der Lötverbindung soll den Schwellenwert 2 Ohm überschreiten.
- Die totalen Dehnungen werden mit Hilfe von FE-Simulationen ermittelt.
- Die erhaltene Coffin-Manson-Gleichung lautet:

$$N_f = 6{,}2\left(\Delta\varepsilon_p^{acc}\right)^{-1{,}93}, \text{ (PbSnAg, CSP).} \tag{3.121}$$

- Der Exponent wird folgender Kategorie zugeordnet: Literaturwerte des Coffin-Manson-Exponenten von SnPb, Lotball.

3.30 Fatigue analysis of flip chip assemblies using thermal stress simulations and a coffin-manson relation (Darveaux et al., 1991)

Allgemein werden in der Mikroelektronik Materialien mit verschiedenen thermischen Ausdehnungskoeffizienten verwendet, wodurch unter thermischer Last lokale Spannungserhöhungen verursacht werden.

Mit Hilfe von plastischen Kriechverformungen des Lotes können derartige Spannungserhöhungen abgebaut werden. Das Kriechverhalten hängt von den anliegenden Temperaturen und der Zeit ab. In experimentellen Untersuchungen sind somit die Aufheiz-, Abkühl-, Haltezeiten und die Temperaturhube der ausgewählten Temperaturwechseltests sehr bedeutsam.

Trotz dieser Vielzahl von Einflussfaktoren kann eine einfache Beziehung zwischen den erzielten Lebensdauern und den pro Zyklus akkumulierten Kriechdehnungen hergestellt werden. Diese Beziehung ist das Coffin-Manson-Gesetz. Dieses Gesetz wird durch zwei

mathematische Parameter charakterisiert, den Coffin-Manson-Exponenten und den Coffin-Manson-Koeffizienten.

Zwecks Entwicklung eines Coffin-Manson-Gesetzes werden in der Arbeit „*Fatigue analysis of flip chip assemblies using thermal stress simulations and a coffin-manson relation*“ Simulationen vorgenommen, sowie eigene experimentell ermittelte Lebensdauern und experimentell ermittelte Lebensdauern von Norris und Landzberg (1969) und Shah et al. (1970) verwendet. Die Untersuchungen werden an Flip-Chip-Lötverbindungen durchgeführt, das verwendete Lot ist Pb95Sn5.

Hierbei wird folgendermaßen vorgegangen:

- Ein lineares FE-Modell wird für die Berechnung der Steifigkeit des gesamten Modells und der maximalen Dehnung pro Zyklus verwendet, wobei die Dehnung mittels der maximalen Distanz zum neutralen Punkt berechnet wird.
- Eine nichtlineare Analyse, welche die Zeit-, die Temperaturabhängigkeit des Lotmaterials und die Steifigkeit des gesamten Modells berücksichtigt, wird verwendet, um Spannungs-Dehnungs-Hysteresen zu ermitteln. Hierdurch können die pro Zyklus akkumulierten Kriechdehnungen bestimmt werden.
- Durch Auftragung der pro Zyklus akkumulierten Kriechdehnungen und der experimentell ermittelten Lebensdauern in einem doppellogarithmischen Diagramm werden der Coffin-Manson-Exponent und der Coffin-Manson-Koeffizient ermittelt. Das Diagramm ist in Abb. 3.94 dargestellt.

Verschiedene Temperaturwechseltests liegen zugrunde:

- Norris und Landzberg, 1969: Thermo-Wechsel-Tests mit Aufheizzeiten von 3 bis 8 Minuten, Abkühlzeiten von 3 bis 7 Minuten und Haltezeiten von 0 bis 8 Minuten. Die verschiedenen Temperaturintervalle sind (0/150 °C), (-40, 110 °C) und (25/85 °C).
- Shah und Kelly, 1970: Thermo-Wechsel-Tests mit Aufheiz- und Abkühlzeiten von 3 Minuten und Haltezeiten von 0 und 15 Minuten. Das Temperaturintervall ist (0/150 °C).
- eigene Untersuchungen: Thermo-Wechsel-Tests mit Aufheizzeiten von 1 bis 2,5 Minuten, Abkühlzeiten von 1,5 bis 3,5 Minuten und Haltezeiten von 1 Minuten. Das Temperaturintervall ist (-40/100 °C).

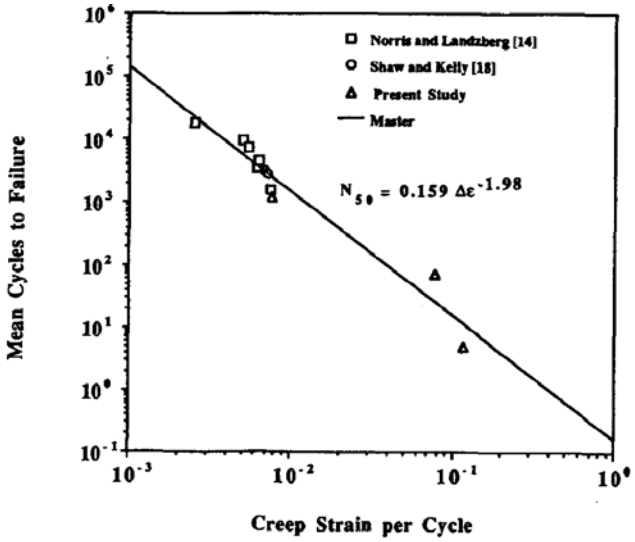


Abb. 3.94: Ermittlung des Coffin-Manson-Gesetzes, (Darveaux et al., 1991)

Zusammenfassung und Angabe der Gleichungen:

- Untersucht werden Lötverbindungen von Flip-Chip-Bausteinen.
- Experimentelle Lebensdaueruntersuchungen, verschiedene Temperaturwechseltests.
- Schädigungskriterium: Thermomechanische Belastung bis keine elektrische Leitung vorhanden ist.
- Die Kriechdehnungen werden mittels FE-Simulationen berechnet.
- Die erhaltene Coffin-Manson-Gleichung lautet:

$$N_{\mathrm{f}} = 0{,}16\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-1{,}98},\ \text{(Pb95Sn5)}. \tag{3.122}$$

- Die Exponenten werden folgenden Kategorien zugeordnet: Literaturwerte des Coffin-Manson-Exponenten von SnPb, Lotball.

3.31 Correlation of uniaxial tension-tension, torsion, and multiaxial tension-torsion fatigue failure in a 63Sn-37Pb solder alloy (Cortez et al., 1992)

In dieser Arbeit werden analog zur Arbeit Andersson et al. (2005) Zug-/Druckproben aus Bulk-Material des Lotes SnPb37 untersucht. Folgenden Versuche werden durchgeführt:

- zyklische Zug-/Druckversuche;
- zyklische Torsionsversuche;
- kombinierte zyklische Zug-/Druck- und Torsionsversuche.

Bei allen Versuchen wird eine Lastfrequenz von 0,5 Hz verwendet. Alle Tests finden bei Raumtemperatur statt. Die plastischen Dehnungen werden mit Hilfe von aufgezeichneten Hysteresen ermittelt. Die Ergebnisse der verschiedenen Untersuchungen sind in Abb. 3.95 dargestellt.

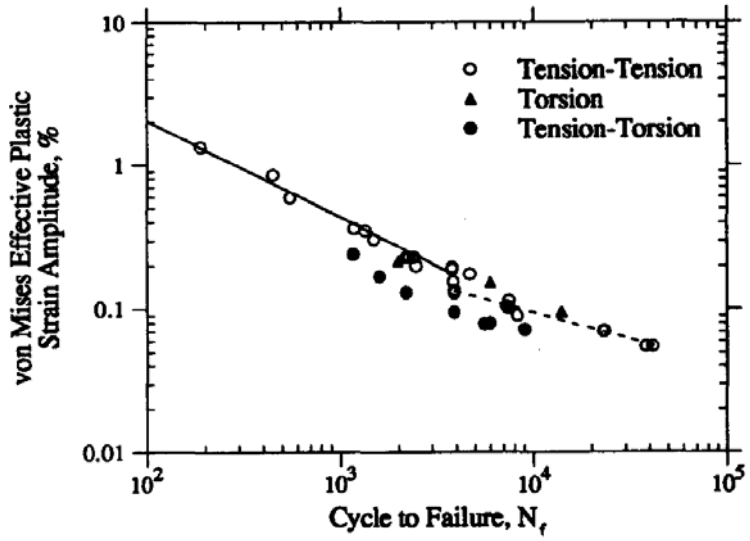


Abb. 3.95: Doppellogarithmische Auftragung der ermittelten Lebensdauerzyklen und plastischen Dehnungen, (Cortez et al., 1992)

Zusammenfassung und Angabe der Gleichungen:

- Untersucht werden Zugproben aus Bulkmaterial.
- Die Zugproben werden zyklischen Zug-/Druckversuchen, Torsionsversuchen und kombinierten Zug-/Druck-/Torsionsversuchen ausgesetzt.
- Schädigungskriterium: Bei Zug-/Druckversuchen wird die Probe als versagt definiert, wenn ein plötzlicher Abfall des Verhältnisses der absoluten maximalen Zugspannung über der maximalen Druckspannung beobachtet wird. Bei multiaxialer Beanspruchung wird die Probe als versagt definiert, wenn Instabilität in der Zugkraft stattfindet.
- Die relevanten Coffin-Manson-Gleichungen lauten:

$$N_f = 811{,}9\left(\Delta\varepsilon_p^{acc}\right)^{-1{,}49} \text{ (SnPb37)}, \tag{3.123}$$

$$N_f = 111{,}43\left(\Delta\varepsilon_p^{acc}\right)^{-2{,}7} \text{ (SnPb37)}. \tag{3.124}$$

- Die Exponenten werden folgenden Kategorien zugeordnet: Literaturwerte des Coffin-Manson-Exponenten von SnPb37, Lotfuß.

3.32 Mechanical behaviors of 60/40 tin-lead solder lap joints (Enke et al., 1989)

In dieser Arbeit wird die Lotlegierung SnPb40 hinsichtlich Zuverlässigkeit untersucht. Mittels Lap-Shear-Versuchen und Simulationen werden Lebensdauergleichungen für das Lotmaterial entwickelt. Die Versuche werden dehnungs- und kraftgesteuert bei Raumtemperatur ausgeführt. Die Frequenz der Belastung wird in einem Intervall von 0,007 bis 0,5 Hz variiert. Zur Berechnung der plastischen Dehnungen, die für die Ermittlung des Coffin-Manson-Gesetzes notwendig sind, werden 2D-FE-Simulationen verwendet. In Abb. 3.96 sind die wichtigsten Abmessungen der Probe und die Lagerung veranschaulicht. Zudem wird das verwendete 2D-FE-Netz gezeigt.

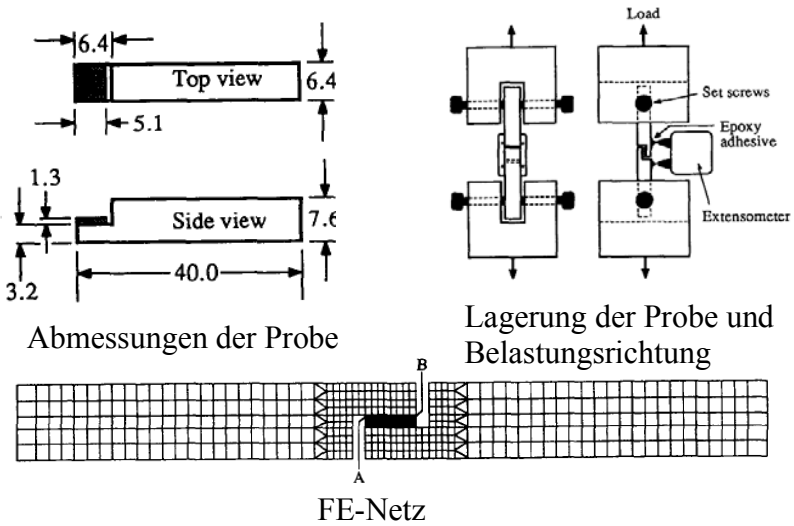


Abb. 3.96: Abmessungen der Lap-Shear-Proben, Auflagerung der Probe, 2D-FE-Netz, (Enke et al., 1989)

In Abb. 3.97 ist ein doppellogarithmisches Diagramm zu sehen, in dem die experimentell ermittelten Lebensdauern über der plastischen Dehnungsamplitude aufgetragen sind. Die Korrelation der Lebensdauern und der Dehnungsamplituden kann mittels einer Regressionsgerade dargestellt werden. Die mathematische Beschreibung dieser Regressionsgerade ist das Coffin-Manson-Gesetz.

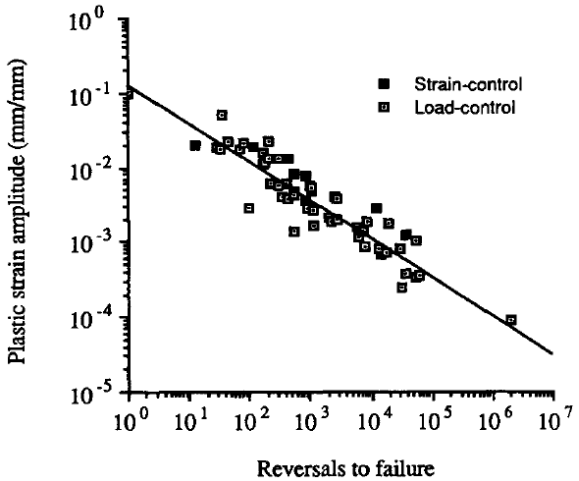


Abb. 3.97: Korrelation der plastischen Dehnungen und der Lebensdauerzyklen, (Enke et al., 1989)

Zusammenfassung und Angabe der Gleichungen:

- Untersucht werden Lap-Shear-Proben bei Raumtemperatur.
- Experimentell ermittelte Lebensdauerzyklen.
- Schädigungskriterium: Die Probe gilt als versagt, wenn der verbleibende tragende Querschnitt einen kritischen Wert überschritten hat.
- Die Kriechdehnungen werden mittels 2D-FE-Simulationen berechnet.
- Die erhaltene Coffin-Manson-Gleichung lautet:

$$N_{\mathrm{f}} = 0{,}013\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-1{,}92} \text{ (SnPb40).} \tag{3.125}$$

- Die Exponenten werden folgenden Kategorien zugeordnet: Literaturwerte des Coffin-Manson-Exponenten von SnPb, Lotfuß.

3.33 Thermomechanical fatigue life prediction of 63Sn/37Pb solder (Guo, 1991)

Diese Arbeit stammt von den Autoren der Cortez et al. (1992. Es geht hier nur um eine Erweiterung der vorherigen Arbeiten.

Zusammenfassung und Angabe der Gleichungen:

- Untersucht werden Zugproben aus Bulkmaterial.
- Die Zugproben werden zyklischen Zug-/Druckversuchen, Torsionsversuchen und kombinierten Zug-/Druck-/Torsionsversuchen ausgesetzt.
- Die relevanten Coffin-Manson-Gleichungen lauten:
    - Schädigungskriterium: Bei Zug-/Druckversuchen wird die Probe als versagt definiert, wenn ein plötzlicher Abfall des Verhältnisses der absoluten maximalen Zugspannung über der maximalen Druckspannung beobachtet wird.

$$N_{\mathrm{f}} = 0{,}00139\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-1{,}39} \quad \text{(SnPb37)} \tag{3.126}$$

$$N_{\mathrm{f}} = 0{,}00545\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-2{,}08} \quad \text{(SnPb37)} \tag{3.127}$$

    - Schädigungskriterium: Die Probe gilt als versagt, wenn nur die Hälfte der maximalen Spannung relativ zum vorherigen Betrachtung betrachtet wird.

$$N_{\mathrm{f}} = 0{,}00103\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-1{,}35} \quad \text{(SnPb37)} \tag{3.128}$$

$$N_{\mathrm{f}} = 0{,}00439\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-2{,}04} \quad \text{(SnPb37)} \tag{3.129}$$

- Die Exponenten werden folgenden Kategorien zugeordnet: Literaturwerte des Coffin-Manson-Exponenten von SnPb37, Lotfuß.

3.34 Mechanical fatigue characteristics of Sn-3.5Ag-X (X = Bi, Cu, Zn and In) solder alloys (Kariya et al., 1998)

Analog zu der Arbeit von Shi et al. (2000 und Pang et al. (2004) wurden hier ähnliche Untersuchungen durchgeführt.

- Ermittelte Coffin-Manson-Gleichung:

$$N_{\mathrm{f}} = 0{,}139\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-2{,}27} \quad \text{(SnAg3,5Cu2)} \tag{3.130}$$

3.35 Cyclic softening of the Sn-3.8Ag-0.7Cu lead-free solder alloy with equiaxed grain structure (Zeng, et al., 2005)

Die Autoren der Arbeit Zeng, et al. (2005) befassen sich genau mit ähnlichen Experimenten, wie Shi et al., (2000 und Pang et al. (2004).

- Ermittelte Coffin-Manson-Gleichung:

$$N_{\mathrm{f}} = 87{,}015\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-2{,}27} \quad \text{(SnAg3,8Cu0,7)} \tag{3.131}$$

$$N_{\mathrm{f}} = 100{,}738\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-2{,}17} \quad \text{(SnAg3,8Cu0,7, (Zeng et al., 2004))} \tag{3.132}$$

$$N_{\mathrm{f}} = 0{,}05445\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-2{,}262} \quad \text{(Engelmaier, 1984)} \tag{3.133}$$

3.36 Thermal fatigue life prediction of solder joints using stress analysis (Mukai et al., 1997)

In diese Arbeit wurde nur die folgende Coffin-Manson-Gleichung verwendet aber es lag keinen Zitat vor.

$$N_{\mathrm{f}} = 0{,}15\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{acc}}\right)^{-1{,}94} \quad \text{(SnPb37)} \tag{3.134}$$

Zusammenfassung:

Grundsätzlich verwenden alle Studien zur Ermittlung der Lebensdauergleichungen eine identische Vorgehensweise. Zwischen den experimentell erhaltenen Lastzyklen und einem bestimmten Schädigungsparameter kann eine Verknüpfung hergestellt werden. Diese Verknüpfung kann mittels eines Potenzansatzes beschrieben werden.

Die in dieser Arbeit vorgestellten Veröffentlichungen unterscheiden sich sowohl in der Art und Weise, in der die Experimente durchgeführt wurden, als auch in der Ermittlung des entsprechenden Schädigungsparameters.

Auf Basis von Bulk-Materialien wurden z.B. Zug-, Druck-, und Torsionsversuche an unterschiedlichen, runden oder flachen, Zugprobegrößen bei Raumtemperatur und/oder bei verschiedenen Temperaturen durchgeführt. Um realitätsnahe Proben untersuchen zu können, werden ebenso Schertests an Lap-Scherproben unterschiedlicher Größen bei verschiedenen Temperaturen verwendet. Außerdem zeigen die Untersuchungen der letzten Jahre eine Tendenz hin zu thermomechanischen Analysen an diversen elektronischen Baugruppen. Außerdem differieren die Veröffentlichungen hinsichtlich der Definition der Lebensdauer. Einige aufgeführte Kriterien zur Definition sind:

- Totales Versagen (bei Zugproben),
- Erreichen von 50 % oder mehr der vordefinierten Risslänge (abgelesen von Schliffbildern) bei thermischen Belastungen,
- Feststellung der Degradation der Scherfestigkeit anhand der Restscherkraft (50 %, 67 % relativ zum Ausgangszustand),
- Der elektrische Widerstand der Lötverbindung (des Testboards) soll den Schwellenwert von 1000 Ohm (300 Ohm) bei thermischen Belastungen überschreiten,
- Rissinitiierung an Lötverbindungen zwischen piezokeramischen Platten.

All diese Lebensdauerkriterien führen demzufolge zu unterschiedlichen Coffin-Manson- und Morrow-Gleichungen. Darüber hinaus fanden zahlreiche Schädigungsparameter in den verschiedenen Veröffentlichungen Anwendung. Letztere haben ebenfalls einen wesentlichen Einfluss auf die ermittelten Lebensdauergleichungen. Im Folgenden werden die zu den größtenteils verwendeten Schädigungsparametern zusammengefasst:

- Belastungsamplituden plastischer Dehnungen (elastische, Kriech- und zeitunabhängige plastische Dehnung),
- Erhaltene totale Dehnungen (elastische und plastische Dehnungen),
- Optische Messung der plastischen Dehnungen,
- Per Finiten Elementen ermittelten plastischen Dehnungen und Energiedichten,
- Von Mises-Spannungen.

Alle vorgeführten Parameter erklären die Diskrepanz und die Widersprüche in den resultierenden Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten. Für die SAC-Lote existieren bislang keine allgemeingültigen Lebensdauergleichungen. Um zuverlässige und exakte Lebensdauergleichungen zu erhalten, sind einerseits umfassende Charakterisierung der blefreien Legierungen und andererseits langjährige Erfahrungen im Hinblick auf die Zuverlässigkeit der realen Lötverbindung erforderlich.

4 FE-Simulation an Widerstände bzw. Kondensatoren

Mikroelektronische Widerstände und Kondensatoren bestehen aus Werkstoffen mit unterschiedlichen Materialeigenschaften: Die E-Moduli, Querkontraktionszahlen und insbesondere die thermischen Ausdehnungskoeffizienten differieren. Weiterhin führen „geometrische Nichtlinearitäten“ wie Kerben, (Mikro-) Risse oder Verengungen des Querschnitts zu Spannungserhöhungen.

Speziell in der Automobilindustrie wird der Einsatz mikroelektronischer Komponenten durch hohe Temperaturen erschwert. Die Lötverbindungen werden deshalb während der Erforschung und Erprobung verschiedenen thermischen Lastzyklen ausgesetzt. Folglich werden in den Lötstellen Spannungen und Dehnungen aufgrund der thermischen Fehlpassungen induziert. Diese Spannungen und Dehnungen können mit Hilfe von FE-Programmen numerisch berechnet werden.

Die Durchführung solcher FE-Simulationen ist Gegenstand dieses Kapitels. Als Solver wird das kommerzielle Programm ABAQUS/CAE verwendet. ABAQUS ist ein FE-Programm des Herstellers ABACOM. ABAQUS gehört zu den meistverwendeten Ingenieurprogrammen zur Berechnung strukturmechanischer Probleme, zur Analyse von Statik, Festigkeit und des dynamischen Verhaltens von Bauteilen in der Fahrzeugtechnik, im Flugzeug- und im Maschinenbau. ABAQUS ist ein vollständiges Modul und kann als Präprozessor, Solver oder als Postprozessor verwendet werden.

Die thermo-mechanische Wirkung vordefinierter Temperaturwechseltests auf zu untersuchende mikroelektronische Bausteine wird im Zuge der FE-Simulationen simuliert. Untersucht werden einerseits verschiedene Widerstände, ausgehend vom kleinsten Modell CR0201, über die mittelgroßen Ausführungen CR0402 und CR1206, bis hin zum größten Modell CR2512. Des Weiteren werden die Kondensatoren CC0603, CC0805, CC1206, CC1812-BigPad („-bp“) und CC1812-SmallPad („-sp“) modelliert.

In den FE-Simulationen wird weiterhin eine Vielzahl verschiedener Lötverbindungen wie folgt untersucht:

- Variation der Lotlegierungen anhand der Kriecheigenschaften
- verschiedene Lotmengen aufgrund der verschiedenen Bauteilgrößen
- verschiedene thermische Belastungen: Thermoschocktests („TS“) mit hohen Abkühl- und Aufheizgeschwindigkeiten und langen Haltezeiten, Thermowechseltests („TW“) mit langsameren Abkühl- und Aufheizgeschwindigkeiten, jedoch ohne Haltezeiten

4.1 Vorbereitungen für die FE-Simulationen der Widerstände und Kondensatoren

Für eine FE-Simulation muss grundsätzlich der geometrische Aufbau des zu untersuchenden Bauteils oder der zu untersuchenden Baugruppe bekannt sein. Hierfür genügen dreidimensionale CAD-Modelle, die mit Hilfe von ABAQUS/CAE erstellt werden. Weiterhin müssen Randbedingungen, Materialeigenschaften und Temperaturbelastungen definiert werden. Diese Schritte sind in den folgenden Unterkapiteln detailliert beschrieben.

4.1.1 Abmessungen

Abmessungen der Widerstände

Sowohl die Abmessungen der Keramiken als auch der Kappen der zu untersuchenden Widerstände werden dem Internet entnommen (Welwyn, 2009). In Abb. 4.1. sind die Abmessungen der jeweiligen Widerstände aufgelistet. Weiterhin werden Schliffbilder aus dem BMBF-Projekt *LIVE* genutzt, um fehlende Geometriedaten für das Kupferpad und den Lotspalt zu definieren. Abb. 4.2 zeigt Schliffbilder der Widerstände CR0201, CR1206 und CR2512. Der Widerstand CR0402 ist nicht abgebildet. Die Daten für dessen Kupferpad und dessen Lotspalt wurden persönlich übermittelt (Dudek, 2007).

Auf Basis dieser Daten werden, wie bereits erwähnt, dreidimensionale CAD-Modelle in ABAQUS erstellt. Sie sind, zusammen mit den relevanten Abmessungen der einzelnen Bausteine, in den Abbildungen 4.3 bis 4.6 dargestellt. Da die Widerstände zwei Symmetrieebenen aufweisen, werden Viertelmodelle betrachtet.

Dimensions (mm) & Weight (mg)

	L	W	Tmax	A	C	Wt
0201	0.6 ± 0.05	0.3 ± 0.05	0.26	0.12 ± 0.05	0.12 ± 0.05	1
0402	1.0 ± 0.05	0.5 ± 0.05	0.40	0.2 ± 0.1	0.2 ± 0.1	3
0603	1.6 ± 0.2	0.8 ± 0.2	0.55	0.3 ± 0.2	0.3 ± 0.2	6
0805	2.0 ± 0.2	1.25 ± 0.2	0.65	0.4 ± 0.2	0.4 ± 0.2	9
1206	3.2 ± 0.2	1.6 ± 0.2	0.65	0.5 ± 0.2	0.5 ± 0.2	20
1210	3.2 ± 0.2	2.6 ± 0.2	0.50	0.45 ± 0.2	0.5 ± 0.2	25
2010	4.9 ± 0.2	2.4 ± 0.2	0.65	0.5 ± 0.2	0.6 ± 0.2	36
2512	6.3 ± 0.2	3.1 ± 0.2	0.65	0.5 ± 0.2	0.6 ± 0.2	55

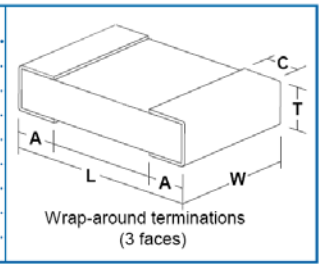


Abb. 4.1: Verwendete Abmessungen der Widerstände (Welwyn, 2009)

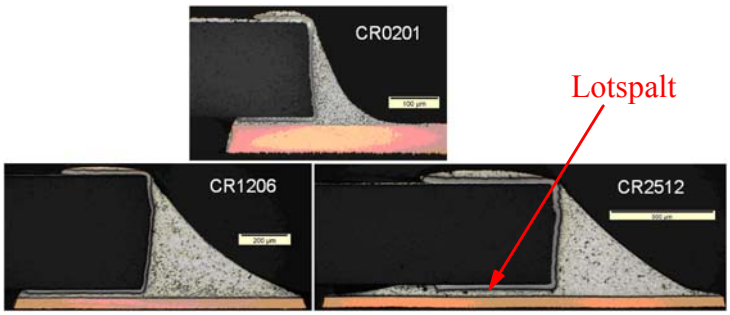


Abb. 4.2: Schliffbilder der Widerstände (Scheel et al., 2008)

Der kleinste Widerstand CR0201 weist eine Größe von ca. 0,2×0,6×0,3 mm^3 auf, wie in Abb. 4.3 dargestellt. Der Lotspaltbereich beträgt 0,008 mm und ist ausschließlich mit intermetallischen Phasen gefüllt, wie Schliffuntersuchungen bestätigen. Zusätzlich ist beim Widerstand CR0201 eine Nickelschicht zwischen Kupferpad und Lotbereich angebracht. Die Dicke des Kupferpads beträgt 0,02 mm.

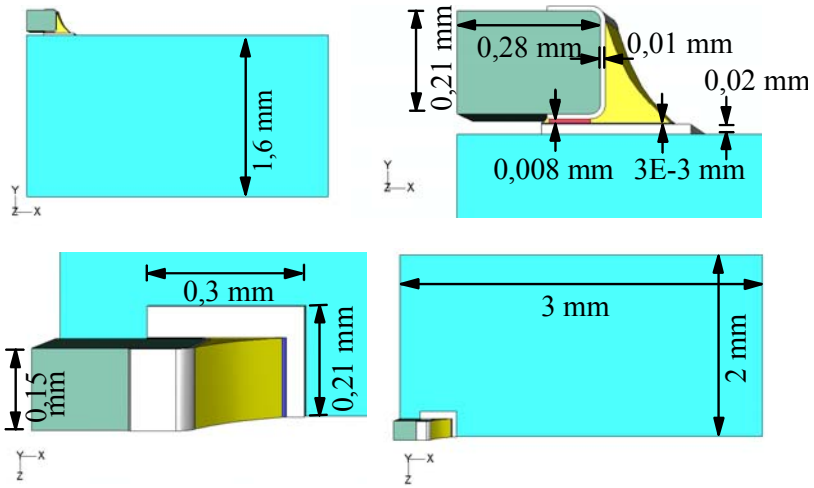


Abb. 4.3: CR0201-Abmessungen

Die Eckbereiche der Keramik sind bei allen Widerständen abgerundet, um künstliche Spannungs- und Dehnungsspitzen zu unterdrücken. Die Platinendicke ist bei allen Widerständen konstant und beträgt 1,6 mm.

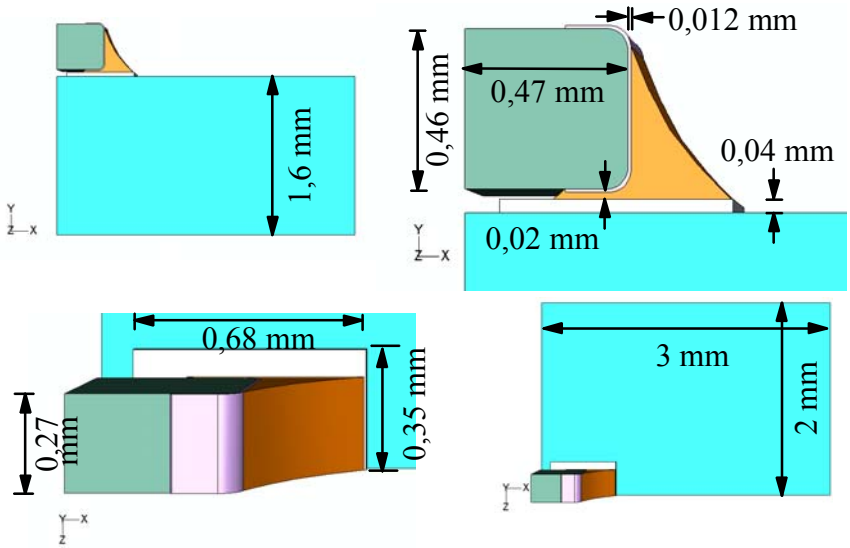


Abb. 4.4: CR0402-Abmessungen

Der Widerstand CR0402, gezeigt in Abb. 4.4, ist doppelt so groß wie das kleinste Modell CR0201. Die Lotspalthöhe liegt bei 0,02 mm. Intermetallische Phasen werden nicht berücksichtigt. Das Kupferpad hat eine Dicke von 0,04 mm.

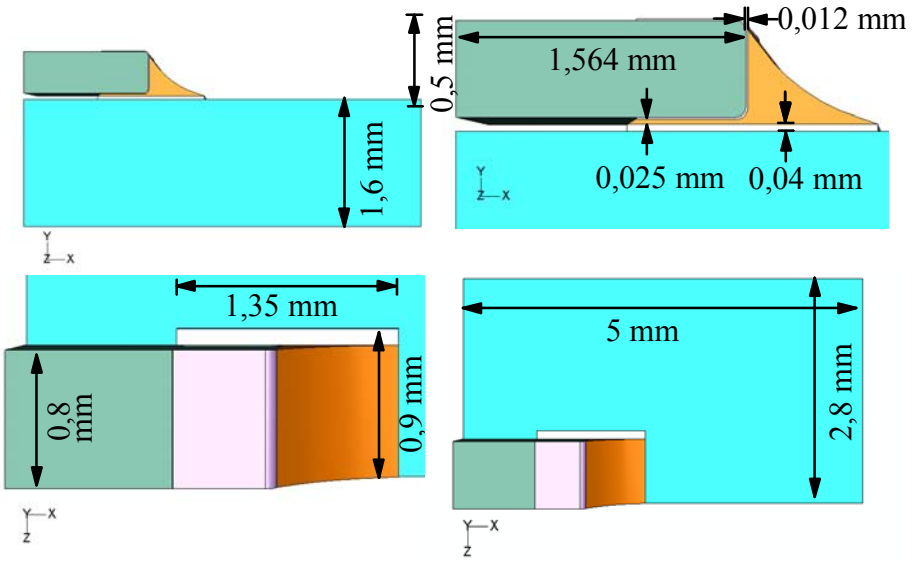


Abb. 4.5: CR1206-Abmessungen

Der Widerstand CR1206, gezeigt in Abb. 4.5, hat eine ungefähre Größe von 0,5×3×1,6 mm³ und ist somit im Vergleich zu den anderen Keramikwiderständen relativ voluminös. Die Lotspaltdicke beträgt 0,025 mm. Das Kupferpad hat wiederum eine Dicke von 0,04 mm.

Der Widerstand CR2512, gezeigt in Abb. 4.6, ist ungefähr doppelt so groß wie das Modell CR1206. Die Höhen des Kupferpads und des Lotspalts bleiben dennoch erhalten.

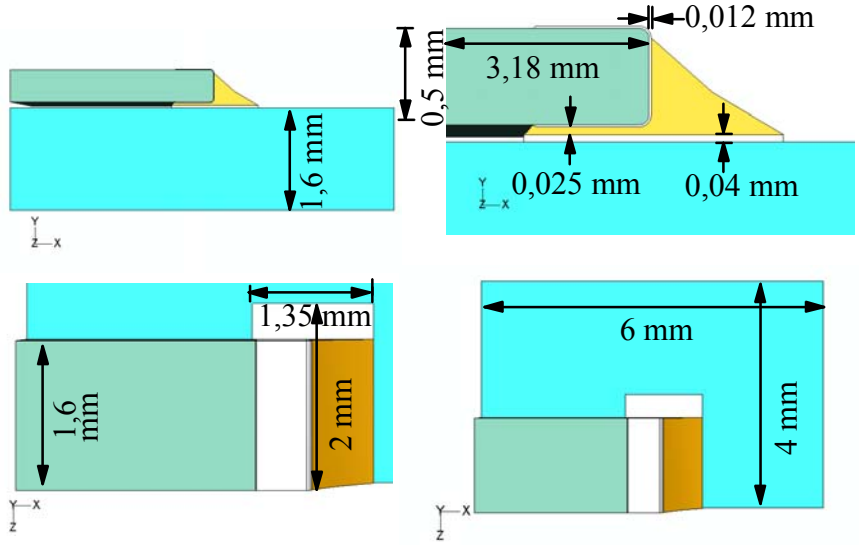


Abb. 4.6: CR2512-Abmessungen

Abmessungen der Kondensatoren

Trotz ähnlicher Bezeichnungen (etwa CR1206 und CC1206) sind die Keramikkörper der zu untersuchenden Kondensatoren „dicker“ als die der Widerstände. Die Abmessungen der Kupferpads sind in Tabelle 4.1 aufgelistet. Die angegebenen Größen sind in Abb. 4.7 schematisch dargestellt.

Tabelle 4.1: Abmessungen der Kupferpads der Kondensatoren

	A [mm]	B [mm]	G [mm]
CC0603	0,90	0,90	0,90
CC0805	1,25	1,30	0,80
CC1206	1,10	2,00	1,80
CC1812-small-pad	1,00	1,20	3,20
CC1812-big-pad	2,00	3,20	3,20

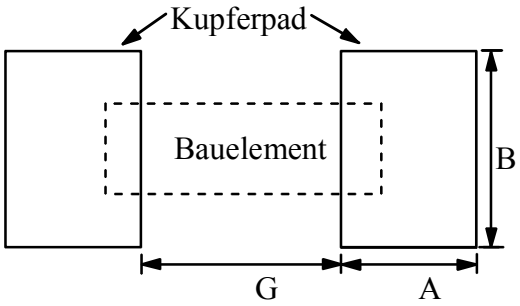


Abb. 4.7: Kupferpad-Abmessungen

In Abb. 4.8 sind die zu untersuchenden Kondensatoren gezeigt, und die Lötverbindungen auf der Platine anhand von Schliffbildern illustriert. Im Gegensatz zu den Kappen der Widerstände ummanteln die Kappen der Kondensatoren die Keramik auch seitlich. Demzufolge ist hier auch das Lot zum Teil seitlich angebunden. Des Weiteren weisen die Kappen der Kondensatoren entlang der vertikalen und horizontalen Kanten der Keramik veränderliche Dicken auf, wie in Abb. 4.9 zu erkennen ist. Diese konstruktiven Merkmale stellen die Hauptunterschiede zu den Widerständen dar. Der kleinste Kondensator CC0603 weist eine Größe von ca. $0{,}875 \times 1{,}6 \times 0{,}8\ mm^3$ auf. Somit ist er ungefähr halb so groß wie das Modell CC0805 (siehe Abb. 4.9 und 4.10). Der Kondensator CC1206 ist in Abb. 4.11 dargestellt. Er ist fast dreimal so groß wie das Modell CC0603.
Die Modellierung der Kondensatoren erfolgt ebenfalls in Form von Viertelmodellen.

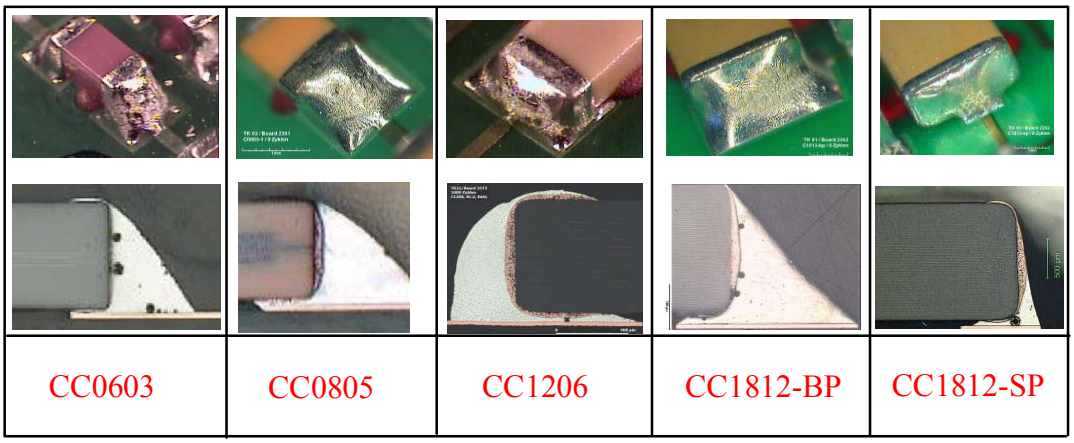


Abb. 4.8: Fotos und Schliffbilder der verwendeten Kondensatoren (Reichelt, 2007)

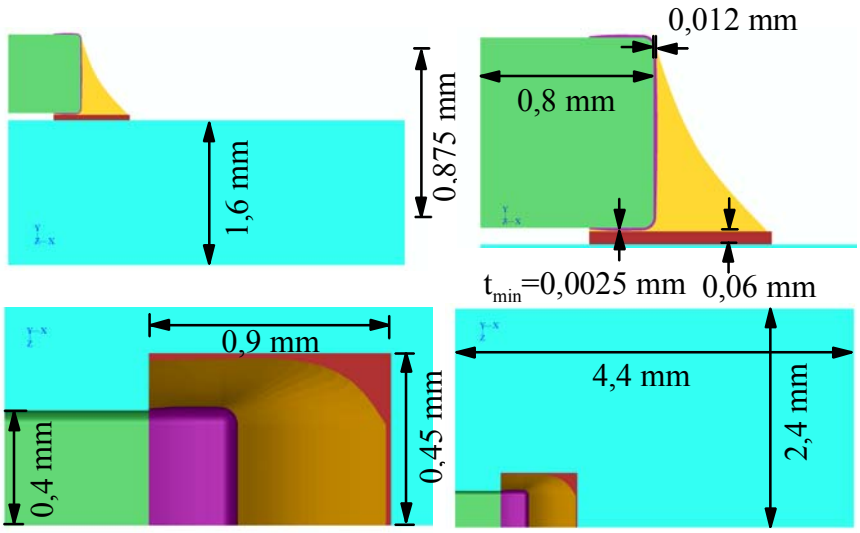


Abb. 4.9: CC0603-Abmessungen

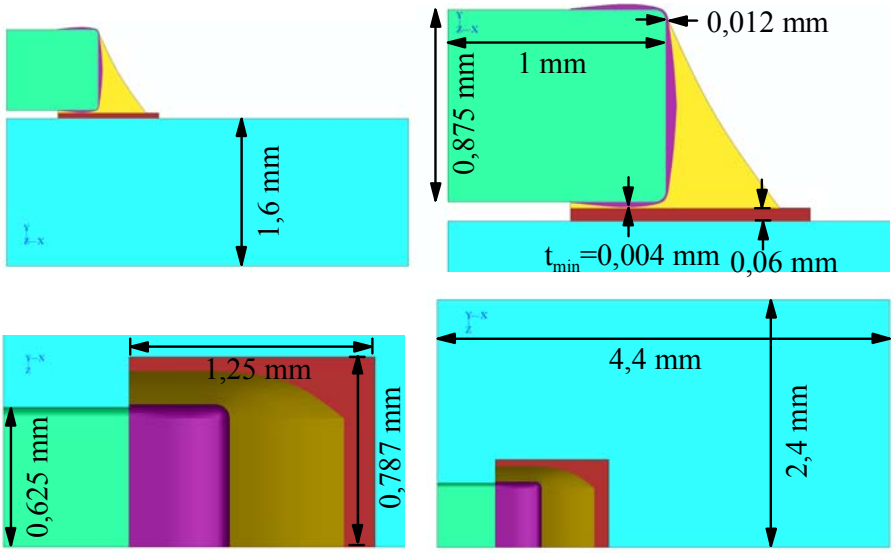
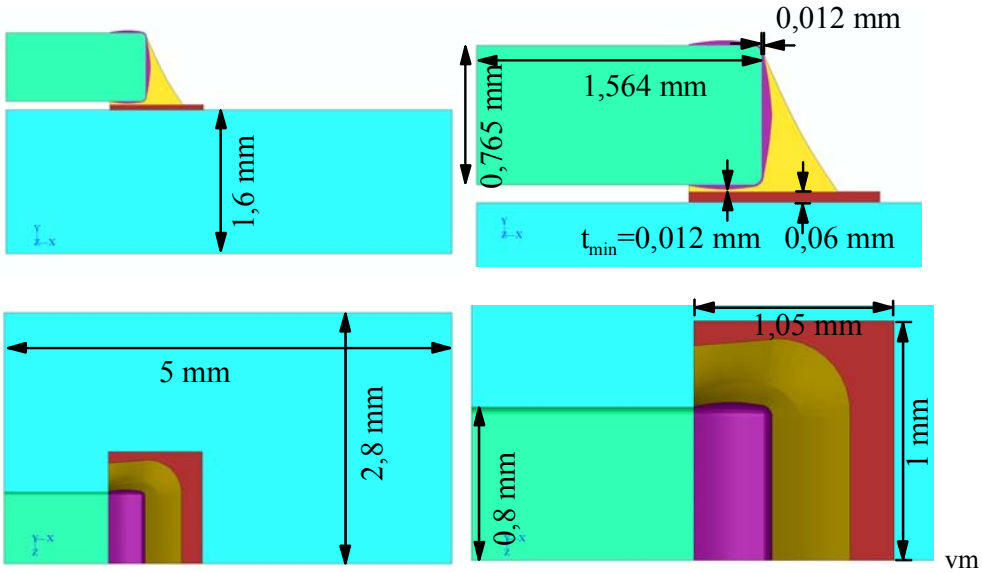


Abb. 4.10: CC0805-Abmessungen



vm

Abb. 4.11: CC1206-Abmessungen

Die größeren Bausteine CC1812-sp und CC1812-bp unterscheiden sich hinsichtlich der Kupferpads und der verwendeten Lotmengen. Die Bezeichnung CC1812-SmallPad weist darauf hin, dass Kupferpad und Lotvolumen im Vergleich zum Modell CC1812-BigPad klein sind, da das Lot nicht auf die gesamte Breite der Kappe aufgetragen wird. Dies ist in Abb. 4.12 dargestellt.

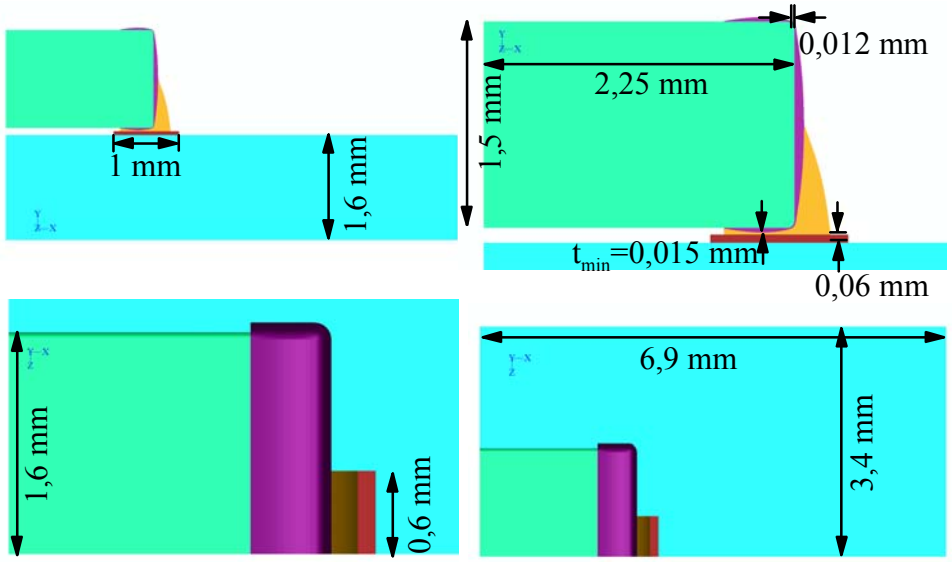


Abb. 4.12: CC1812-sp-Abmessungen

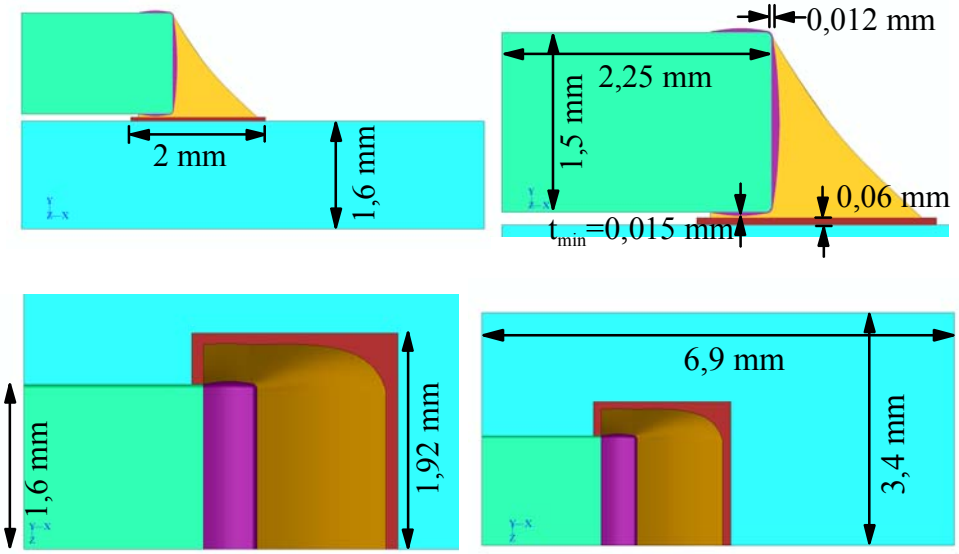


Abb. 4.13: CC1812-bp-Abmessungen

Die Kondensatoren weisen teilweise zwei unterschiedliche Lotformen (konkav und konvex) auf. Dieser Sonderfall wurde mit Hilfe von FE-Simulationen an zwei Kondensatoren CC0805 und CC1812-BP untersucht. Um einen Vergleich zwischen diesen beiden Formen zu ermöglichen, wird in den FE-Simulationen nur an einer Symmetrieebene geschnitten, sodass sich Halbmodelle ergeben. Somit können in einem Modell die genannten zwei Lotformen gleichzeitig modelliert werden. Abb. 4.14 zeigt den Baustein CC0805 mit einer konkaven (links) und einer konvexen Lotform (rechts).

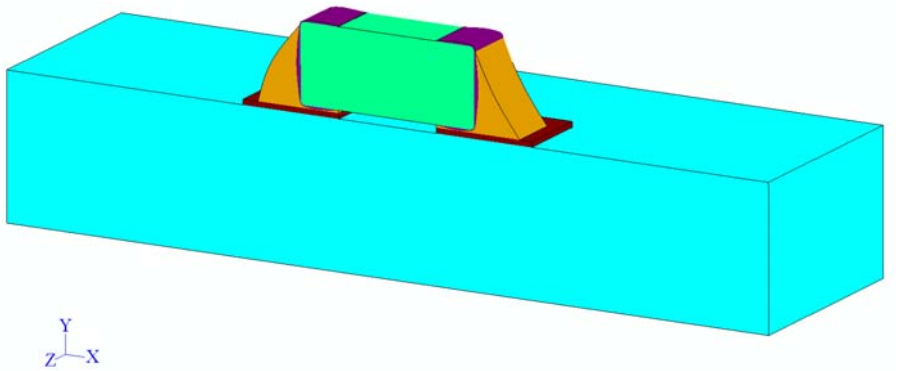


Abb. 4.14: CC0805 mit konkavem und konvexem Lot

4.1.2 3D-FE-Modell, Randbedingungen

Die untersuchten Kondensatoren und Widerstände unterscheiden sich allein durch ihre Größen, wobei die Größenverhältnisse jeweils bestehen bleiben. Sie werden überdies denselben Randbedingungen ausgesetzt. Die weitere, für alle Bauteile gültige Vorgehensweise wird am Beispiel des Widerstands CR2512 im Folgenden beschrieben.

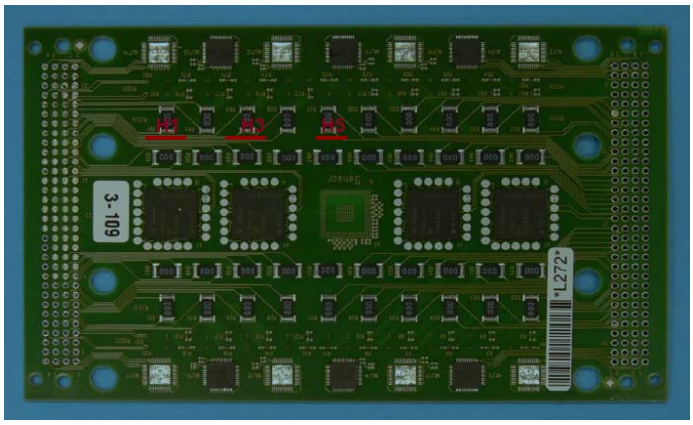


Abb. 4.15: Beispiel einer bestückten Platine (Scheel et al., 2008)

Auf einer Platine sind im Regelfalle hunderte von elektronischen Bausteinen in dichter Anordnung befestigt. In Abb. 4.15 ist eine derartig bestückte Platine abgebildet. Hinsichtlich einer größtmöglichen Genauigkeit wäre die Untersuchung von gesamten Platinen wünschenswert. Da die Rechenzeiten hierbei jedoch viel zu hoch wären, werden die Widerstände und Kondensatoren einzeln betrachtet. Aus denselben Gründen werden real durchaus existierende Verwölbungen der Platine nicht berücksichtigt. Der hierdurch entstehende Fehler wird allerdings als gering erachtet.

Insbesondere bei dreidimensionalen FE-Simulationen hat die Anzahl an Knoten- bzw. Elementen auf die Rechenzeiten entscheidenden Einfluss. Zur größtmöglichen Reduzierung werden Symmetrieeigenschaften genutzt. Die Bausteine besitzen zwei Symmetrieebenen, wie in Abb. 4.16 links dargestellt ist. Die Modellierungen erfolgen daher als Viertelmodelle. Im Falle der Betrachtungen der konkaven und der konvexen Lotformen werden Halbmodelle betrachtet.

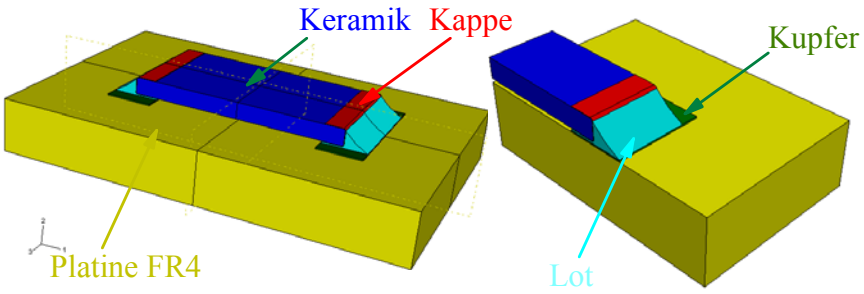


Abb. 4.16: CAD-Symmetrien, CR2512

Abb. 4.17 zeigt die anzuwendenden Lagerungen der FE-Modelle. Die Randbedingungen werden den Knoten zugeordnet. Verschiebungen der Knoten der Fläche A in X-Richtung werden aufgrund von Symmetrie unterbunden, dies gilt ebenso für Verschiebungen der Fläche B in Z-Richtung. Nun ist jedoch noch eine freie Bewegung in Y-Richtung möglich. Dies wird durch die Fesselung eines einzigen Knotens C in Y-Richtung unterbunden. Nun erst sind Starrkörpertranslationen und -rotationen unterbunden.

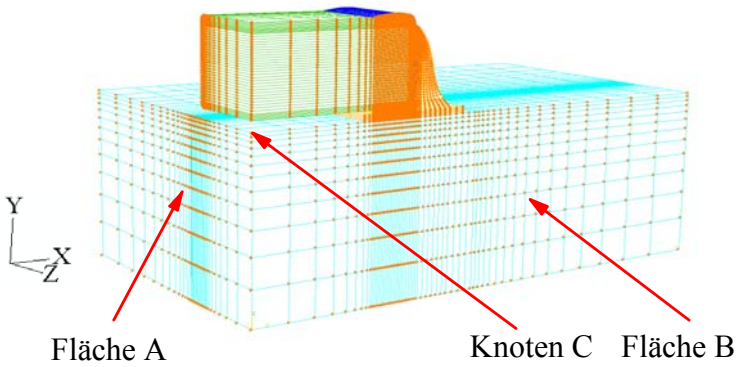


Abb. 4.17: CAD-Symmetrien, CR1206

4.1.3 Vernetzung des Modells

Widerstände

Die CAD-Modelle werden nun mit Hilfe von verschiedenen Vernetzungsstrategien in finite Elemente unterteilt. Da dreidimensionale FE-Modellierungen durchgeführt werden sollen, sind lange Rechenzeiten zu erwarten. Die Strategie besteht deshalb darin, die Netze nur an denjenigen Stellen zu verfeinern, wo zuverlässigkeitsrelevante Ergebnisse zu erwarten sind. Deshalb sind die Lotbereiche und insbesondere die Lotspalten (siehe Abb. 4.2) besonders fein vernetzt. Abrundungen werden ebenfalls möglichst fein diskretisiert, sodass nur geringe Unterschiede zwischen FE-Netz und CAD-Modell und somit dem Schliffbild bestehen und Spannungskonzentrationen vermieden werden. Allgemein gilt, dass die vernetzten Modelle den CAD-Modellen möglichst genau entsprechen sollen.

Die FE-Netze werden mittels des Präprozessors ABAQUS/CAE erstellt. Sie bestehen hauptsächlich aus Hexaederelementen erster Ordnung. In ABAQUS werden diese Elemente als C3D8_Elemente bezeichnet. Der Vorteil von Hexaederelementen liegt insbesondere darin, dass sie erfahrungsgemäß zu zuverlässigen Spannungs-, Dehnungs- und Energiewerte führen. Der Nachteil besteht in einer aufwendigen, manuellen Vernetzung. Auf der äußeren Seite der

Bausteine werden Verdichtungen der Netze vorgenommen, da hier hohe Spannungen zu erwarten sind (siehe Abb. 4.18).

Das Ziel der FE-Simulationen liegt in der Untersuchung der Spannungen und Dehnungen in den Lotbereichen, folglich werden hier besonders feine Vernetzungen appliziert. Die Abbildungen 4.19 bis 4.22 zeigen die erstellten Netze der verschiedenen Bausteine. Hierbei ist anzumerken, dass genau unterhalb der Bausteine, jeweils im Bereich zwischen Kappe und Kupferpad, weitere Verfeinerungen der Netze angestrebt wurden, da hier in experimentellen Untersuchungen oftmals Rissbildungen auftreten. Des Weiteren sind kontinuierliche Netzverläufe das Ziel, insbesondere über Materialgrenzflächen hinweg.

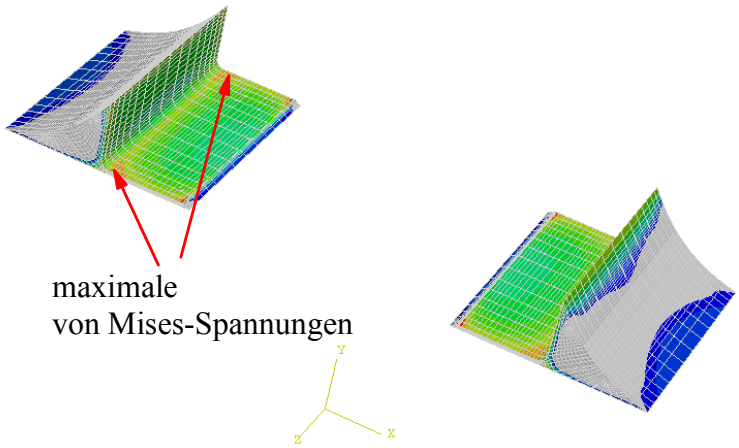


Abb. 4.18: Maximale von Mises-Spannungen bei -40 °C im gesamten Lotbereich

Die Anzahl der Knoten der verschiedenen Netze schwanken zwischen 20000 und 50000, die Anzahl der Elemente sind jeweils etwas geringer. Genaue Angaben finden sich in Tabelle 4.2. Bei den Temperaturwechseltests, die in den Simulationen zur Anwendung kommen, betragen die Rechenzeiten ungefähr sieben Stunden pro Zyklus, wobei ein Verbundrechner aus acht Recheneinheiten verwendet wurde. Eine Anzahl von drei Zyklen pro Temperaturwechseltest ergibt eine Gesamtdauer von ca. 21 Stunden pro Simulation.

Die Erstellung der dreidimensionalen FE-Netze erfolgt bei allen Widerständen anhand der gleichen Strategie. In ABAQUS/CAE ist es möglich, mit Hilfe von Partitionen strukturierte FE-Netze zu generieren. Die Abbildungen 4.19 bis 4.22 zeigen die erstellten FE-Netze. Links ist jeweils der Baustein mit dem Lotspalt abgebildet, welcher, wie bereits erwähnt wurde, von besonderem Interesse ist. Jener ist entsprechend fein diskretisiert. In Richtung der Platine erfolgt jeweils eine Vergröberung, wie rechts in den Abbildungen zu erkennen. Aufgrund der gröberen Vernetzungen der Platinen kann Rechenzeit eingespart werden.

Tabelle 4.2: Knotenanzahl der FE-Modelle der Widerständen

	CR0201	CR0402	CR1206	CR2512
Knotenanzahl	41501	49828	26744	26445
Elementanzahl	36269	43721	23124	22800

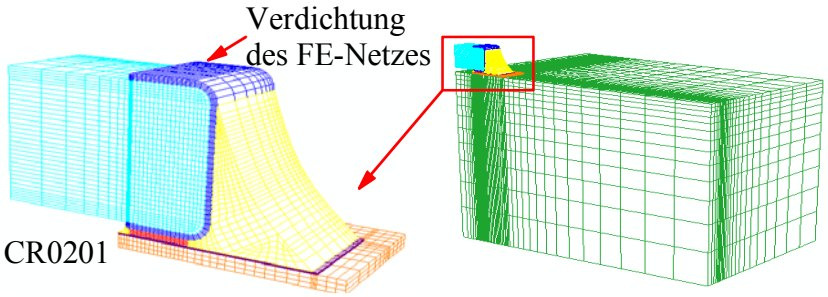


Abb. 4.19: CR0201-FE-Netz

Bei der Erstellung der Netze der vier Bausteine wird auf gleichartige Vernetzungen in den Lötverbindungen Wert gelegt. Dies ermöglicht trotz der unterschiedlichen Abmessungen der verschiedenen Widerstände vergleichbare Ergebnisse der Spannungen und Dehnungen. Die Simulationsergebnisse sollen möglichst keine Netzabhängigkeiten aufweisen.

An Rissspitzen und anderen Grenzflächen werden allgemein in FE-Simulationen häufig Singularitäten der Spannungen und Dehnungen und dementsprechend auch der Energiedichten beobachtet. Prinzipiell könnten die Spannungs-Dehnungs-Berechnungen durch lokale Verfeinerungen der FE-Netze verbessert werden, zu erwarten wären dann jedoch auch Erhöhungen der numerischen Fehler.

Um diesem Widerspruch zu begegnen, haben sich in der Literatur (Lai et al., 2006; Lall et al., 2004; Darveaux, 2000) Mittelungen der Spannungen, Dehnungen und Energien etabliert. Die genaue Art der verwendeten Mittelung wird in Abschnitt 4.2.6 beschrieben.

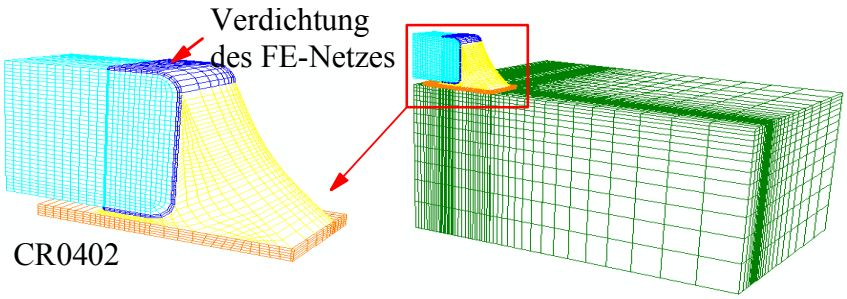


Abb. 4.20: CR0402-FE-Netz

Die FE-Netze der Bausteine CR0402, CR1206 und CR2512 sind ähnlich.

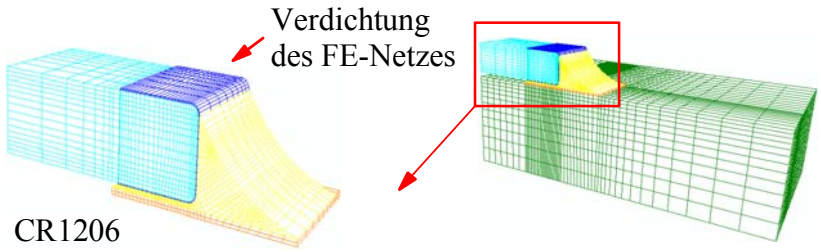


Abb. 4.21: CR1206-FE-Netz

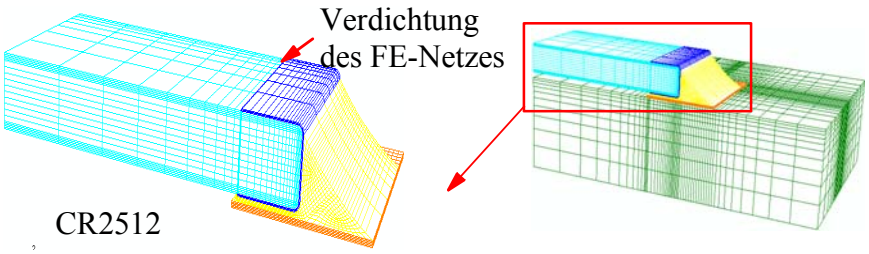


Abb. 4.22: CR2512-FE-Netz

Kondensatoren

Die höchsten maximalen Spannungen sind, analog zu den Widerständen, an den seitlichen Kanten der Lote zu finden (siehe Abb. 4.23). Weiterhin stellt sich heraus, dass vergleichsweise hohe Spannungen jeweils auch an der oberen Kante des Lotmeniskus auftreten. Die FE-Netze sind dementsprechend in den hochbelasteten Bereichen fein vernetzt.

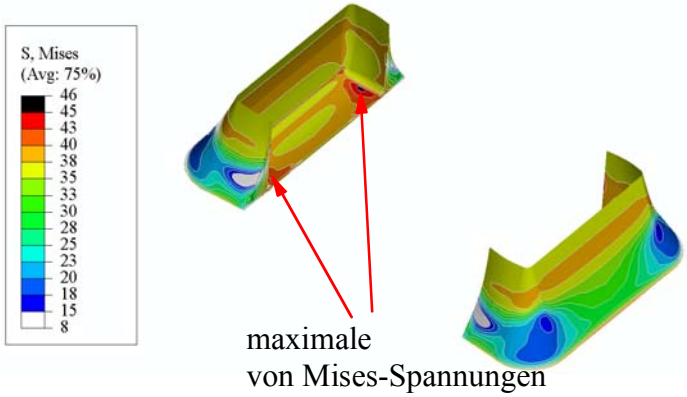


Abb. 4.23: Maximale von Mises-Spannungen bei -40 °C

Die Kondensatoren haben, mit Ausnahme der Kappe und des Lotes, ähnliche Geometrien wie die Widerstände. Folglich werden die Vernetzungen analog zu der in Abschnitt 4.1.3 beschriebenen Art und Weise vorgenommen. Die sich ergebenden Anzahlen der Knoten sind in Tabelle 4.3 aufgelistet.

Tabelle 4.3: Knotenanzahl der FE-Modelle der Kondensatoren

	CC0603	CC0805	CC1206	CC1812-sp	CC1812-bp
Knotenanzahl	89947	78185	102192	97422	93519
Elementanzahl	83629	72362	94202	89407	86468

Die Netze der Kondensatoren weisen im Vergleich zu den Netzen der Widerstände sehr hohe Knotenanzahlen und Elementanzahlen auf. Dies ist auf die, je nach Modell, unterschiedlich dicken Lotspalte zurückzuführen. Bei den kleinen Bausteinen CC0603 und CC0805 liegen die kleinsten Lotspalthöhen bei 2,5 µm und 4 µm, beim Modell CC1206 bei 12 µm. Bei den großen Kondensatoren CC1812-bp und CC1812-sp betragen die niedrigsten Lotspalthöhen 15 µm.

Die Spannungen und Dehnungen in den Lotspalten sind für die anschließenden Auswertungen entscheidend. Die Netze der Lotspalte sind allgemein sehr fein, weisen aber bei Betrachtung von der unteren bis zur oberen Kante leichte Vergröberungen auf. Die Abb. 4.24 bis 4.28 zeigen die erstellten FE-Netze.

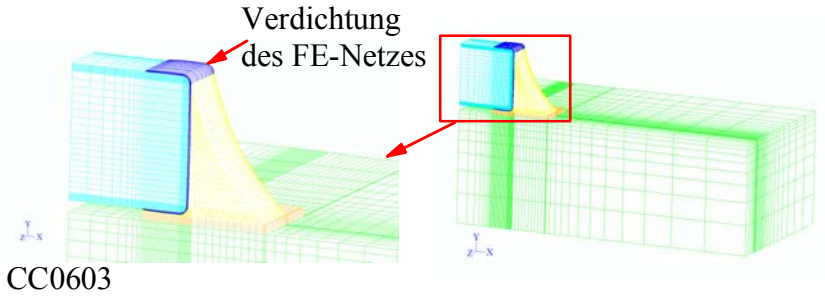


Abb. 4.24: CC0603-FE-Netz

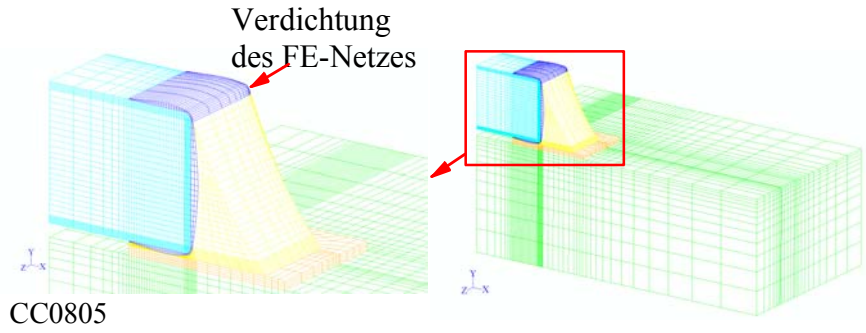


Abb. 4.25: CC0805-FE-Netz

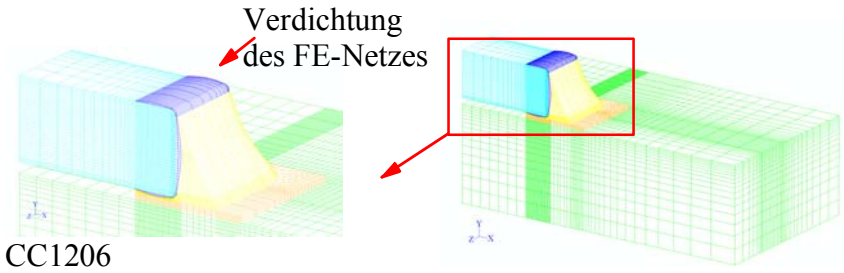


Abb. 4.26: CC1206-FE-Netz

Das Lot am Baustein CC1812-sp bedeckt nicht die gesamte Kappenflanke. Somit bildet sich, wie in Abb. 4.27 erkennbar ist, eine „Lücke“ zwischen der Kappe und der Platine. Die FE-Netze der Bausteine CC0805 und CC1812-bp mit konkaven und konvexen Lotformen sind in Abb. 4.29 dargestellt.

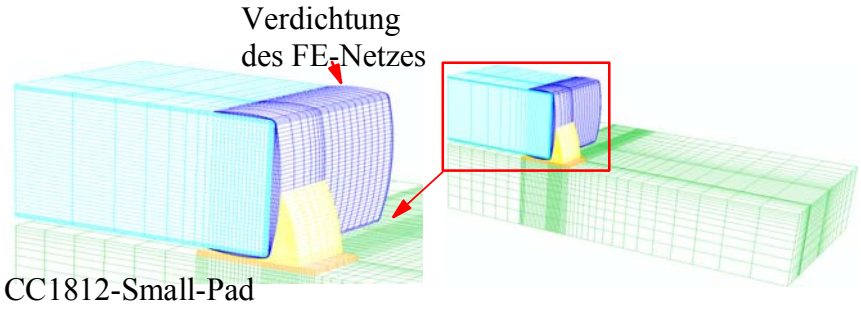


Abb. 4.27: CC1812-Small-Pad-FE-Netz

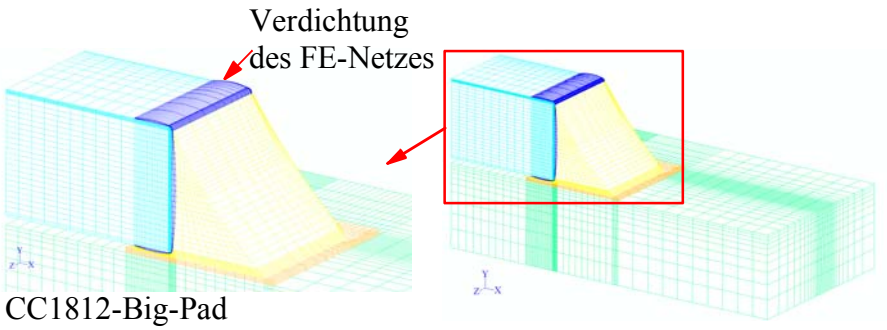


Abb. 4.28: CC1812-Big-Pad-FE-Netz

Die Knotenanzahl und Elementanzahl der Halbmodelle der Bausteine CC0805 und CC1812-bp mit konkaver und konvexer Lotform sind in Tabelle 4.4 angegeben.

Tabelle 4.4: Knotenanzahl der FE-Modelle der Kondensatoren

	CC0805	CC1812-Big-Pad
Knotenanzahl	184863	184002
Elementanzahl	172623	171230

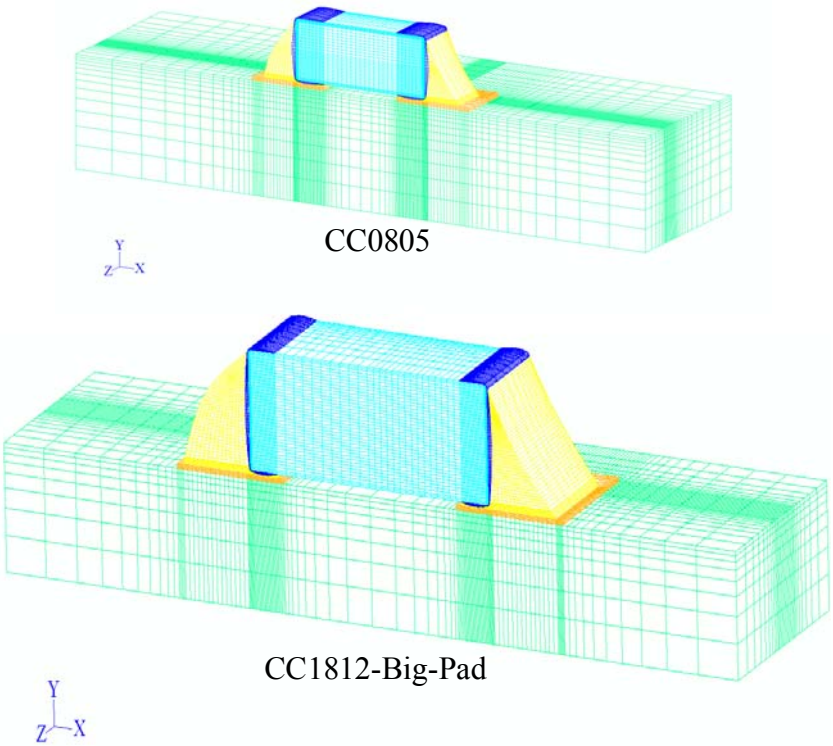


Abb. 4.29: FE-Netze CC0805 und CC1812-Big-Pad, mit konkaver und konvexer Lotform

4.1.4 Thermische Lastzyklen bei den Widerständen

Da das Kriechverhalten der verschiedenen Lote von der Zeit und der Temperatur abhängt, interessieren verschiedene Arten von Temperaturwechseltests. Sie werden in zwei Gruppen unterteilt:

Sowohl Thermo-Wechsel-Zyklen („TW-Zyklen“, siehe Abb. 4.30) als auch Thermo-Schock-Zyklen („TS-Zyklen“, siehe Abb. 4.31) werden untersucht. TS-Zyklen zeichnen sich durch ihre kurzen Abkühl- und Aufheizzeiten und die dazwischen liegenden Haltezeiten aus. TW-

Zyklen bestehen dagegen aus langsamen Abkühl- und Aufheizphasen. Die Temperaturverläufe der Temperaturwechseltests TW -40/150, TS -20/90, TS -40/125 und TS -40/150 °C stammen aus realen experimentellen Daten (siehe Abb. 4.30 und 4.31). Die anderen Tests (TW 0/80, TW -40/125 und TS 0/80 °C) wurden durch lineare Interpolation zwischen den vorgegebenen Eckpunkten erzeugt.

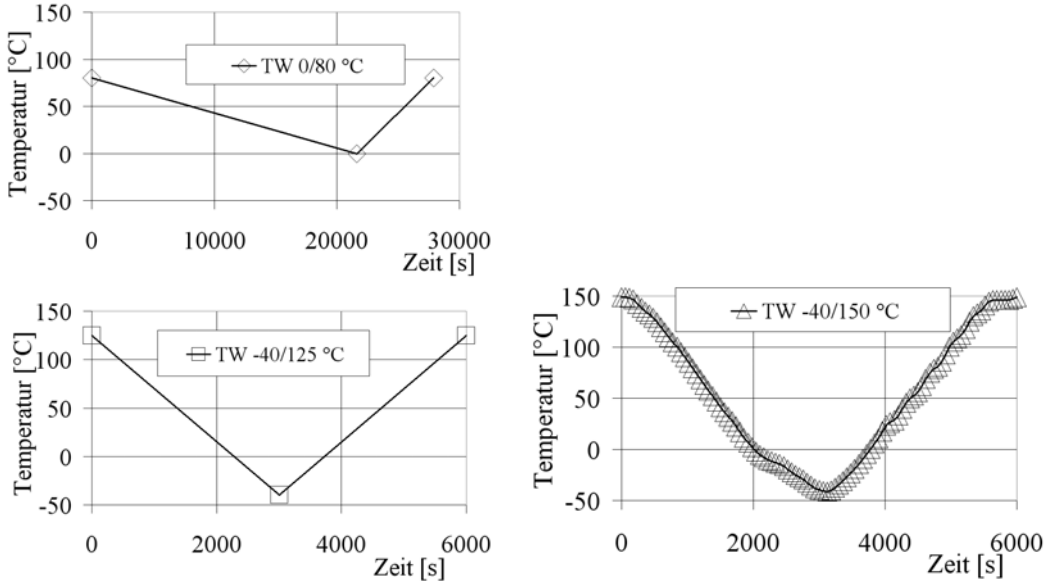


Abb. 4.30: Thermo-Wechsel-Zyklen: TW 0/80 °C, TW -40/125 °C und TW -40/150 °C

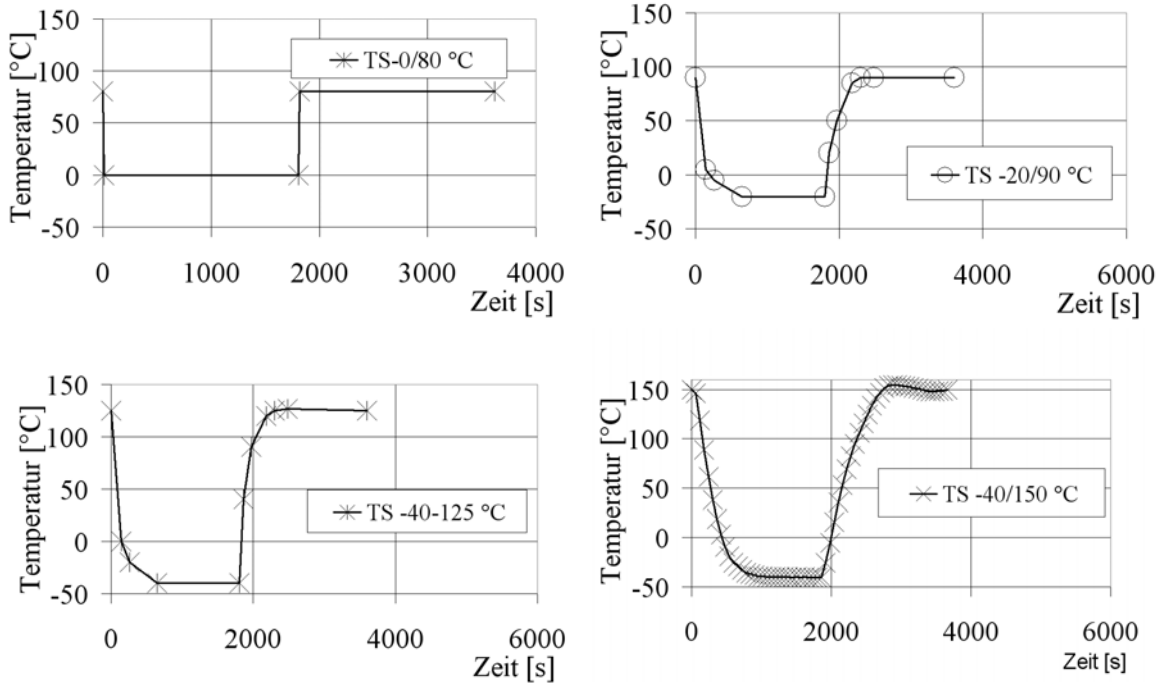


Abb. 4.31: Thermo-Schock-Zyklen: TS 0/80 °C, TS -20/90 °C, TS -40/125 °C und TS -40/150 °C

Der Thermowechseltest TW-0/80 °C zeigt im Vergleich zu den Tests TW -40/125 °C und TW -40/150 °C eine sehr langsame Abkühl- bzw. Aufheizphase. Die Daten für den Test TW -40/150 °C stammen von der Firma Bosch (Scheel et al., 2008). Der Test TW 0/80 °C wird von der Firma Continental (Scheel et al., 2008) angewendet. Leider lagen für diesen Test

keine experimentell ermittelten Temperaturverläufe vor, sondern nur anzunähernde Eckpunkte.

4.1.5 Thermische Lastzyklen bei den Kondensatoren

Bei den FE-Simulationen des Projektes W5 wurde nur der Temperaturwechseltest TS-40/125 °C verwendet. Dieser ist in Abb. 4.32 dargestellt. Im Gegensatz zu den bislang diskutierten Tests sind hier die Aufheiz- und Abkühlzeiten, sowie die Haltezeiten unterschiedlich: Die Haltezeit bei 125 °C ist fast dreimal so lang wie bei -40 °C. Die Abkühl- bzw. Aufheizphasen betragen jeweils acht bzw. fünf Minuten.

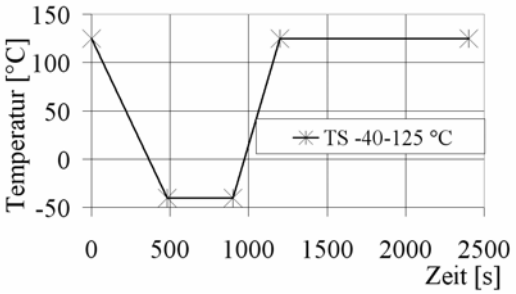


Abb. 4.32: Thermo-Schock-Zyklus: TS -40/125 °C

4.1.6 Materialdaten

Zur Simulation der Lötverbindungen sind die Materialdaten der verschiedenen Werkstoffe, aus denen die Widerstände bzw. die Kondensatoren aufgebaut sind, entscheidend. Dementsprechend sind Materialdaten für Kupfer, Silber, die Platine, die Keramik und das Lot nötig. Tabelle 4.5 listet die verwendeten E-Moduli, Querkonzentrations- bzw. Poissonzahlen, Fließgrenzen und die thermischen Ausdehnungskoeffizienten auf.

Da in der vorliegenden Arbeit thermo-mechanische FE-Simulationen durchgeführt werden, sind nach Möglichkeit temperaturabhängige Materialdaten zu verwenden. Weiterhin werden die zeitunabhängigen Materialdaten nicht betrachtet, Dieser Schritt ist zulässig, da bei Berücksichtigung dieses Aspektes die resultierenden plastischen Verformungen im Vergleich zu den Kriechverformungen vernachlässigbar sind (siehe Anhang 4.1).

Neben den erwähnten Materialien werden zur Untersuchung des Modells CR0201 zusätzlich Daten für Nickel, welches als Schicht auf das Kupferpad aufgetragen ist, und die intermetallische Phase Cu_6Sn_5, genannt η-Bronze, benötigt. Letztere bildet sich während des Lötvorgangs im Lotspalt aus.

Die Keramik und die intermetallischen Phasen werden linear-elastisch modelliert. Der Kappe, dem Nickel und dem Kupferpad wird jeweils linear-plastisches Materialverhalten zugewiesen. Alle genannten Materialien sind, mit Ausnahme von FR4, isotrop, die Materialkennwerte sind also richtungsunabhängig.

Die in den Tabellen 4.5 und 4.6 eingetragenen Materialdaten werden in ABAQUS benötigt. Hierbei werden nicht direkt die Daten aus der technischen Spannungs-Dehnungskurve verwendet, vielmehr werden die sogenannten wahren Spannungen und wahren Dehnungen

eingesetzt. Zur Umwandlung von technischen in wahre Spannungs-Dehnungskurven sind verschiedene Umrechnungen nötig. Im Folgenden werden die wichtigsten Schritte dieser Umrechnungen vorgestellt.

Tabelle 4.5: Die verwendeten elastischen Materialdaten bei den Widerständen

Komponente	Material	E-Modul [MPa] (Temperatur)	Poissonzahl [-]	Ausdehnungskoeffizient [10^{-6}1/K]
Keramik (Dudek, 2007)	Al_2O_2	320000	0,25	6,8
η-Bronze (Dudek, 2007)	Cu_6Sn_5	82000	0,3	19,8
bleifreie Lote (Dudek, 2007)	SnAgCu	48500 (bei -55 °C) 33000 (bei 210 °C)	0,36	21
bleihaltiges Lot	SnPb37	35150 (bei -40 °C) 30050 (bei 20 °C). 21125 (bei 125 °C) 19000 (bei 150 °C)	0,36	22,66 (bei -40 °C) 24 (bei 20 °C) 26,34 (bei 125 °C) 26,9 (bei 150 °C)
Kappe (Dudek, 2007)	Kupfer [Cu]	120000	0,36	14
Schicht (Dudek, 2007)	Nickel [Ni]	205000 (-40 °C) 180000 (250 °C)	0,31	14
Pad (Dudek, 2007)	Kupfer [Cu]	90000	0,35	16,5
Platine (Dudek, 2007)	FR4 („flame retardant 4“)	Anisotropie		13,5; 45; 13,5

Tabelle 4.6 stellt die plastischen Materialdaten zusammen.

Tabelle 4.6: Die verwendeten plastische Materialdaten bei den Widerständen

Material	Temp. [°C]	Wahre Spannung [MPa]	Wahre Dehnung [-]
Nickel (Dudek, 2007)	-40	320	0
		430	0,01
	250	255	0
		345	0,01
Kappe (Dudek, 2007)		160	0
		188,5	0,009215
Kupfer (Dudek, 2007)		180	0
		239,5	0,0089

Experimentell werden im Zugversuch sogenannte technische Spannungen bzw. technische Dehnungen ermittelt. Häufig wird in der Literatur die technische Spannung mit nomineller oder Ingenieur-Spannung bezeichnet. Abb. 4.33 stellt eine typische Spannungs-Dehnungskurve und die entsprechende wahre Spannungs-Dehnungskurve dar.

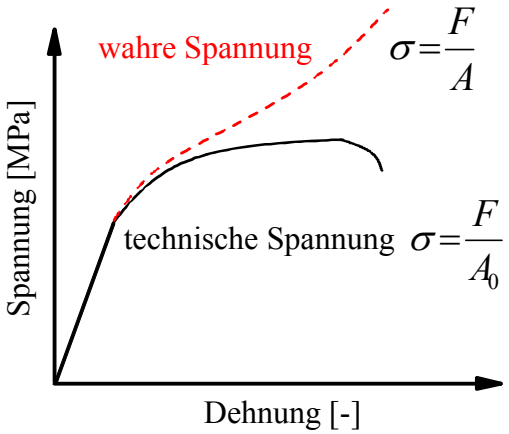


Abb. 4.33: Typische Spannungs-Dehnungskurve

Die technische Spannung ist folgendermaßen definiert:

$$\sigma = \frac{F}{A_0}, \tag{4.1}$$

wobei die Größe A_0 für die Anfangsquerschnittsfläche der Zugprobe steht und F für die momentan angebrachte Zugkraft.

Die technische Dehnung wird wie folgt festgelegt:

$$\varepsilon = \frac{(L - L_0)}{L_0} = \frac{\Delta L}{L_0}. \tag{4.2}$$

L ist die momentane Länge, L_0 ist die Ausgangslänge der Zugprobe.

Die technische Spannung wird immer auf den Ausgangsquerschnitt bezogen, demzufolge wird die Verjüngung des Querschnittes vernachlässigt. Genaue Aussagen über das tatsächliche Werkstoffverhalten liefert hingegen das wahre Spannungs-Dehnungsdiagramm, bei welcher grundsätzlich der momentane, unter Last verjüngte Probenquerschnitt als Bezugsmaß dient.

Zur Berechnung der wahren Spannung σ_w wird also die Kraft F auf den momentanen Querschnitt A_w bezogen. Zur Berechnung der wahren Dehnung ε_w wird die infinitesimale Längung $\mathrm{d}L'$ auf die momentane Länge L' bezogen.

Die wahre Spannung lautet dementsprechend:

$$\sigma_w = \frac{F}{A_w}, \tag{4.3}$$

und die wahre Dehnung:

$$\varepsilon_w = \int_{L_0}^{L} \frac{\mathrm{d}L'}{L'} = \ln\left(\frac{L}{L_0}\right) = \ln(\varepsilon + 1). \tag{4.4}$$

Aus Gründen der Volumenkonstanz gilt folgende Beziehung für die Zugprobe:

$$A_0 . L_0 = A_w . L. \tag{4.5}$$

Somit wird die wahre Spannung wie folgt berechnet:

$$\sigma_w = \sigma(\varepsilon + 1). \tag{4.6}$$

Auf Basis der Gleichungen (4.4) und (4.6) können die wahren Spannungs-Dehnungsverläufe der verschiedenen Materialien aus den technischen Spannungs-Dehnungs-Daten errechnet werden. Dies ist in Abb. 4.34 dargestellt.

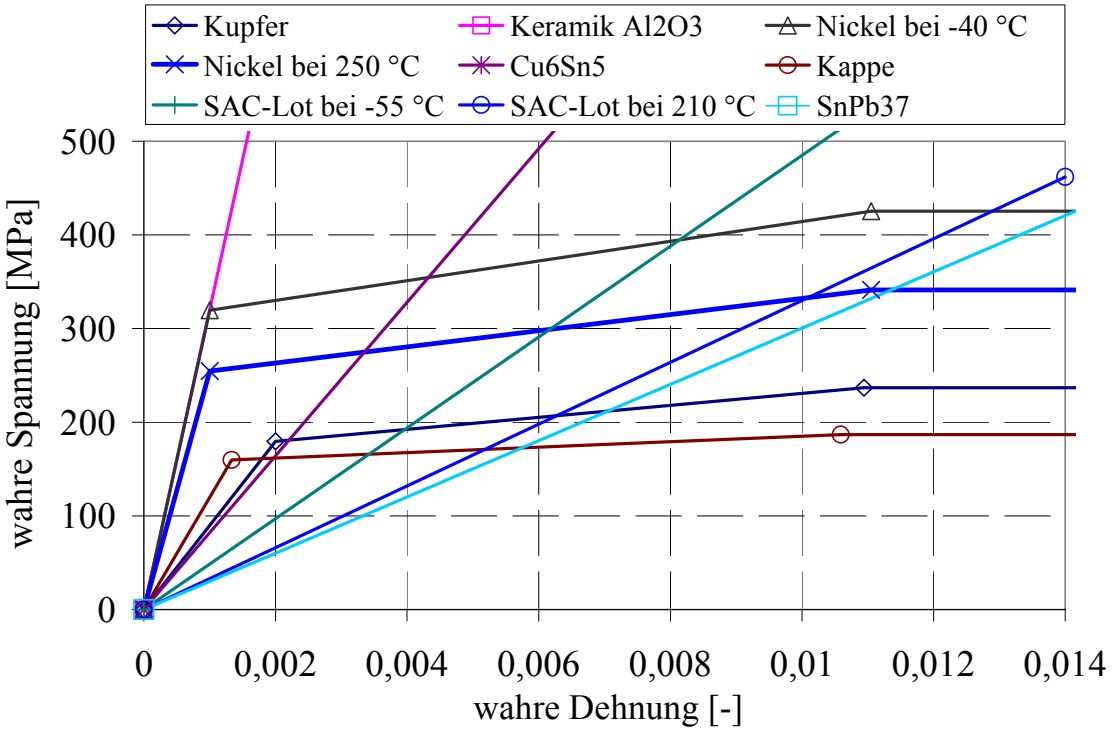


Abb. 4.34: Berechnete wahre Spannungs-Dehnungskurven

Die Platine, auch genannt Leiterplatte, ist ein Träger aus dem isolierenden Material FR4 mit fest haftenden, leitenden Verbindungen. Sie dient der mechanischen Befestigung und elektrischen Verbindung elektronischer Bauteile. FR4 besitzt ein richtungsabhängiges Materialverhalten. Deshalb sind in Tabelle 4.7 drei thermische Ausdehnungskoeffizienten für die Platine angegeben. Tabelle 4.7 stellt überdies die verwendeten E-Moduli und Schubmoduli sowie die Querkontraktionszahlen der Platine in Abhängigkeit der Temperatur dar.

Tabelle 4.7: Materialdaten, Anisotropie der Platine (Dudek, 2007)

	E-Modul [MPa]			Poissonzahl [-]			Schubmodul [MPa]			Temperatur [K]
FR4 (Dudek, 2007)	E_x	E_y	E_z	ν_{xy}	ν_{xz}	ν_{yz}	G_{xy}	G_{xz}	G_{yz}	T
	21000	8300	21000	0,35	0,15	0,13	3000	7800	3000	230
	20000	6700	20000	0,35	0,15	0,12	2850	7400	2850	398
	18500	5200	18500	0,35	0,15	0,1	2400	6850	2400	413
	18000	800	18000	0,4	0,15	0,08	140	450	140	523

Lote zeigen ein ausgeprägtes Kriechverhalten. Das Kriechverhalten wird hier mit Hilfe eines hyperbolischen Ansatzes mathematisch angenähert. Kriechen bezeichnet eine irreversible Verformung, die sowohl von der Temperatur als auch von der Zeit abhängt.

In ABAQUS ist das hyperbolische Kriechgesetz bereits implementiert. Die Aufgabe des Anwenders besteht nur in der Eingabe von vier Konstanten, welche das Kriechgesetz zahlenmäßig festlegen.

Die Verwendung von hyperbolischen Kriechgesetzen wurde von Darveaux vorangetrieben (Darveaux, 2000) (Darveaux, 1992). Hyperbolische Kriechgesetze werden durch die folgende Gleichung beschrieben:

$$\dot{\varepsilon}_e^{cr} = C_1\left[\sinh\left(C_2\sigma_e\right)\right]^{C_3} \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \tag{4.7}$$

C_1 und C_2 sind Materialkonstanten, Q ist die Aktivierungsenthalpie und R ist die ideale Gaskonstante in einer zu Q konsistenten Einheit. Die Temperatur wird in Kelvin angegeben. Der Parameter C_3 wird Spannungsexponent genannt.

Tabelle 4.8: Materialkonstanten für die Kriechgesetze bei den Widerständen

Lotlegierung/ Kriechdaten	Konstante C_1 [1/s]	Konstante C_2 [1/MPa]	Exponent C_3 [-]	Aktivierungsenergie Q [kJ/mol]	Probe
SAC1305 (Dudek et al., 2008)	30000	0,111111	7	67	Bulk
SAC2505 (Scheel et al., 2007)	2e+05	0,125	7	80	Solder joint
SAC2704 (Röllig et al. 2007)	2e+07	0,142857	5	98	Solder joint
SAC305 (Scheel et al., 2007)	1e+08	0,1	8	85	Solder joint
SAC405 (Limaye et al., 2007)	1,5e+9	0,15	4	123	Solder joint
SAC3807 (Schubert et al., 2003)	277984	0,02447	6,41	54,03	Solder joint
InnoLot (Dudek, 2007)	8000	0,05	4	63	Solder joint
SnPb37 (Winter et al., 1997)	96200	0,086956	3,3	63,39	Solder joint

Die Konstanten der verschiedenen Lotwerkstoffe unterscheiden sich sehr stark voneinander. Durch Einsetzen der Konstanten aus Tabelle 4.8 in das Kriechgesetz, Glg. (4.7), ergeben sich die in Abb. 4.35 dargestellten Kurven. Hierbei sind die Abszisse (Spannung) und die Ordinate (Kriechdehnrate) logarithmisch skaliert. Die Diagramme unterscheiden sich durch die zu Grunde liegenden Temperaturen.

Bei den drei Kurvenverläufen ist festzuhalten, dass das Lot SnPb37 ein vergleichsweise „weiches“ Kriechverhalten zeigt. Allgemein gilt: Höhere Temperaturen begünstigen das Kriechen, geringere Temperaturen führen zu höheren Kriechwiderständen. Die SAC-Lote verfügen vergleichsweise über hohe Kriechwiderstände.

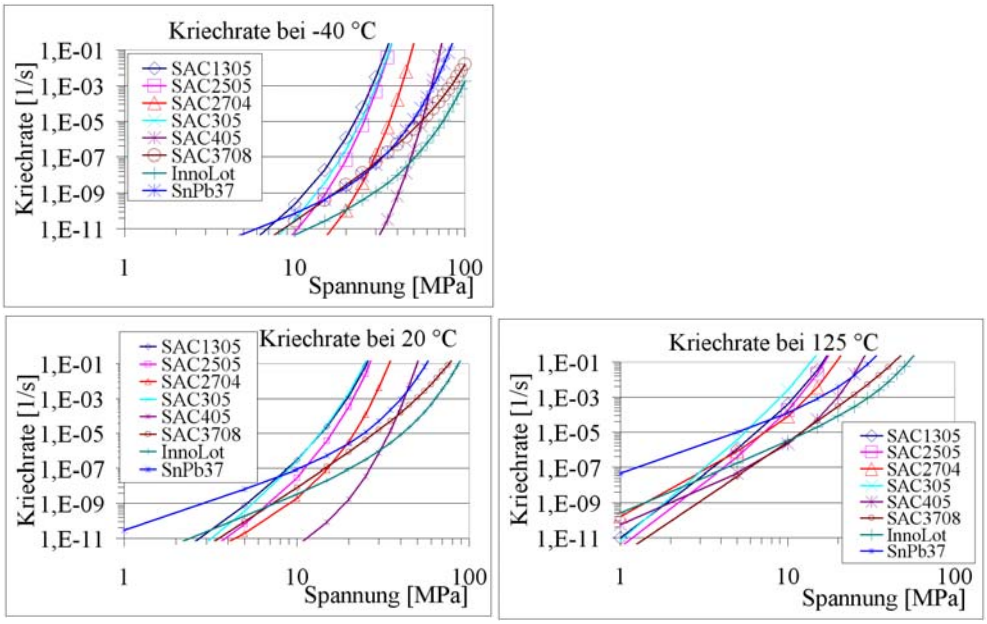


Abb. 4.35: Kriechraten bei drei verschiedenen Temperaturen

Ausgehend von der Gleichung (4.7) können die einzelnen Parameter separat betrachtet werden (siehe Abb. 4.36). Der erste Parameter C_1 ist ein Multiplikationsfaktor, welcher eine parallele Verschiebung der Kriechkurve bewirkt. Somit gilt: je größer dieser Faktor ist, desto höher wird die Kriechrate. Eine Erhöhung des zweiten Parameters C_2, welcher im Argument des Sinus-Hyperbolikus steht, bewirkt ebenfalls bei niedrigen Spannungen eine parallele Verschiebung der Kriechkurve. Bei höheren Spannungen gilt dasselbe, wobei der Effekt sich verstärkt. Eine Variation des Parameters C_3 führt zu einer Veränderung der Steigung der Kriechkurve. Hierbei entsteht einen Wendepunkt, an dem sich alle Kriechkurven schneiden. Die Kriechrate steigt bei höheren Spannungen mit zunehmendem Parameter C_3. Dagegen verringert sich die Kriechrate mit zunehmendem Parameter C_3 bei niedrigen Spannungen. Durch Erhöhung des Parameters C_4, welcher der Aktivierungsenergie entspricht, wird die Kriechrate kleiner.

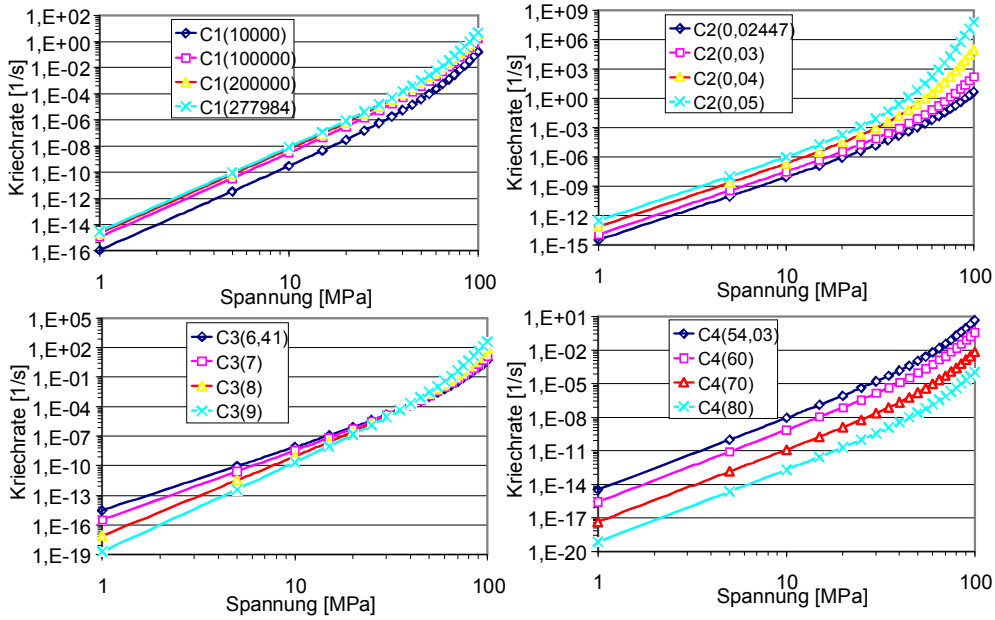


Abb. 4.36: Kriechkurven bei Variation der einzelnen Parameter für SAC3807 bei 25 °C

4.1.7 Materialdaten der Kondensatoren

Die einzigen Unterschiede zwischen den Materialien der Kondensatoren und den Materialien der Widerstände sind:

- die Materialdaten der Keramik,
- die Materialdaten des Kupfers, aus dem die Pads bestehen, und
- der Ausdehnungskoeffizient der Platine.

Die Daten sind in den Tabellen 4.9 und 4.10 aufgelistet. Überdies finden nur die Lote SnPb37 (bleihaltig), SnAg3,5 und das generisch-eutektische Lot SAC3807 Verwendung, wie in Tabelle 4.11 angegeben.

Tabelle 4.9: Die verwendeten Materialdaten bei den Kondensatoren

Komponente (Reichelt, 2007), (Dudek, 2007)	Material	E-Modul [MPa]	Poissonzahl [-]	Ausdehnungskoeffizienten 10^{-6}[1/K]
Keramik	Al_2O_2	115000	0,3	11
Kappe	Kupfer [Cu]	120000	0,36	14
Pad	Kupfer [Cu]	130000	0,3	17
Platine	FR4	Anisotropie		12, 40, 17

Tabelle 4.10: Die verwendeten plastische Materialdaten bei den Kondensatoren

Material (Reichelt, 2007), (Dudek, 2007)	Wahre Spannung [MPa]	Wahre Dehnung [-]
Kappe	160	0
	188,5	0,009215
Kupfer	180	0
	239,5	0,0089

Tabelle 4.11: Materialkonstanten für die Kriechgesetze bei den Kondensatoren

Lotlegierung/ Kriechdaten	Konstante C_1 [1/s]	Konstante C_2 [1/MPa]	Exponent C_3 [-]	Aktivierungsenergie Q [kJ/mol]	Quelle
SAC3807	277984	0,02447	6,41	54,03	(Schubert et al., 2003)
SnPb37	96200	0,086956	3,3	63,39	(Winter et al., 1997)
SnAg35	2,18E+05	0,0568	5,55	74,46	(Heuberger et al., 2006)

4.2 Ergebnisse der FE-Simulationen der Widerstände

4.2.1 Verformungen

Im Rahmen der FE-Simulationen werden verschiedene Werkstoffe mit unterschiedlichen Materialeigenschaften miteinander kombiniert. Die Fehlpassungen der thermischen Ausdehnungskoeffizienten führen unter thermischen Belastungen zu Verbiegungen, insbesondere solcher der Platinen und der Keramiken. Die Abbildungen 4.37 und 4.38 zeigen die Verformungen des Widerstands CR2512 an den Eckpunkten des Temperaturwechseltests TS -40/125 °C. Die Verformungen sind vergrößert um den Faktor 100 dargestellt.

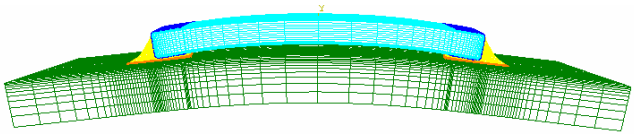


Abb. 4.37: Verformung CR2512 bei -40 °C, Vergrößerungsfaktor 100

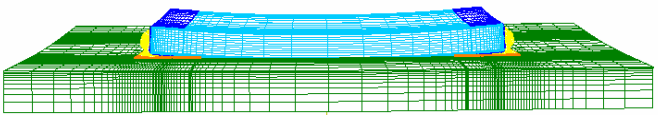


Abb. 4.38: Verformung CR2512 bei 125 °C, Vergrößerungsfaktor 100

4.2.2 Resultierende Spannungs-Dehnungs-Kurve

Infolge der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Keramiken und der Platinen werden in den Lötverbindungen unter thermischer Last Spannungen induziert. Abbildung 4.39 (links) zeigt eine idealisierte Verbindung zwischen Keramik, Lot und Platine in zweidimensionaler Ansicht bei der Referenztemperatur T_R, wobei das Lot nur durch einen Lotspalt repräsentiert wird.

Da der thermische Ausdehnungskoeffizient der Keramik bei 7 10^{-6} 1/K und der der Platine bei 17 10^{-6} 1/K liegt, erfährt die Keramik im Vergleich zur Platine bei Erwärmung eine kleinere Verformung. Aufgrund der Stoffschlüssigkeit wird das Lot einer Schubspannung ausgesetzt. Abb. 4.39 (rechts) veranschaulicht die zugehörige Verformung. Der Tangens des Schubwinkels α lässt sich wie folgt mit der Schubdehnung ε_{xy} (vgl. S. 203 in (Müller et al., 2007, Übungsaufgaben)) in Verbindung bringen:

$$\tan(\alpha) = \frac{\Delta X}{h_{\mathrm{Lot}}} = \frac{L_0 \cdot (\alpha_{\mathrm{FR4}} - \alpha_{\mathrm{Ker}}) \cdot \Delta T}{h_{\mathrm{Lot}}} \approx 2\varepsilon_{xy} \equiv \gamma_{xy}\,, \tag{4.8}$$

wobei zur Abkürzung das Dehnungsmaß γ_{xy} eingeführt wird. Die Größen α_{Ker} und α_{FR4} stehen für die thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Keramik und der Platine. h_{Lot} ist die Höhe des Lotspalts. Die Größe L_0 entspricht der Länge der Keramik und der Platine vor der Erwärmung.

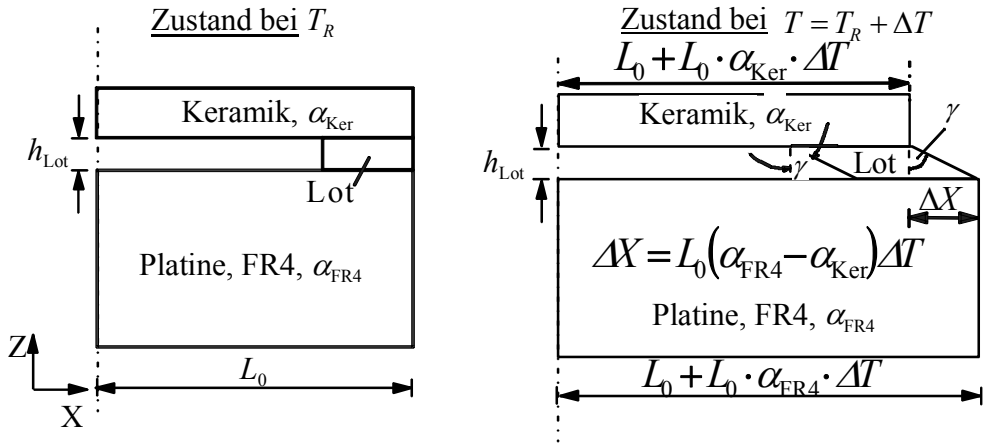


Abb. 4.39: Zustand des Keramik-Platine-Verbundes bei Referenztemperatur T_R und nach einer Temperaturänderung

In einer realen Lötverbindung wird nicht nur eine einzige Schubspannung bzw. Schubdehnung induziert, sondern verschiedene Spannungs- und Dehnungskomponenten. Für Zweipoler ist die in der Abb. 4.40 dargestellte Schubkomponente jedoch die dominante Größe. In ABAQUS werden die einzelnen Dehnungskomponenten ε_{ij}, $i, j \in \{x, y, z\}$ zu einer Vergleichdehnung zusammengefasst:

$$\varepsilon_e = \sqrt{\frac{2}{3}\varepsilon_{ij}\varepsilon_{ij}} = \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \sqrt{\varepsilon_{xx}^2 + \varepsilon_{yy}^2 + \varepsilon_{zz}^2 + 2\left(\varepsilon_{xy}^2 + \varepsilon_{xz}^2 + \varepsilon_{yz}^2\right)} \equiv$$

$$\frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \sqrt{\varepsilon_{xx}^2 + \varepsilon_{yy}^2 + \varepsilon_{zz}^2 + \frac{1}{2}\left(\gamma_{xy}^2 + \gamma_{xz}^2 + \gamma_{yz}^2\right)}.$$

Es gilt:

$$\gamma_{ij} = 2\varepsilon_{ij} \text{ für } i \neq j. \tag{3.9}$$

Die FE-Simulationen ermöglichen, die jeweils von den Loten nach einem einzigen thermischen Zyklus dissipierten Kriechenergien darzustellen, und zwar in Form von Hysterese-Schleifen im Schubspannungs-Schubdehnungsdiagramm, wie in Abb. 4.39 gezeigt. Die umschlossene Fläche ist ein Maß für die Energie, die im Lot dissipiert.

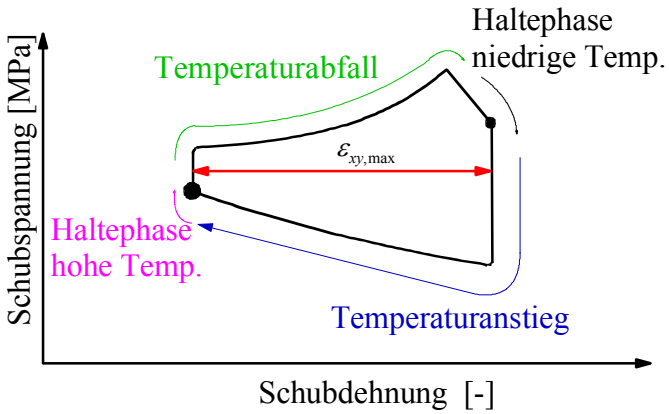


Abb. 4.40: Typischer Spannungs-Dehnungskurve für einen thermischen Zyklus

Dies wird nun für den Fall einer Lötverbindung des Widerstands CR1206 konkretisiert. Der Widerstand ist den Temperaturwechseltests TW -40/125 °C und TW -40/150 °C ausgesetzt,

wie in Abb. 4.18 dargestellt. Bekanntermaßen entstehen die höchsten Belastungen des Lotmaterials im Lotspalt. Abb. 4.41 zeigt das ausgewählte Element. Die Auswahl des Elements orientiert sich hierbei am Vorgehen in Fan et. al. (Fan et al., 2006). Wird nun die Scherspannungskomponente σ_{xy} über der Scherdehnungskomponente ε_{xy} für einen Zyklus aufgetragen, so entstehen die in Abb. 4.42 bzw. 4.43 dargestellten Hysteresen, die natürlich von der Wahl des Lotwerkstoffes und insbesondere dessen Duktilität abhängen.

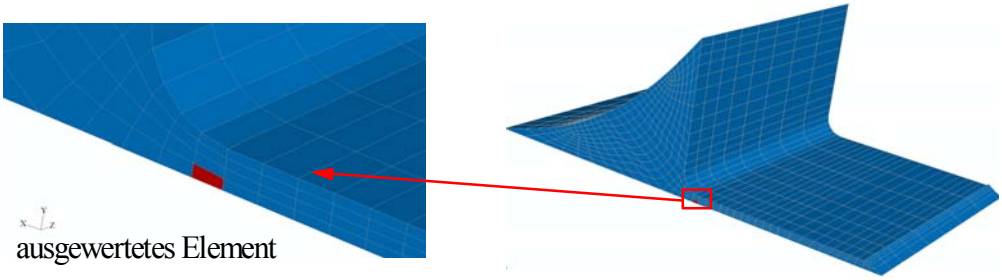


Abb. 4.41: Ausgewähltes Element im Baustein CR1206

Wie zu erkennen ist, wurden die Hysteresekurven für fünf bleifreie Lote und das konventionelle bleihaltige Lot SnPb37 ermittelt. Man beachte, dass in den FE-Simulationen die Lote elastisch-viskoplastisch modelliert werden. Folglich stammen die dissipierten Energien ausschließlich aus Kriechprozessen. Die umschlossenen Flächen der einzelnen Hysteresen im Spannungs-Dehnungsraum entsprechen somit, wie auch leicht anhand der Einheiten überprüft werden kann, der pro Zyklus jeweils dissipierten Kriechenergie*dichten*. Genau genommen handelt es sich hierbei nur um Anteile der dissipierten Kriechenergiedichten, denn betrachtet werden jeweils nur eine Spannungs- bzw. eine Dehnungskomponente. Hierbei handelt es sich jedoch um die beiden hauptsächlich zur Dissipation beitragenden Komponenten.

Die maximalen Scherdehnungen und dementsprechend die Breiten der Hysteresen können als Maß für die „Weichheit“ der Lote aufgefasst werden.

Werden die maximalen Scherdehnungen der einzelnen Spannungs-Dehnungskurven miteinander verglichen, wird festgestellt, dass InnoLot den niedrigsten Wert und somit einen hohen Kriechwiderstand aufweist. Aufgrund der großen Steifigkeit werden bei Verwendung von InnoLot auch die höchsten Spannungen erreicht. Bleihaltiges Lot zeichnet sich generell durch „Weichheit“ aus: Die Hysterese von SnPb37 weist somit die höchsten Scherdehnungen bei Scherspannungen von mittlerer Größe auf, wodurch die von der Hysterese umschlossene Fläche relativ groß ausfällt. Das generische, eutektische Lot SAC3807 hat einen höheren Kriechwiderstand als die Lote SAC2704 und SAC1305. Abb. 4.42 zeigt außerdem, dass eine Erhöhung des Silberanteils in bleifreien Legierungen die Kriechwiderstände erhöht.

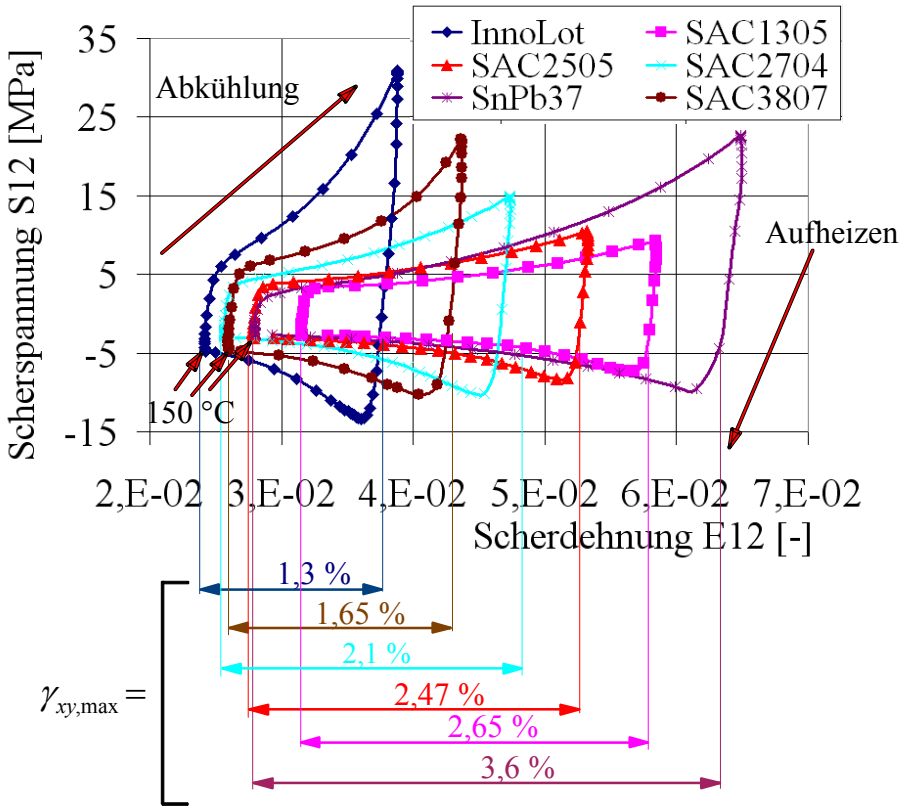


Abb. 4.42: Scherspannung über Scherdehnung bei CR1206, TW -40/125 °C

Abb. 4.43 zeigt die Hysteresen über drei thermische Zyklen des Temperaturwechseltests TW -40/150 °C für das bleihaltige Lot SnPb37 und InnoLot. Beide Kurven versetzen sich mit jedem Zyklus leicht. Weitere Zyklen verursachen nur noch minimale weitere Versetzungen. Alsbald ergeben sich stabile Lagen. Die umschlossenen Flächen und die dissipierten Kriechenergiedichten sind dann mit jedem Zyklus praktisch gleich groß.

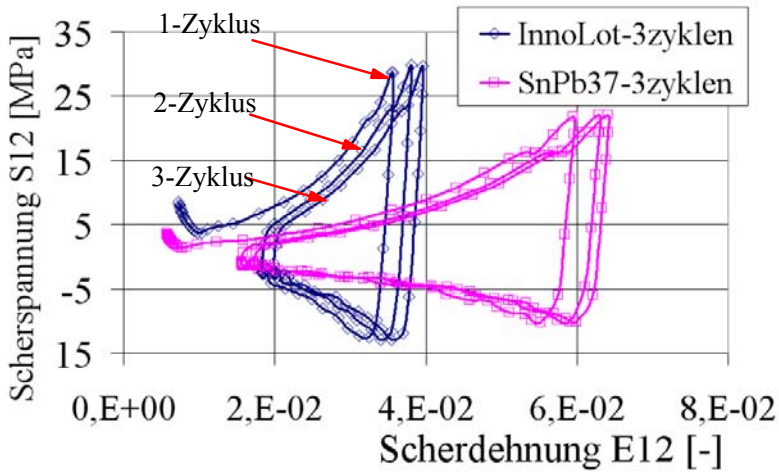


Abb. 4.43: Scherspannung über Scherdehnung bei CR1206, TW -40/150 °C, 3 thermische Zyklen

Die Hysteresen aus den FE-Ergebnissen des Temperaturwechseltests TW -40/150 °C (siehe Abb. 4.44) zeigen dieselben Tendenzen wie beim Test TW -40/125 °C. Der einzige Unterschied liegt in der Größe der umschlossenen Flächen: Bei Erhöhung des Temperaturhubes dissipiert mehr Kriechenergie pro Volumeneinheit.

In ABAQUS wird die Kriechenergie pro Volumeneinheit („*CENER*“) wie folgt berechnet:

$$W^{\mathrm{cr}} = \int \sigma_{ij} \mathrm{d}\varepsilon_{ij}^{\mathrm{cr}} \ . \tag{4.10}$$

Offenbar werden in dieser Gleichung im Gegensatz zu den Hysteresen in den Abbildungen 4.42 bis 4.44 alle Spannungs- und Dehnungskomponenten berücksichtigt. Ferner wird die sog. äquivalente Kriechdehnung („*CEEQ*“) in ABAQUS mit folgender Gleichung ermittelt:

$$\varepsilon_{\mathrm{e}}^{\mathrm{cr}} = \int \sqrt{\tfrac{2}{3} \mathrm{d}\varepsilon_{ij}^{\mathrm{cr}} \mathrm{d}\varepsilon_{ij}^{\mathrm{cr}}} \ . \tag{4.11}$$

Die Kriechdehnung entspricht dem in den Abbildungen 4.42 bis 4.44 jeweils dargestellten dominanten Scherdehnungshub, wobei wieder alle Dehnungskomponenten berücksichtigt werden.

Für die Beurteilung der Wirkung von Spannungen sind die folgenden Größen nützlich:

- die Vergleichspannung nach von Mises:

$$\sigma_e = \sqrt{\tfrac{2}{3} S_{ij} S_{ij}} \ , \tag{4.12}$$

- und der Spannungsdeviator:

$$S_{ij} = \sigma_{ij} - \tfrac{1}{3} \sigma_{kk} \delta_{ij} \ , \tag{4.13}$$

wobei die Größe δ_{ij} für das Kroneckersymbol (die Einheitsmatrix) steht.

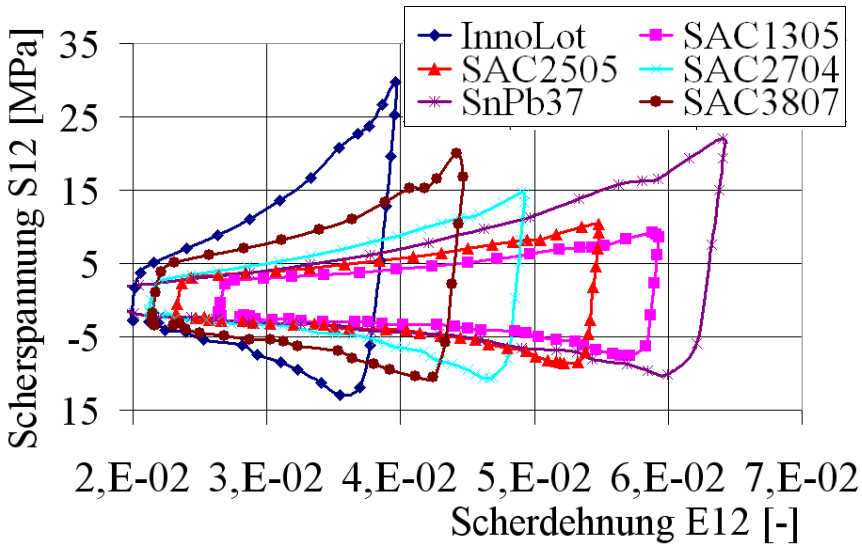


Abb. 4.44: Scherspannung über Scherdehnung, CR1206, TW -40/150 °C

4.2.3 Kriechenergiedichte und Kriechdehnung an einem einzigen Element

Auf Basis der ermittelten Spannungen und Dehnungen werden im FE-Programm die entsprechenden Energiedichten gemäß Gleichung (4.10) berechnet. Die Kriechenergiedichte ist eine zeitabhängige, irreversible Größe; sie akkumuliert mit fortlaufenden thermischen Zyklen. Die Auswertung wird im Folgenden für den Baustein CR1206 beim Temperaturwechseltest TS -40/125 °C demonstriert. Abb. 4.46 zeigt die Kriechenergiedichten, die mit der Zeit stetig

zunehmen. Das betrachtete Element liegt an einer ähnlichen Position, wie das in Abb. 4.41 rot markierte Element.

Ein ähnliches Verhalten wie die Kriechenergiedichte zeigt auch die nach Gleichung (4.11) berechnete äquivalente Kriechdehnung. Abb. 3.45 demonstriert die Akkumulation über drei thermische Zyklen.

Die Abbildungen zeigen, dass die absoluten Größen der Akkumulationen von der Wahl des Lotes abhängen. Unter den gewählten Loten besitzt SnPb37 den höchsten Hub pro Zyklus und demnach auch den niedrigsten Kriechwiderstand.

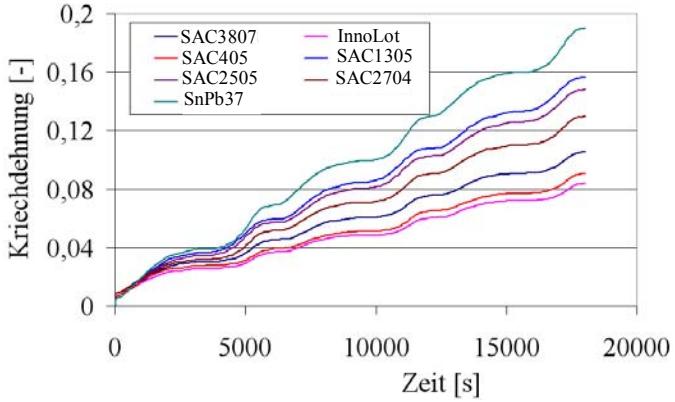


Abb. 4.45: Akkumulierte Kriechenergiedichte, CR1206, ein Element, TW -40/150 °C

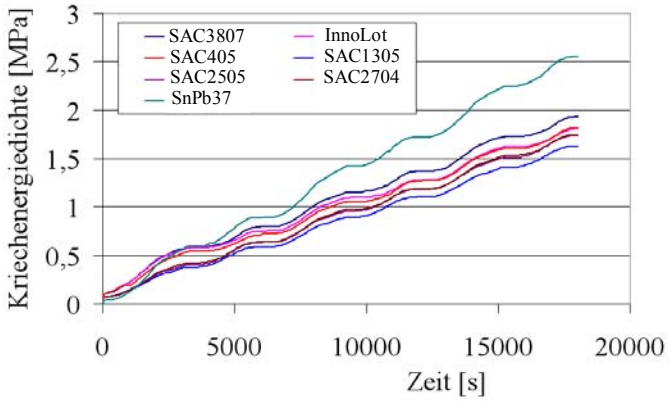


Abb. 4.46: Akkumulierte Kriechdehnung, CR1206, ein Element, TW -40/125 °C

Die an einem einzigen Element ermittelten Aussagen können aber nicht in der Lebensdauerberechnung verwendet werden. Die bisherigen Ergebnisse für die Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten sind de facto sehr hoch, da das besagte Element aus dem höchstbelasteten Bereich ausgewählt wurde. Sogar eine Abhängigkeit der Netzdichte ist gegeben: Wäre das FE-Netz feiner bzw. gröber gestaltet, würden auch die Ergebnisse für das Element höher bzw. niedriger ausfallen.

Für die Lebensdauer sind deshalb für den *ganzen* Lotfuß charakteristische Kriechdehnungen bzw. Kriechenergiedichten von Interesse. Für ihre Berechnung haben sich *Mittelungsverfahren* durchgesetzt. Um diese Verfahren besser zu verstehen, werden im Folgenden zunächst die Verteilungen der Spannungen, der Kriechdehnungen und die resultierenden Kriechenergiedichten untersucht.

4.2.4 Spannungsergebnisse an der Keramik und am Lot

Die Keramik besitzt allgemein den niedrigsten thermischen Ausdehnungskoeffizienten, somit können hier nur kleinere Verformungen zustande kommen. Da der Keramikwerkstoff nicht fließen kann, werden auch keine Spannungen abgebaut. Abb. 4.47 veranschaulicht die Ergebnisse der Biegespannung S_{xx} (Bezeichnung in ABAQUS, gemeint ist σ_{xx}) beim Einsatz diverser Lote.

Da die FE-Modelle genau bei der Referenztemperatur (jeweils entsprechend der Schmelztemperatur des Lotes) spannungs- und dehnungsfrei sind, fallen die induzierten Spannungen bei der niedrigsten Temperatur am höchsten aus. Die Spannungen wurden deshalb bei -40°C im ersten Zyklus dargestellt.

Die verschiedenen Kriechverhalten der jeweiligen Lotmaterialien haben zur Folge, dass hohe Spannungen in den Keramiken bei Einsatz von „harten“ Loten und niedrigere Spannungen beim Einsatz „weicher“ Lote induziert werden. Die höchsten Spannungen resultieren im Falle von InnoLot. Weiterhin zeigen die Hysteresen in Abb. 4.45 bereits, dass InnoLot nur kleine Kriechdehnungen zulässt. Somit werden jeweils Spannungen im gesamten System durch das Kriechverhalten nur geringfügig abgebaut; hohe Biegespannungen verbleiben in der Keramik. Werden die Biegespannungen bei Verwendung der übrigen SAC-Lote betrachtet, so ist festzustellen, dass bei höherem Silbergehalt des Lotes auch die jeweils resultierenden Biegespannungen in der Keramik größer werden.

Die Biegespannungen bei Verwendung des bleihaltigen Lotes SnPb37 liegen zwischen den Spannungswerten, die beim generischen Lot SAC3807 und bei SAC405 resultieren.

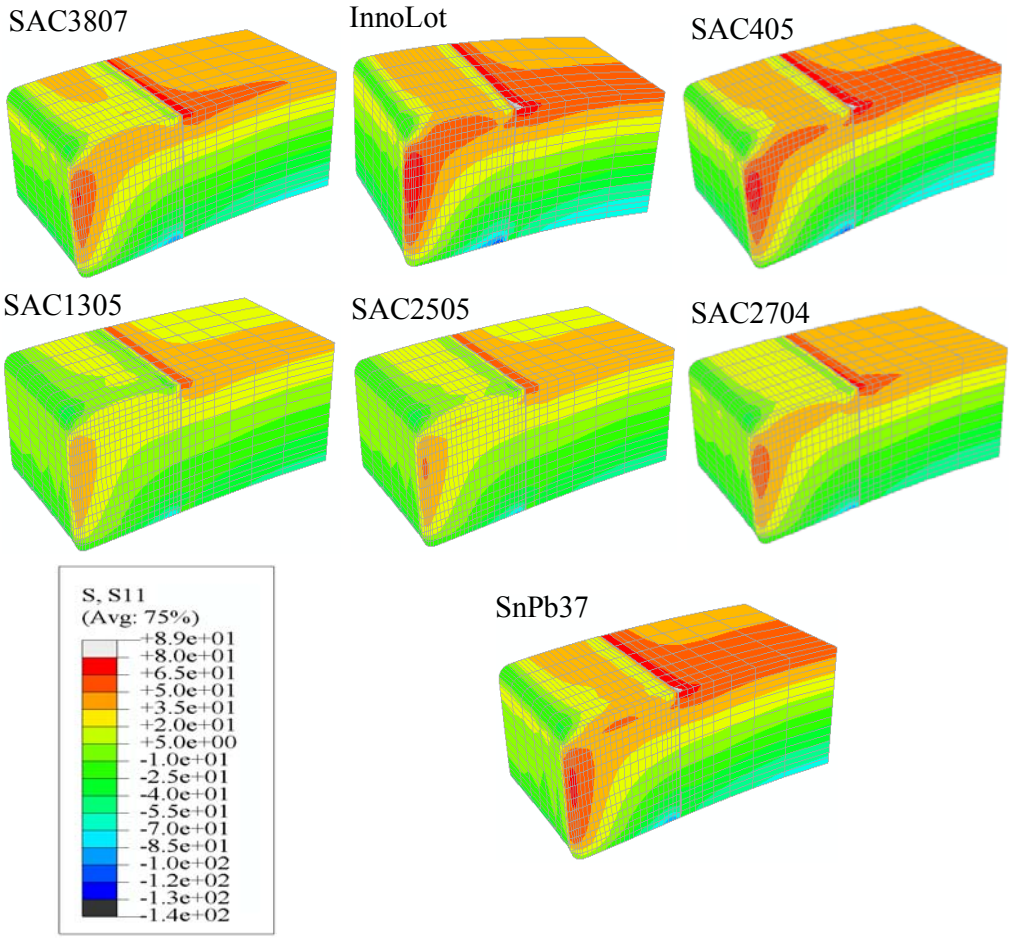


Abb. 4.47: Biegespannung S_{xx} bei verschiedenen Lotlegierungen (generisches SAC3807, InnoLot, SAC405, SAC1305, SAC2505, SAC2705, SnPb37) bei -40 °C

Eine Reduktion der Größe des Bausteines führt zu höheren Biegespannungen in der Keramik. Abb. 4.48 veranschaulicht die resultierenden Biegespannungen beim Einsatz des generischen Lotes, welche zum Bruch der Keramik führen können.

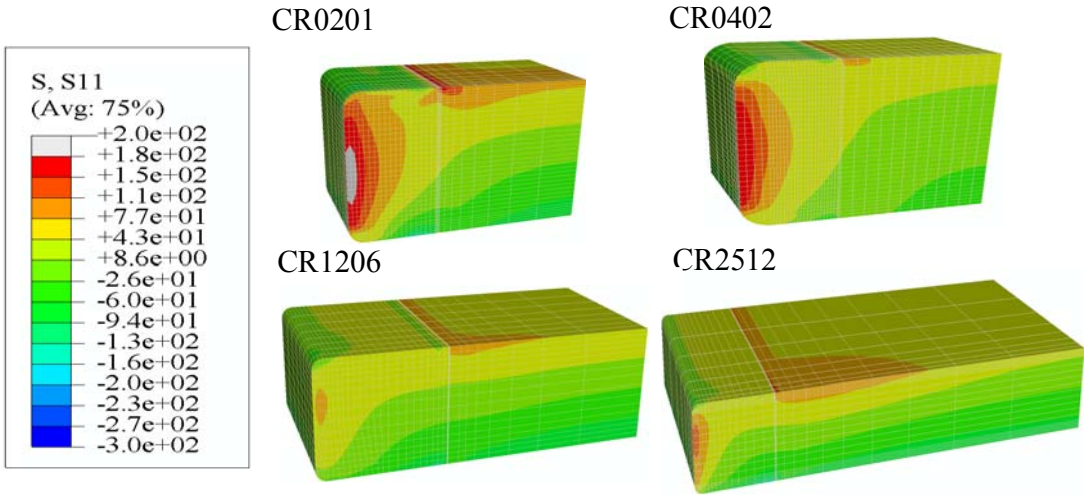


Abb. 4.48: Biegespannungen an den vier Widerständen für das generische Lot bei -40 °C

In das hyperbolische Kriechgesetz nach Gleichung (4.7) gehen die Vergleichsspannungen nach von Mises ein. Daher interessieren im Folgenden die von Mises-Spannungen in den Lotbereichen.

In Abb. 4.49 sind die von Mises-Spannungen der verschiedenen Lote des Widerstands CR1206 bei -40 °C dargestellt. Die dunkelgraue Färbung beschreibt das Maximum und die hellgraue das Minimum, wobei die Skalierung für alle dargestellten Lote gleich bleibt. Deutlich ist zu erkennen, dass der Einsatz von InnoLot im Vergleich zu den anderen Loten zu den höchsten Spannungen führt. Weiterhin zeigen SAC-Lote mit niedrigem Silbergehalt verhältnismäßig kleine Spannungen. Dies ist auf die Begünstigung des Kriechverhaltens durch Verminderung des Silbergehaltes in den SAC-Legierungen zurückzuführen. Die von Mises-Spannungen beim bleihaltigen Lot sind kleiner als beim generischen Lot und höher als bei SAC2704.

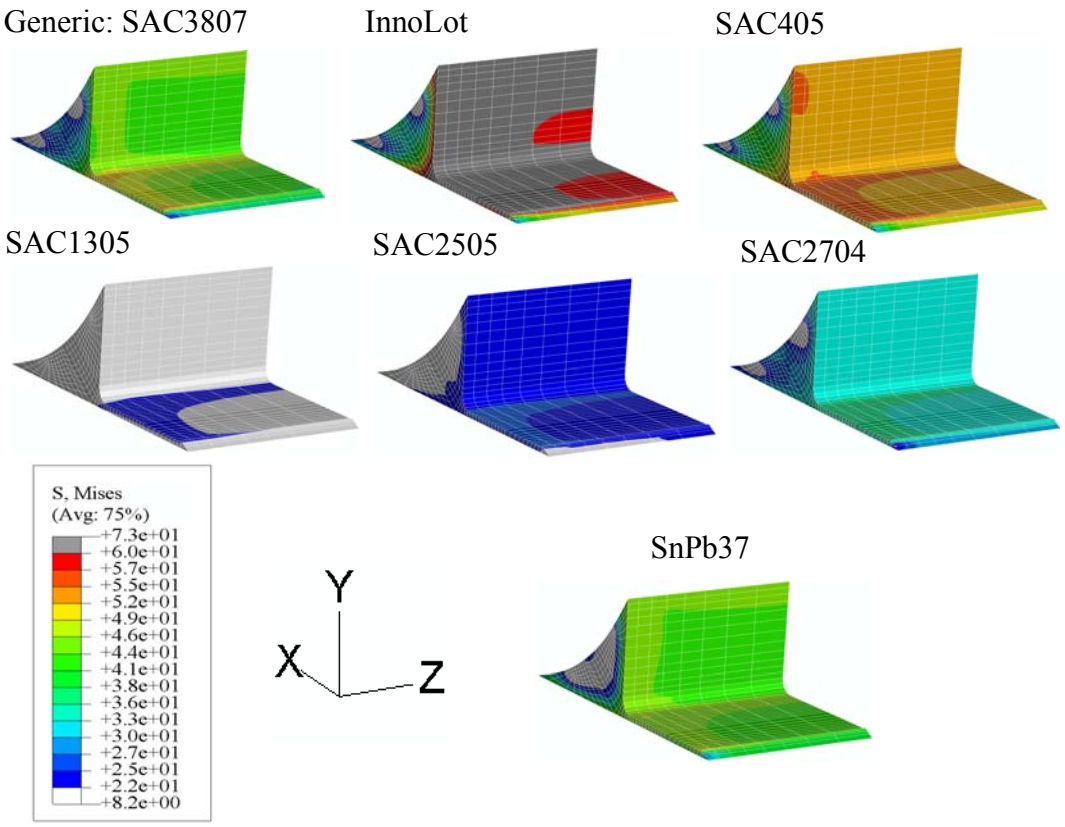


Abb. 4.49: Von Mises-Spannungen bei den verschiedenen Loten bei -40 °C, CR1206

4.2.5 Kriechdehnung (*CEEQ*) und Kriechenergiedichte (*CENER*) am ganzem Lotfuß

Abb. 4.50 zeigt die Kriechdehnungsverteilungen in den Lötverbindungen verschiedener Widerstände, die sich nach drei Zyklen des Temperaturwechseltests TW -40/125 °C bei Verwendung des Lotes SAC3807 ergeben. Leicht nachvollziehbar erscheint, dass beim kleinsten Widerstand die niedrigsten Kriechdehnungswerte auftreten, während beim größten Widerstand die maximalen Kriechdehnungen entstehen. Miniaturisierung erhöht offenbar die Lebensdauer. Weiterhin ergeben sich im kleinsten Widerstand CR0201 Kriechdehnungen allein im Lotmeniskus. Alle übrigen Widerstände zeigen maximale Kriechdehnungen im Lotspalt.

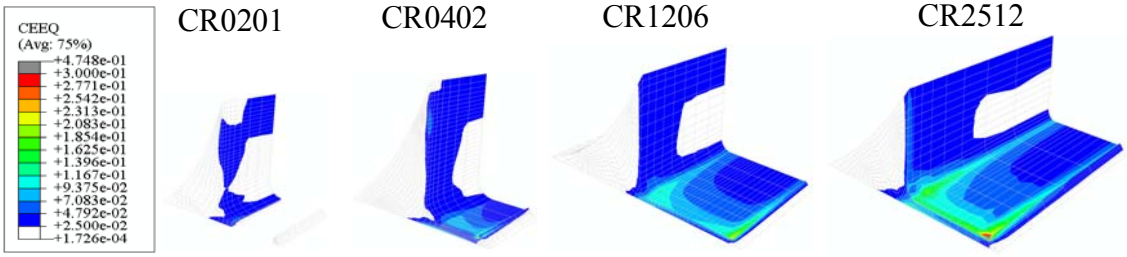


Abb. 4.50: Kriechdehnung bei den Widerständen nach Simulation von drei Zyklen des Temperaturwechseltests TW -40/125 °C, für SAC3807

Die Kriechenergiedichteverteilungen der vier Widerstände (Abb. 4.51) unter denselben thermischen Bedingungen ähneln den Kriechdehnungsverteilungen. Analog gelten daher die Beschreibungen von Abb. 4.47. Die bei den größeren Bausteinen auftretenden höheren Kriechenergiedichten sind deutlich zu erkennen (siehe Abb. 4.51).

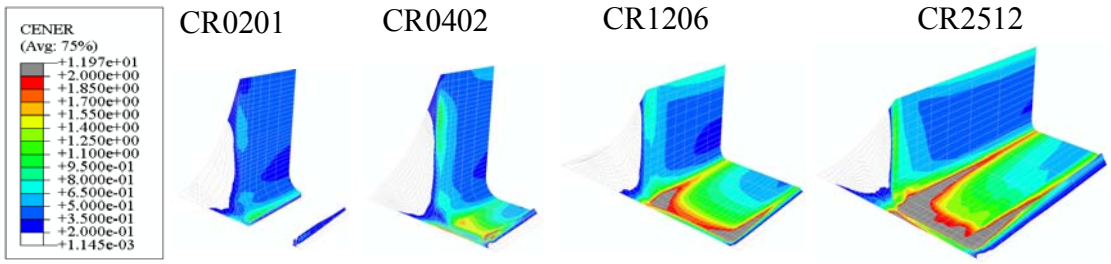


Abb. 4.51: Kriechenergiedichte bei den Widerständen nach Simulation von drei Zyklen des Temperaturwechseltests TW -40/125 °C, für SAC3807

Die Kriechdehnungsverteilungen der verschiedenen Lote fallen ähnlich wie die von Mises-Spannungen aus (siehe Abb. 4.52). Generell kann festgehalten werden, dass die maximalen Kriechdehnungen im jeweiligen Lotspaltbereich und die kleinsten Kriechdehnungen im Lotmeniskus zu finden sind. Ein Vergleich der Ergebnisse der Flächengrößen der Hysteresen aus Abschnitt 4.2.2 mit den vorliegenden Kriechdehnungen führt zu denselben Aussagen. SAC1305 kriecht stärker als alle anderen Lote. Im Gegensatz dazu kriecht InnoLot nur geringfügig.

Abb. 4.53 stellt die resultierenden Kriechenergiedichten für verschiedene Lote dar. Die Kriechenergiedichte besitzt die Einheit MPa. Die maximalen Kriechenergiedichten sind bei SAC405 festzustellen. Die Kriechenergiedichten wachsen, im Gegensatz zu den Kriechdehnungen, mit steigendem Silbergehalt. Dies ist auf die Gleichung der Kriechenergiedichte (4.10) zurückzuführen. Die Kriechenergiedichte ist definiert als Integral des Produktes aus Spannungen und Kriechdehnungen. Die Spannungen sind im Falle eines Lotes mit großem Kriechwiderstand höher. Die Spannungswerte fließen jedoch nicht nur in die Formel der Kriechenergiedichte ein, sondern auch in das Kriechgesetz. Aufgrund dieser komplexen Abhängigkeit ist es i. Allg. schwer, die Tendenzen der Kriechenergiedichteverteilung nachzuvollziehen. Die kleinsten Kriechenergiewerte werden jeweils im Lotmeniskus beobachtet. Das bleihaltige Lot SnPb37 weist die maximale Kriechenergiedichte auf.

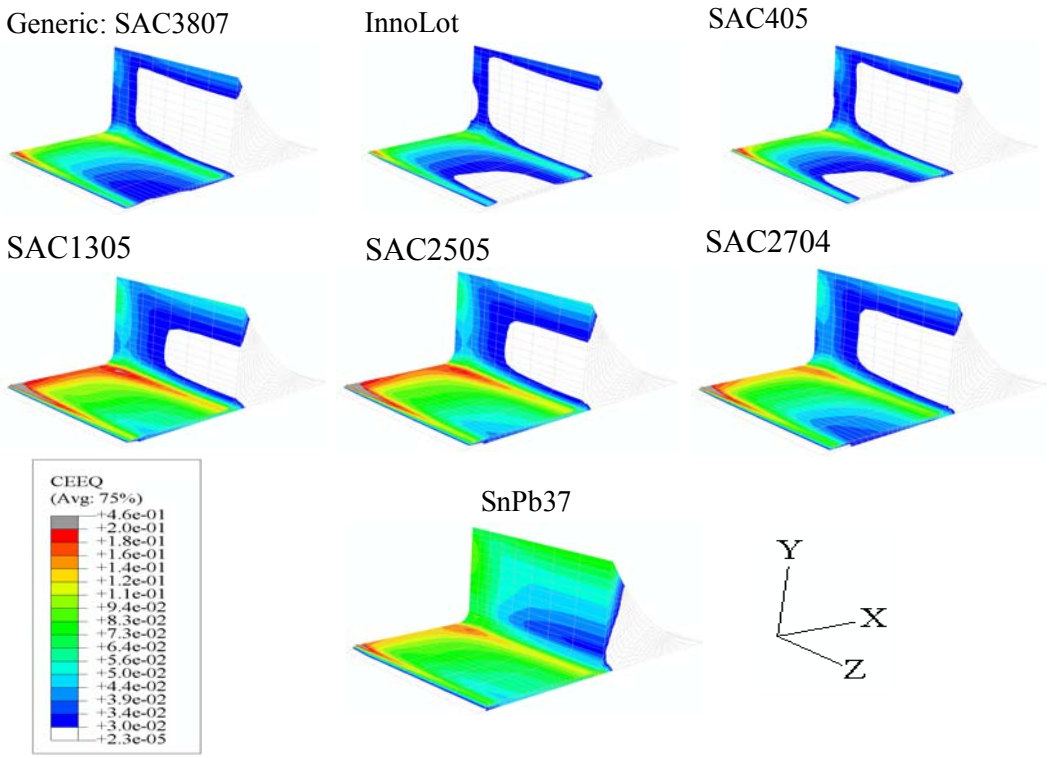


Abb. 4.52: Akkumulierte Kriechdehnung *CEEQ* bei verschiedenen Loten nach Simulation von drei Zyklen des Temperaturwechseltests TW -40/125 °C, CR1206

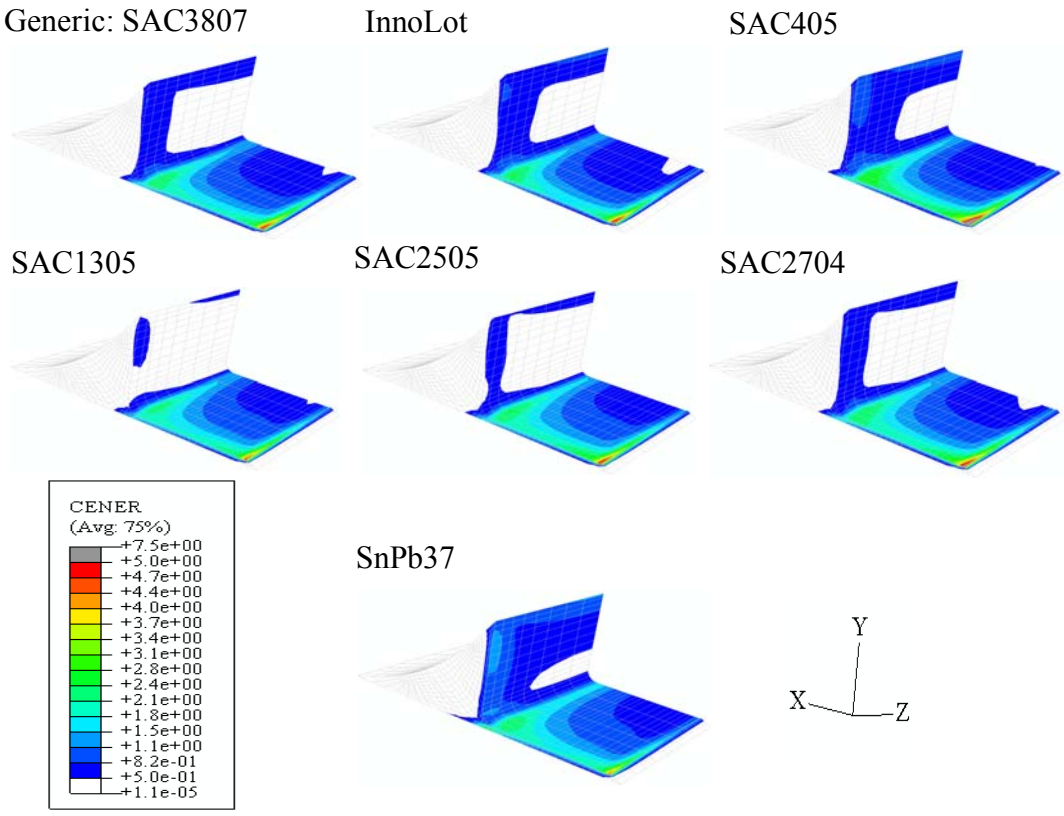


Abb. 4.53: Akkumulierte Kriechenergiedichte *CENER* bei verschiedenen Loten nach Simulation von drei Zyklen des Temperaturwechseltests TW -40/125 °C, CR1206

Auch durch Verwendung verschiedener Temperaturwechseltests werden unterschiedliche Kriechdehnungen hervorgerufen. Abb. 4.54 zeigt den Einfluss der Variation des zyklischen Temperaturhubes auf die Kriechdehnungen.

Keine großen Unterschiede der Verteilungen der Kriechdehnungen sind zwischen den thermischen Zyklen zu beobachten, deren Maximal- bzw. Minimaltemperaturen übereinstimmen. Wird jedoch von einem kleinen Temperaturhub auf einen größeren übergegangen, so nehmen die Kriechdehnungen stark zu.

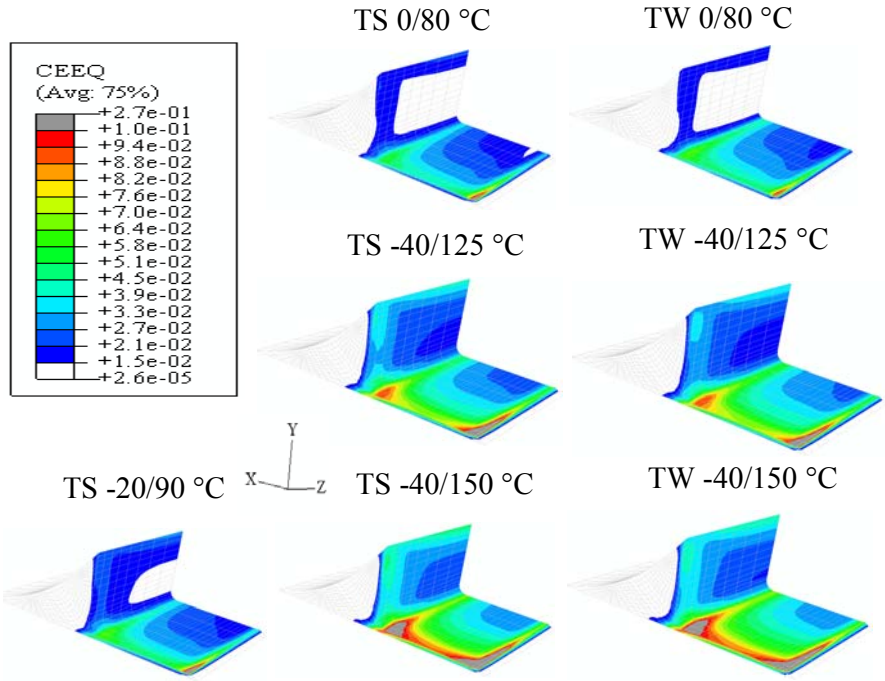


Abb. 4.54: Akkumulierte Kriechdehnung *CEEQ* nach drei thermischen Zyklen bei verschiedenen Temperaturwechseltests TS/TW für InnoLot

Abb. 4.55 zeigt die Veränderungen der Verteilungen der Kriechenergiedichte am Beispiel des Widerstands CR1206, wenn von Thermo-Schock-Tests (TS) auf Thermo-Wechsel-Tests (TW) übergegangen wird. Die langsameren Abkühl- und Aufheizphasen der Thermo-Wechsel-Tests führen zu niedrigeren Kriechenergiedichten. Thermo-Schock-Tests führen aufgrund der schnellen Abkühl- bzw. Aufheizphasen, die oftmals kürzer als zehn Sekunden sind, sowie aufgrund der langen Haltephasen zu weitaus größeren Kriechenergiedichten.

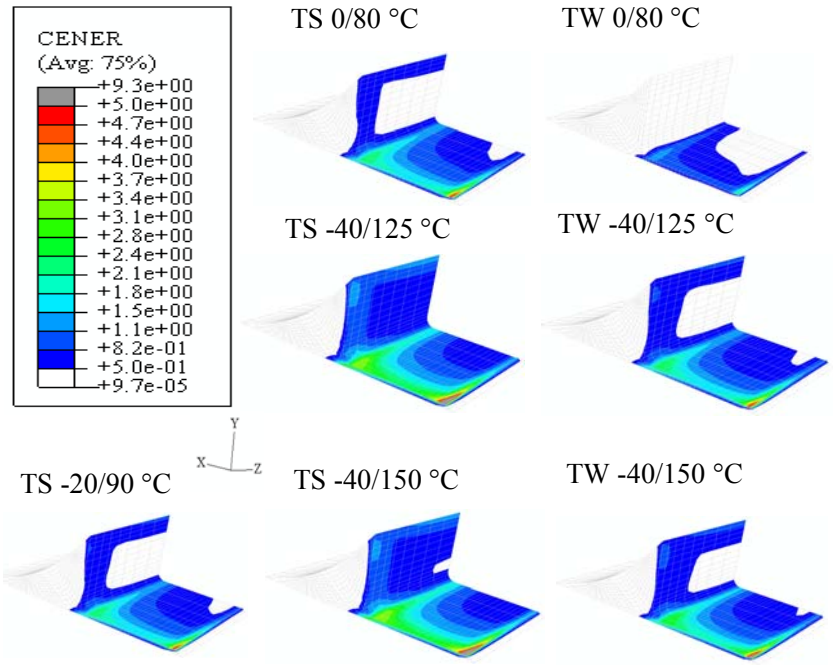


Abb. 4.55: Akkumulierte Kriechenergiedichte *CENER* nach drei thermischen Zyklen bei verschiedenen Temperaturwechseltests TS/TW für InnoLot, CR1206

Nach diesem Überblick über die Spannungs-, Kriechdehnungs- und Kriechenergiedichteverteilungen an den Lotfüßen ist leichter zu entscheiden, in welchen Bereichen der Lote die Auswertungen durchgeführt werden müssen. Im nächsten Kapitel wird erläutert, wie die Mittelung in den ausgewählten Bereichen erfolgt.

4.2.6 Mittelung der Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten für die Lebensdauerberechnung bei Widerständen

Aus den FE-Simulationen können Kriechenergien und Kriechenergiedichten der einzelnen Elemente ausgegeben werden. Als Konsequenz des stetigen Anstiegs dieser beiden Größen mit zunehmender Anzahl thermischer Zyklen entstehen letztendlich Mikrorisse, welche sich mit weiter fortlaufenden Zyklen ausbreiten, bis hin zum Versagen der jeweiligen Lötverbindung. In den Schliffen aller Widerstände mit Ausnahme des Bausteines CR0201 werden Risse im Bereich des Lotspalts beobachtet.

Werden nun die Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten aus den FE-Simulationen betrachtet, so lässt sich feststellen, dass die Maxima dieser Werte in den Lotspalten auftreten. Mithin sind somit direkte Korrelationen zwischen den Experimenten und den FE-Simulationen erkennbar.

Der Lotspalt des Widerstands CR0201 wird in der FE-Simulation ausschließlich mit linear-elastisch modellierten Elementen, die aus intermetallischen Phasen bestehen, aufgebaut. Dies ist sinnvoll, da in Schliffbildern ein völliges Durchwachsen dieses jeweiligen Bereiches mit intermetallischen Phasen zu beobachten ist. In den FE-Rechnungen resultieren für diesen Bereich somit für alle Lote weder Kriechdehnungen noch Kriechenergien. Die Erfahrung hat darüber hinaus gezeigt, dass sich Risse im Lot des Widerstands CR0201 im Lotmeniskus bilden. Bei der Mittelung der Energiedichten und Dehnungen erfolgt daher grundsätzlich eine Konzentration auf den Meniskusbereich.

Für die Lebensdauerbestimmung werden mittlere Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten benötigt.
Ausführlich beschriebene Beispiele für derartige Mittelungen finden sich in den vorliegenden Literaturquellen nur vereinzelt.
Die Ergebnisse der Kriechdehnungen sowie die daraus resultierenden Ergebnisse der Kriechenergiedichten sind im Lotbereich veränderlich. Würde man jeweils über den ganzen Lotbereich mitteln, würden die zugehörigen Werte deshalb allzu niedrig ausfallen. Stattdessen werden jeweils hoch belastete Schichten aus dem Lotspalt herausgegriffen. Über diese Schichten werden dann Mittelungen der jeweiligen Ausgabeparameter durchgeführt. Die Mittlungen werden in den Formeln (4.14) und (4.15) erklärt:

$$\Delta\varepsilon_{\mathrm{cr}} = \frac{1}{3}\sum_{j=1}^{3}\left(\frac{\sum_{i=1}^{n}\left(\left(CEEQ_{i,j}\cdot EVOL_i\right)-\left(CEEQ_{i,j-1}\cdot EVOL_i\right)\right)}{\sum_{i=1}^{n} EVOL_i}\right), \tag{4.14}$$

$$\Delta W_{\mathrm{cr}} = \frac{1}{3}\sum_{j=1}^{3}\left(\frac{\sum_{i=1}^{n}\left(\left(CENER_{i,j}\cdot EVOL_i\right)-\left(CENER_{i,j-1}\cdot EVOL_i\right)\right)}{\sum_{i=1}^{n} EVOL_i}\right). \tag{4.15}$$

Hierbei steht die Abkürzung $CEEQ$ wiederum für die Kriechdehnung, $CENER$ wiederum für die Kriechenergiedichte [MPa] einzelner Elemente. Der Index i läuft über die n auszuwertenden Elemente. Der zweite Index j kennzeichnet den Lastzyklus und läuft von eins bis drei. Die Größe $EVOL$ steht für das Volumen eines Elementes und hat die Einheit mm³.

Die Schliffbilder in der Abb. 4.56 können als weiterer Anhaltspunkt neben den FE-Simulationsergebnissen dienen, um sinnvolle Auswertungsbereiche genauer auswählen zu können. Für den CR0402-Baustein liegen keine Schliffbilder vor.

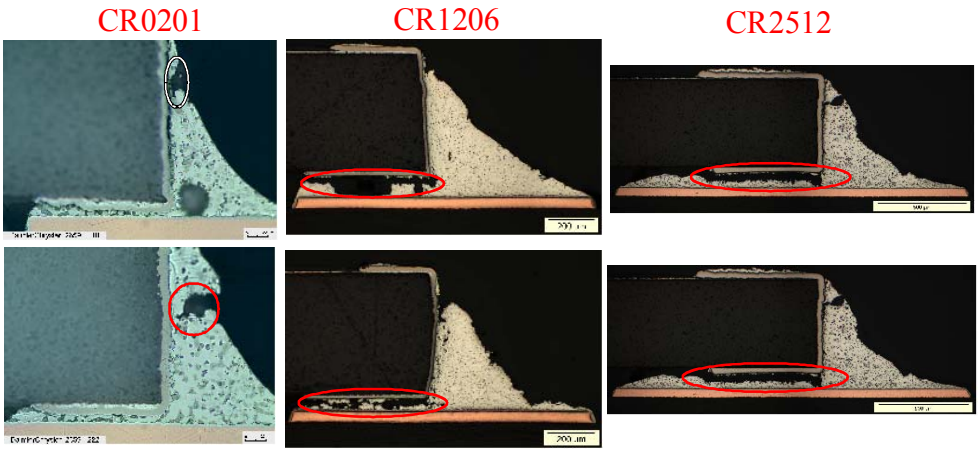


Abb. 4.56: Schliffbilder mit Rissbildung bei den Widerständen (Scheel et al., 2008)

Abb. 4.57 zeigt in roter Farbe die jeweils ausgewählten Elemente für die Auswertung. Um Vergleiche zwischen der Bausteinen CR0402, CR1206 und CR2512 herzustellen, ist es

zielführend, dass das gesamte Volumen der roten Bereiche vergleichbar, also konstant, bleibt. Durch dieses Vorgehen soll garantiert werden, dass jeweils ein vergleichbares Schädigungsmaß für eine Volumeneinheit resultiert.

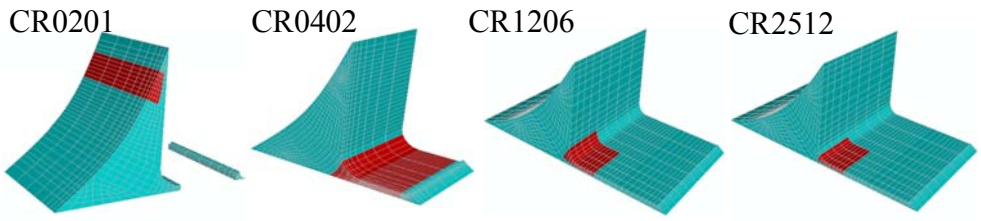


Abb. 4.57: Ausgewertete Lotbereiche der verschiedenen Bausteine

Die ermittelten Kriechdehnungen in den rot markierten Bereichen sind für das konventionelle bleihaltige Lot und für InnoLot in den Abbildungen 4.58 und 4.59 dargestellt. Dabei wurde zwischen den verschiedenen Bausteinen und den thermischen Zyklen unterschieden.

Hier stellt sich heraus, dass die Thermo-Schock-Tests im Vergleich zu den Thermo-Wechsel-Tests zu leicht höheren Kriechdehnungen führen. Darüber hinaus verstärken höhere Temperaturhübe die Kriechdehnungen. Die kleinsten Kriechdehnungen sind bei den kleinen Widerständen CR0201 und CR0402 zu finden. Mit zunehmender Größe wachsen die Kriechdehnungswerte. Weiterhin führt den Einsatz des bleifreien InnoLotes zu einer signifikanten Minderung der Kriechdehnungen.

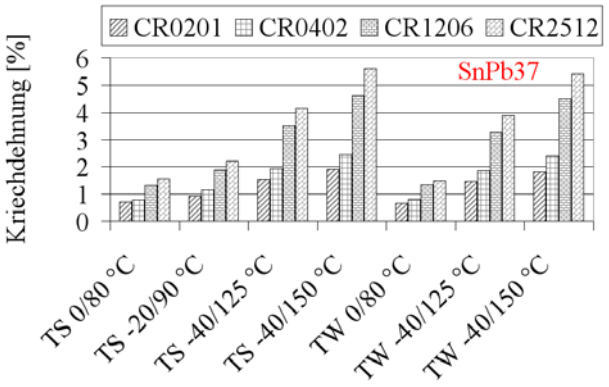


Abb. 4.58: Vergleich der Kriechdehnungen bei verschiedenen thermischen Zyklen und Bausteinabmessungen für SnPb37

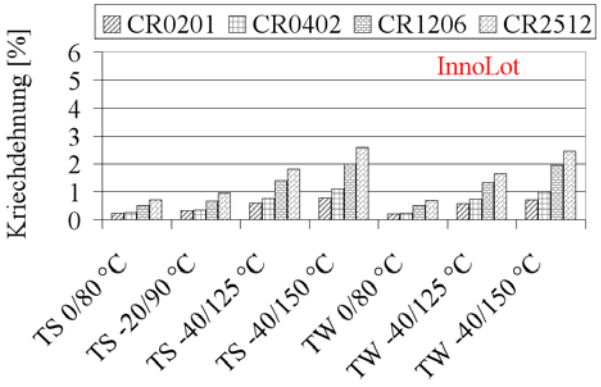


Abb. 4.59: Vergleich der Kriechdehnungen bei verschiedenen thermischen Zyklen und Bausteinabmessungen für InnoLot

Die Abbildungen 4.60 und 4.61 zeigen die resultierenden Kriechenergiedichten für die gewählten Bereiche der jeweiligen Bausteine. Für die Kriechdehnungen lassen sich analoge Aussagen wie für die Kriechenergiedichten treffen. Die Kriechenergiedichte für InnoLot weist hierbei keinen großen Unterschied im Vergleich zu SnPb37 auf.

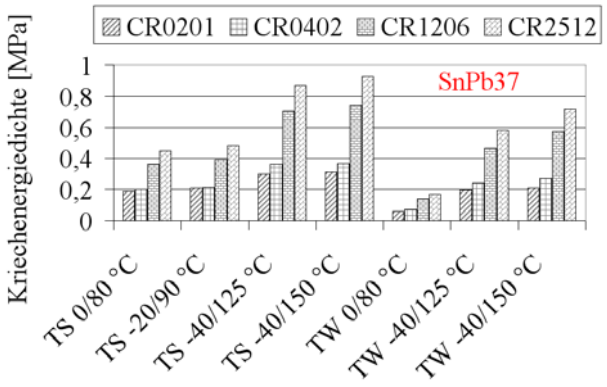


Abb. 4.60: Vergleich der Kriechenergiedichten bei verschiedenen thermischen Zyklen und Bausteinabmessungen für SnPb37

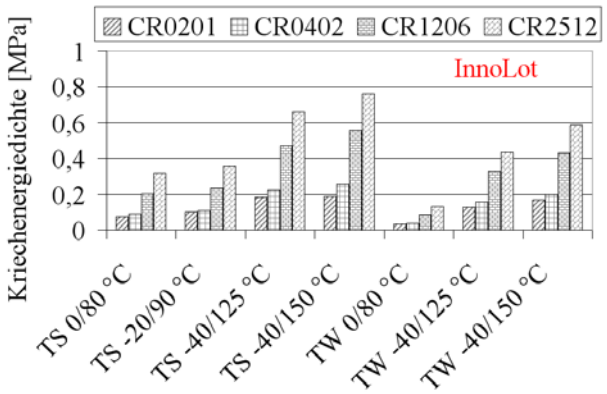


Abb. 4.61: Vergleich der Kriechenergiedichten bei verschiedenen thermischen Zyklen und Bausteinabmessungen für InnoLot

4.3 Ergebnisse der FE-Simulationen der Kondensatoren

4.3.1 Verformungen

Analog zu den Widerständen zeigt Abb. 4.62 die mit dem Vergrößerungsfaktor 100 skalierten Verformungen bei den Kondensatoren für die Eckpunkte des Temperaturwechseltests TS -40/125 °C am Beispiel des Modells CC1206. Leicht ist zu erkennen, dass durch die Temperaturabnahme bis auf -40 °C *alle* Materialien des Verbundes schrumpfen. Die Platine verfügt über die höchsten thermischen Ausdehnungskoeffizienten, die zu einer starken Schrumpfung führen. Zusätzlich wird aufgrund der höheren thermischen Ausdehnungskoeffizienten im Vergleich zur Keramik auch das Lot sehr stark beansprucht. Die Verformung der Keramik selbst ist kaum erkennbar.

Die Verformung aller Komponenten bei 125 °C ist sehr klein im Vergleich zur Verformung bei -40 °C, da im ersten Fall keine große Differenz zur Referenztemperatur vorliegt.

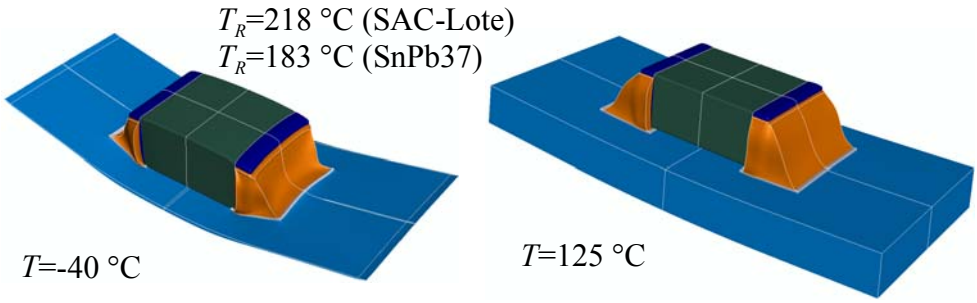


Abb. 4.62: Verformung bei -40 °C und 125 °C, CC1206, Vergrößerungsfaktor 100

4.3.2 Kriechenergiedichte und Kriechdehnung an einem Element

Die Abb. 4.64 und 65 zeigen für das in Abb. 4.63 dargestellte Element des Kondensators CC0603, wie die Kriechdehnungs- und die Kriechenergiedichteverteilungen mit der Zeit stetig zunehmen. Das bleihaltige Lot SnPb37 weist im Vergleich zu dem bleifreien Lot SAC3807 wieder einen niedrigeren Kriechwiderstand auf.

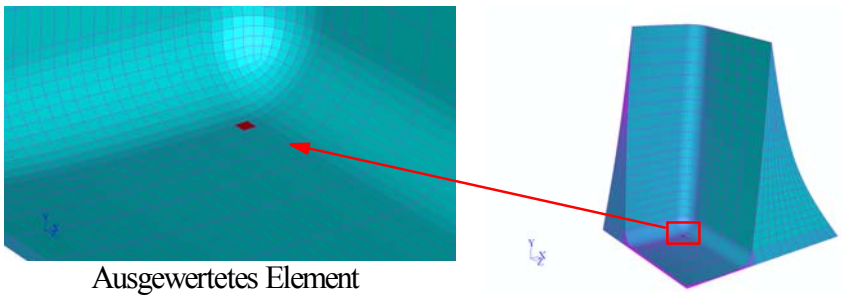


Abb. 4.63: Ausgewertetes Element beim Kondensator CC0603

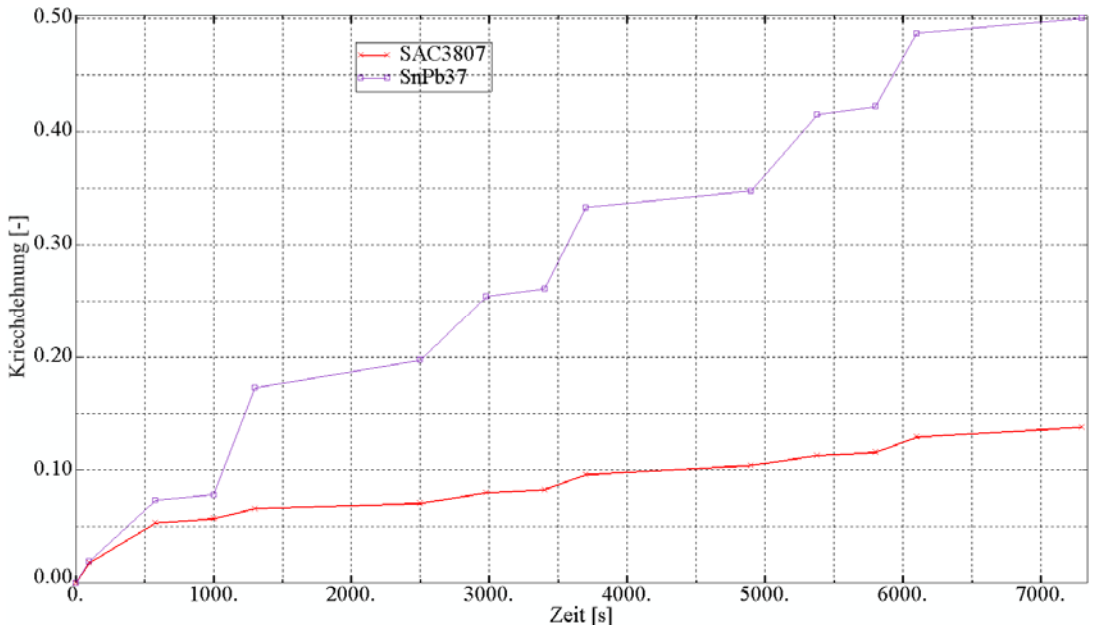


Abb. 4.64: Akkumulation der Kriechdehnung über drei thermische Zyklen, ein Element

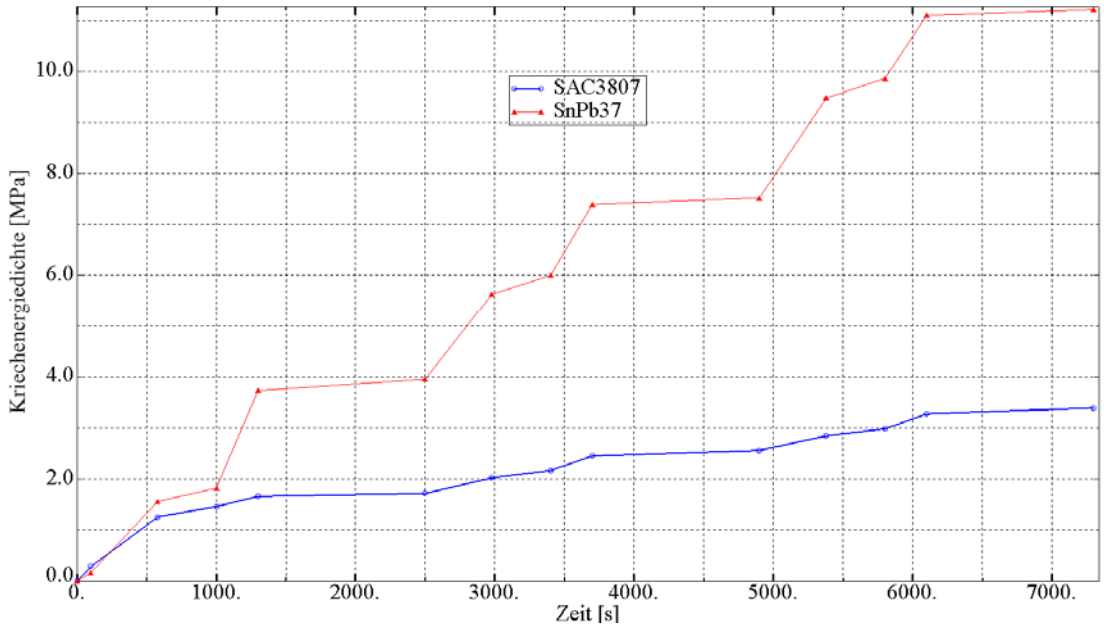


Abb. 4.65: Akkumulation der Kriechenergiedichte über drei thermische Zyklen, ein Element

4.3.3 Spannungsergebnisse an der Keramik und am Lot

Eine weitere wichtige Größe ist die Spannung, die insbesondere bei spröden und harten Werkstoffen zum Bruch führen kann. Speziell bei den Keramiken ergeben sich aufgrund des elastischen Materialverhaltens unter thermischen Belastungen beträchtliche Spannungen. Letztere führen mit wiederholten thermischen Zyklen oftmals zum Bruch. Abb. 4.66 zeigt einige Risse auf Schliffbildern, zu beobachten insbesondere bei wellengelöteten Bausteinen.

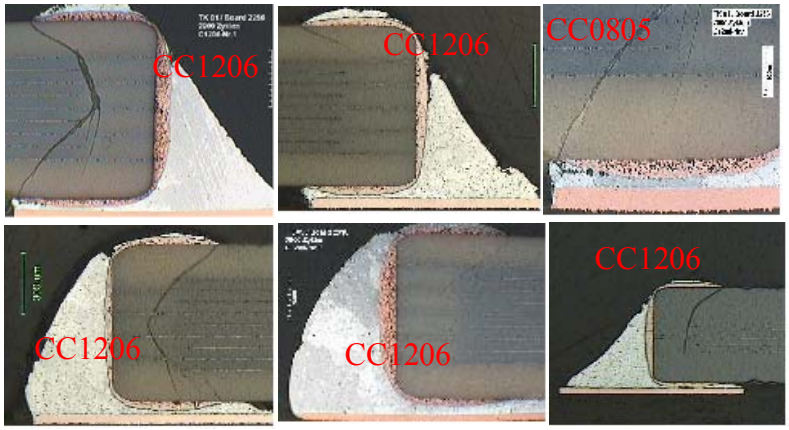


Abb. 4.66: Risse in der Keramik (Reichelt, 2007)

Abb. 4.67 veranschaulicht für den generische Lotwerkstoff SAC3807 die in den Keramiken ermittelten Biegespannungen im ersten Zyklus des Temperaturwechseltests TS -40/125 °C bei einer Temperatur von -40 °C. Durch Vergleich der Risspositionen in der Abb. 4.66 mit den höchsten auftretenden Biegespannungen kann festgestellt werden, dass Rissinitiierungen durch Höchstspannungen erklärbar sind. Beim Kondensator CC0805 ergeben sich die größten Biegespannungen, beim Modell CC1812-sp die niedrigsten.

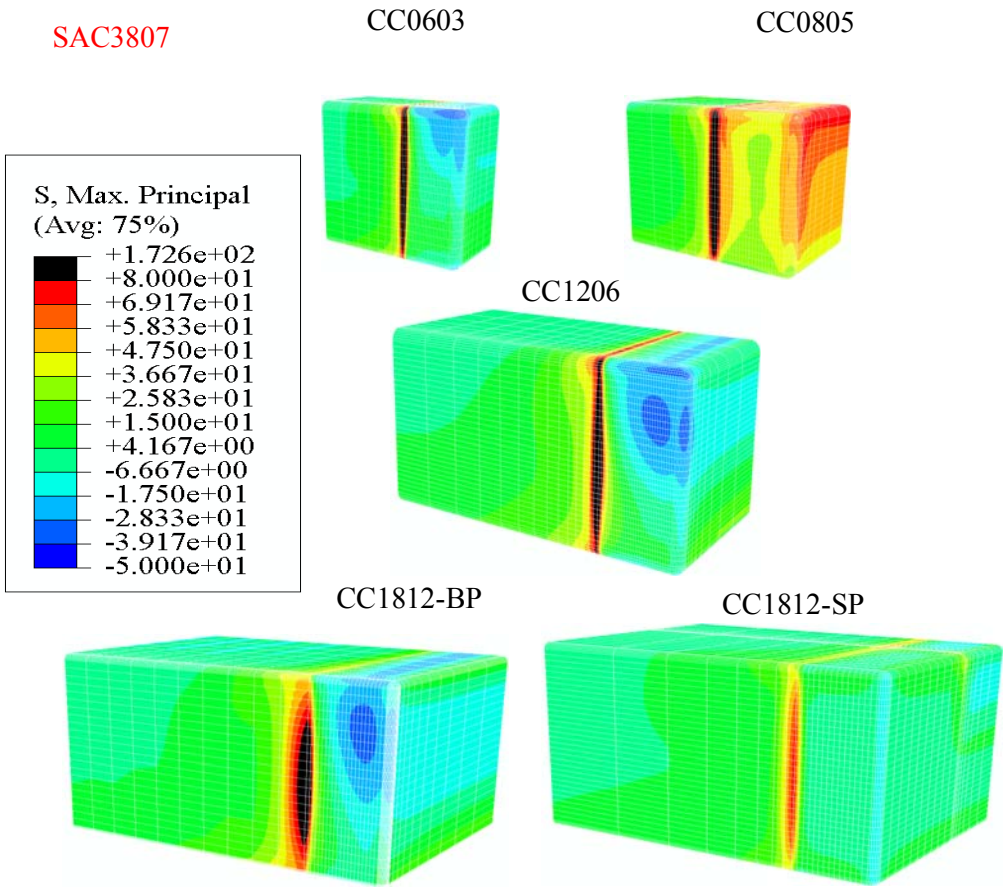


Abb. 4.67: Biegespannungen bei SAC3807 für alle Kondensatoren

Weiterhin sind für die Kondensatoren CC0805 und CC1812-Big-Pad, die auch als Halbmodelle mit einer konvexen und einer konkaven Lotform modelliert wurden, die höchsten in der Keramik auftretenden Biegespannungen in Abb. 4.68 dargestellt. Gezeigt wird jeweils die äußere Seite der Keramik. Die linke Seite liegt somit am konvexen Lot, die rechte Seite liegt am konkaven Lot. Es ist ersichtlich, dass die konkave Lotform die höchsten Biegespannungen verursacht. Dies gilt sowohl für den Kondensator CC0805 als auch für den Kondensator CC1812-bp.

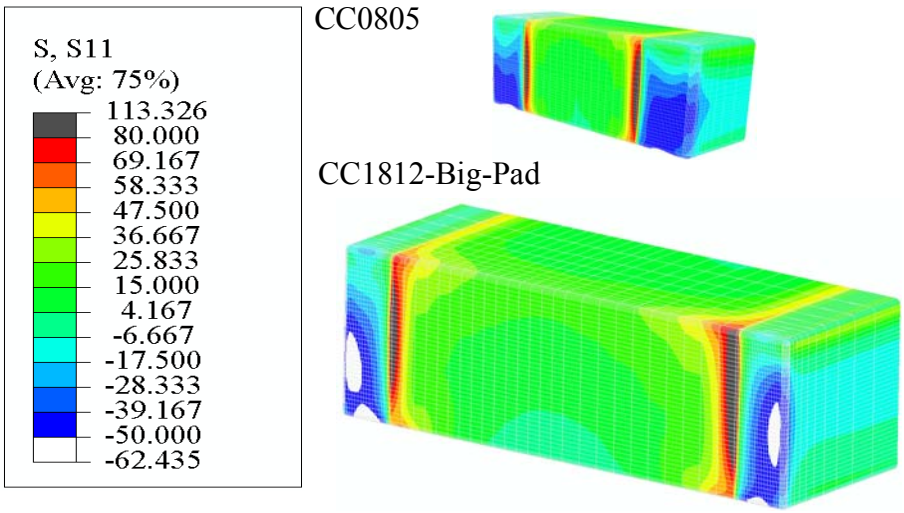


Abb. 4.68: Biegespannungen bei SAC3807, CC0805 und CC1812-bp, konkaves und konvexes Lot

4.3.4 Kriechdehnung (*CEEQ*) und Kriechenergiedichte (*CENER*) am ganzen Lotfuß

Die wichtigsten Größen für die Lebensdauerabschätzung sind die Kriechdehnungen und die Kriechenergiedichten. In Abb. 4.69 werden für das Lot SAC3807 die resultierenden Kriechdehnungen für die verschiedenen Kondensatoren gezeigt. Analog zu den Widerständen ergeben sich hier ebenfalls sehr hohe Kriechdehnungen in den Lotspalten. Im Lotspalt herrschen, insbesondere bei den kleineren Modellen CC0603 und CC0805, die maximalen Kriechdehnungen vor und verteilen sich in ähnlicher Art und Weise wie bei den Widerständen.

Weitere Tendenzen hinsichtlich der Abmessungen der verschiedenen Kondensatoren sind nicht erkennbar.

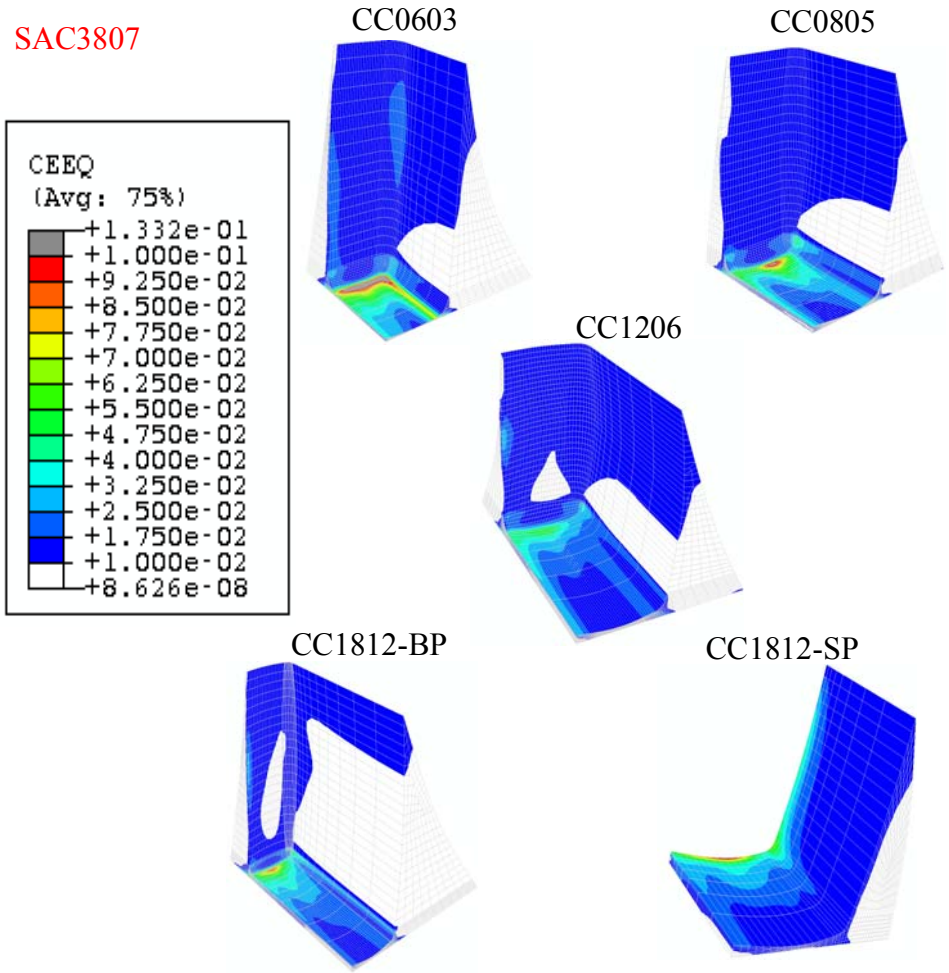


Abb. 4.69: Akkumulierte Kriechdehnung nach drei Zyklen TS -40/125 °C

Ein Vergleich der Kriechdehnungen der konkaven und der konvexen Lotform am Beispiel des Kondensators CC0805 ist in Abb. 4.70 gezeigt. Der Lotspalt und der Lotmeniskus im Falle der konkaven Lotform weisen höhere Kriechdehnungen auf, als im Falle der konvexen Lotform.

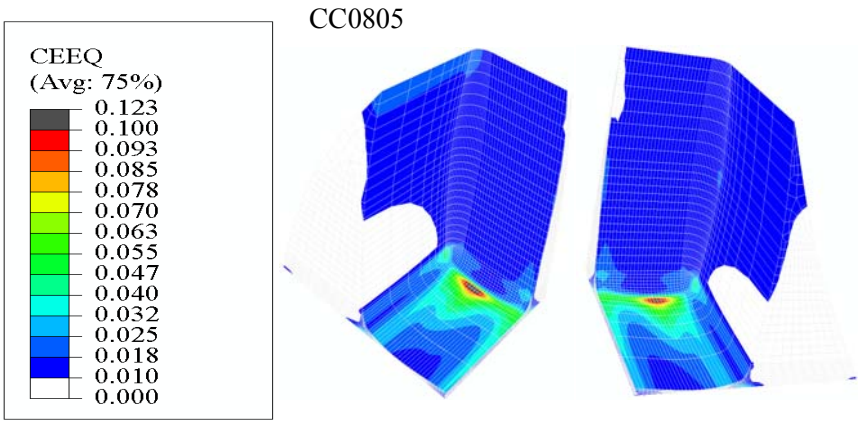


Abb. 4.70: Akkumulierte Kriechdehnung nach drei Zyklen TS -40/125 °C, konkave (links), konvexe (rechts) Lotform (SAC3807)

Die Kriechenergiedichten in Abb. 4.71 und 4.72 zeigen dasselbe Verhalten analog zu Abb. 4.70.

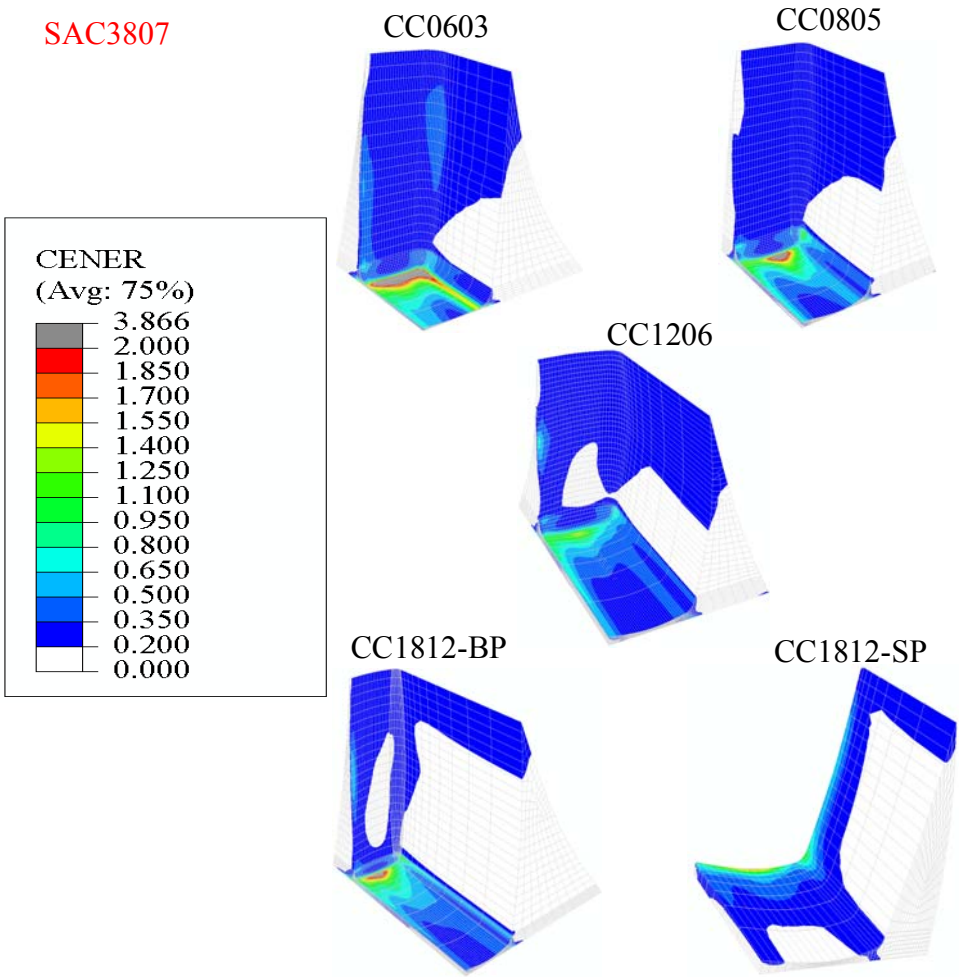


Abb. 4.71: Akkumulierte Kriechenergiedichte nach drei Zyklen TS -40/125 °C

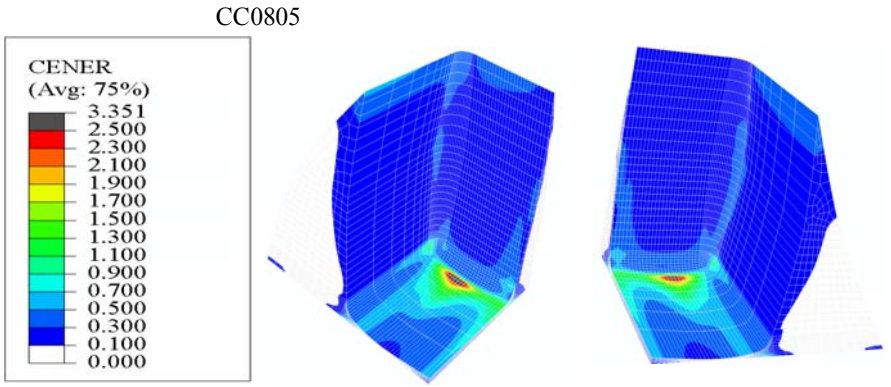


Abb. 4.72: Akkumulierte Kriechenergiedichte nach drei Zyklen TS -40/125 °C, konkave (links), konvexe (rechts) Lotform

4.3.5 Mittelung der Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten für die Lebensdauerberechnung

In diesem Abschnitt werden zunächst Schliffbilder gezeigt, auf denen Risse vorhanden sind. Sie sollen bei der Auswahl der auszuwertenden Bereiche als Hilfestellung fungieren.

Die Schliffbilder in Abb. 4.73, die nach dem Durchlauf von 2000 Zyklen des Temperaturwechseltests TS -40/125 °C aufgenommen worden sind, zeigen Risse, jeweils sowohl im Lotspalt als auch im Lotmeniskus.

Hierzu sei auch Bezug genommen auf die Forschungsergebnisse und langjährigen Erfahrungen des Arbeitskreises Reichelt (Reichelt, 2007), die besagen, dass Risse hauptsächlich in den Lotspaltbereichen entstehen, abgesehen vom Modell CC1812-bp.

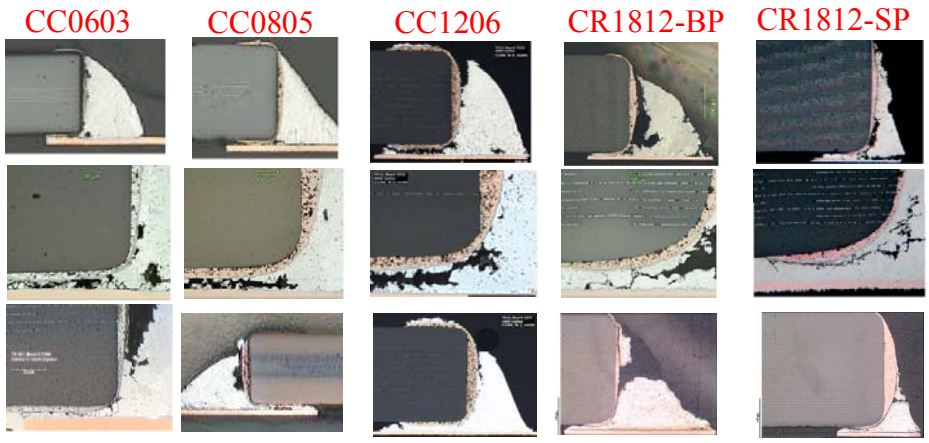


Abb. 4.73: Rissausbildung unter thermischen Lastwechseln (Reichelt, 2007)

Auch hier werden auszuwertende Bereiche gewählt und Mittelungen durchgeführt, und zwar in analoger Art und Weise wie bei den Widerständen. Aufgrund der lokalen Risse in Abb. 3.73 werden drei verschiedene Vorgehensweisen entwickelt, dargestellt in den Abbildungen 4.74 bis 4.76:

Auswahl 1: Die gesamten Lotspaltbereiche der jeweiligen Kondensatoren sind ausgewählt, die Abkürzung hierfür ist „SO“ (Standoff).

Auswahl 2: Auf Basis eines konstanten Volumens (Abkürzung „KV“) werden Auswahlen getroffen. Das konstante Volumen entspricht dem Lotspaltvolumen des kleinsten Modells CC0603.

Auswahl 3: Allein das größte Modell CC1812-BP wird nicht mehr im Lotspalt, sondern im Lotmeniskus ausgewertet (Abkürzung „KV-LM“).

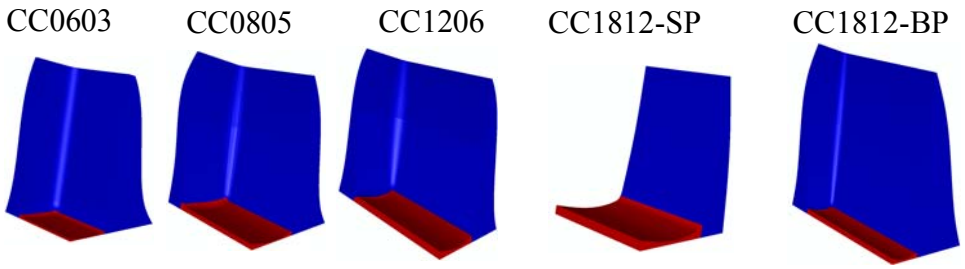


Abb. 4.74: Ausgewertete Lotbereiche der verschiedenen Bausteine, jeweils der gesamte Lotspalt (SO)

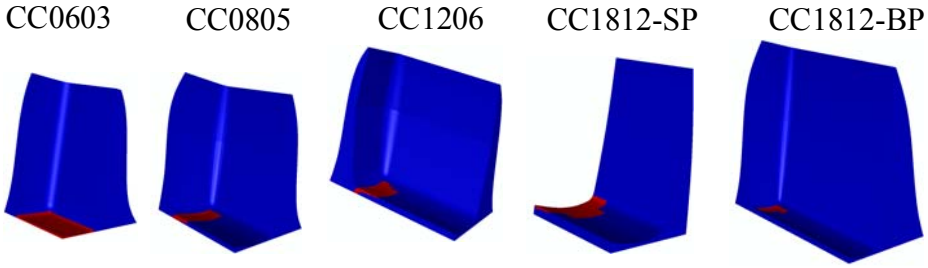


Abb. 4.75: Ausgewertete Lotbereiche der verschiedenen Bausteine, konstantes Volumen (KV)

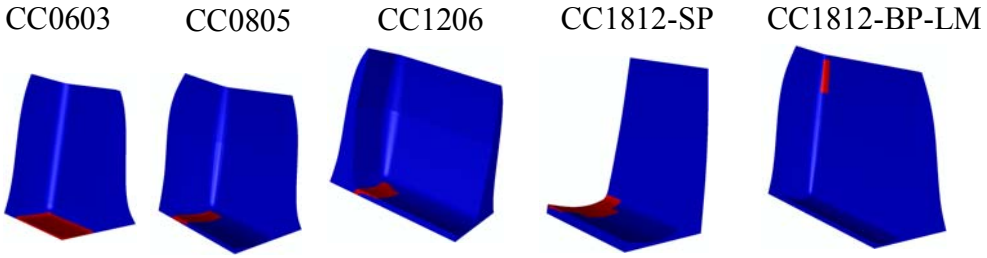


Abb. 4.76: Ausgewertete Lotbereiche der verschiedenen Bausteine, konstantes Volumen, beim Modell CC1812-BP im Lotmeniskus (KV-LM)

4.3.6 Mittelung der Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten für die Lebensdauerberechnung bei den Kondensatoren

Um die Lebensdauern der Kondensatoren abschätzen zu können, werden analog zu den Widerständen die gemittelten Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten ermittelt. Die Mittelungen erfolgen mit Hilfe der Gleichungen (4.14) und (4.15), analog zu Abschnitt 4.26.

Die Abbildungen 4.77 bis 4.79 stellen Ergebnisse der Kriechdehnungen und der daraus resultierenden Kriechenergiedichten für die drei Auswahlverfahren SO (Standoff), KV (konstantes Volumen) und KV-LM (konstante Volumen & Auswertung im Lotmeniskus) dar, und zwar unter einer Belastung durch den Temperaturwechseltest TS -40/125 °C.

Das ausgewählte Bereich des kleinsten Kondensators ist bei den drei verschiedenen Auswahlverfahren konstant, wodurch sich identische Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten

ergeben. Leicht ist zu beobachten, dass die Kriechdehnungen und die Kriechenergiedichten im Falle der Betrachtung des gesamten Lotspalts im Vergleich zu den anderen Auswahlverfahren kleiner ausfallen.

Offenbar weisen die Kriechdehnungswerte keine Abhängigkeiten von den Größen der Kondensatoren auf. Weiterhin führt der Einsatz des bleifreien Lotes zu signifikanten Minderungen der Kriechdehnungen bzw. Kriechenergiedichten. Hierbei ist anzumerken, dass die Skalierungen der Ordinaten aufgrund der hohen Werte beim bleihaltigen Lot differieren.

In den Loten des Kondensators CC0603 ergeben sich die höchsten Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten, während beim Kondensator CC1206 die niedrigsten Werte resultieren.

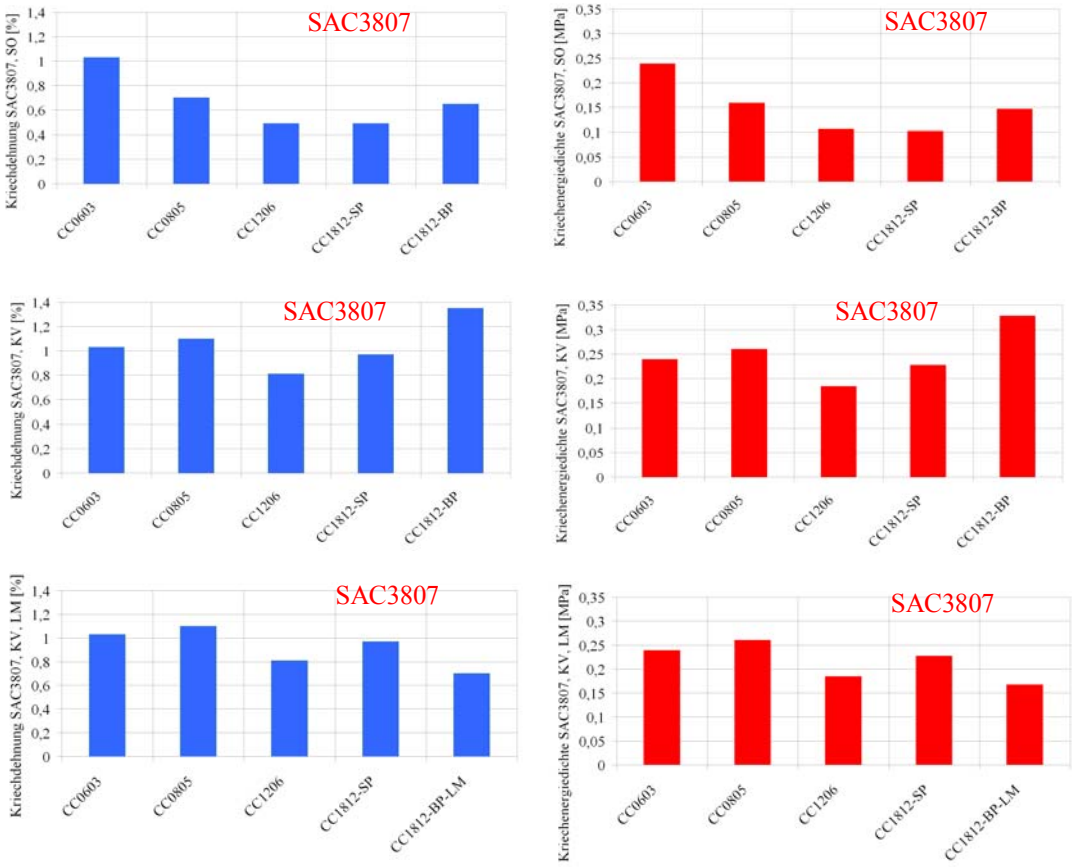


Abb. 4.77: Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten bei SAC3807 für alle Kondensatoren

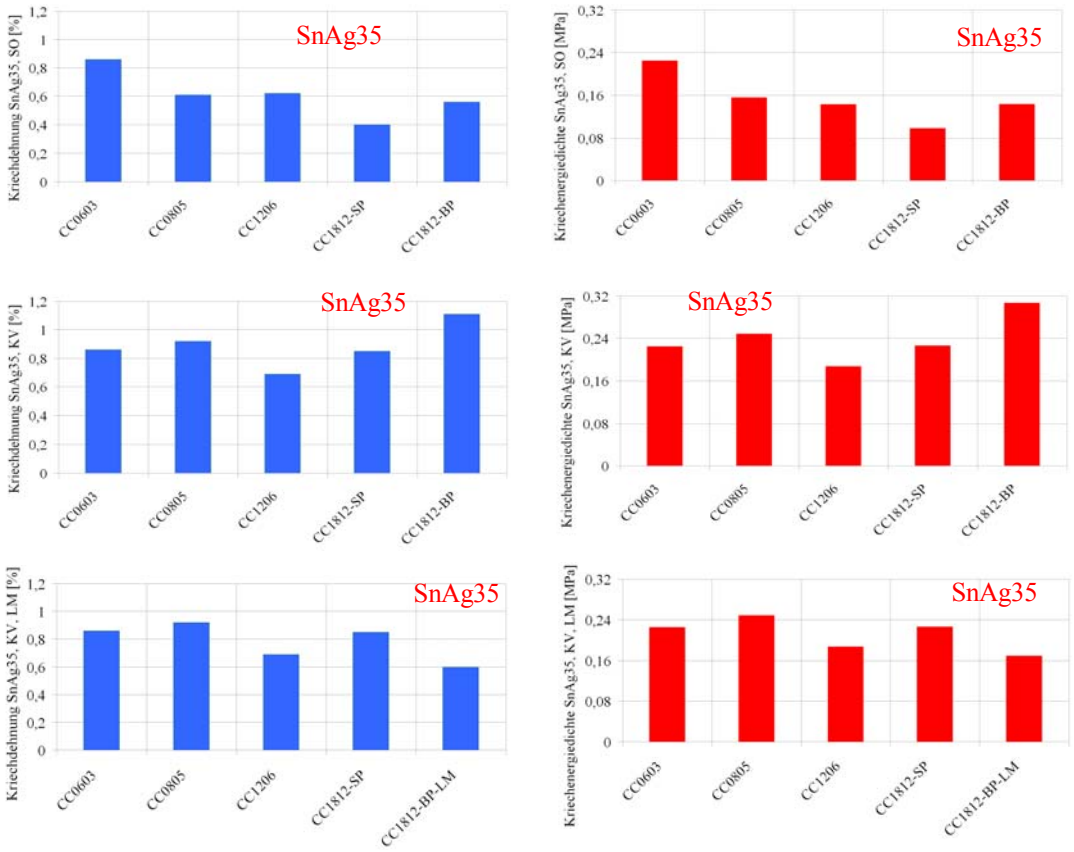


Abb. 4.78: Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten bei SnAg35 für alle Kondensatoren

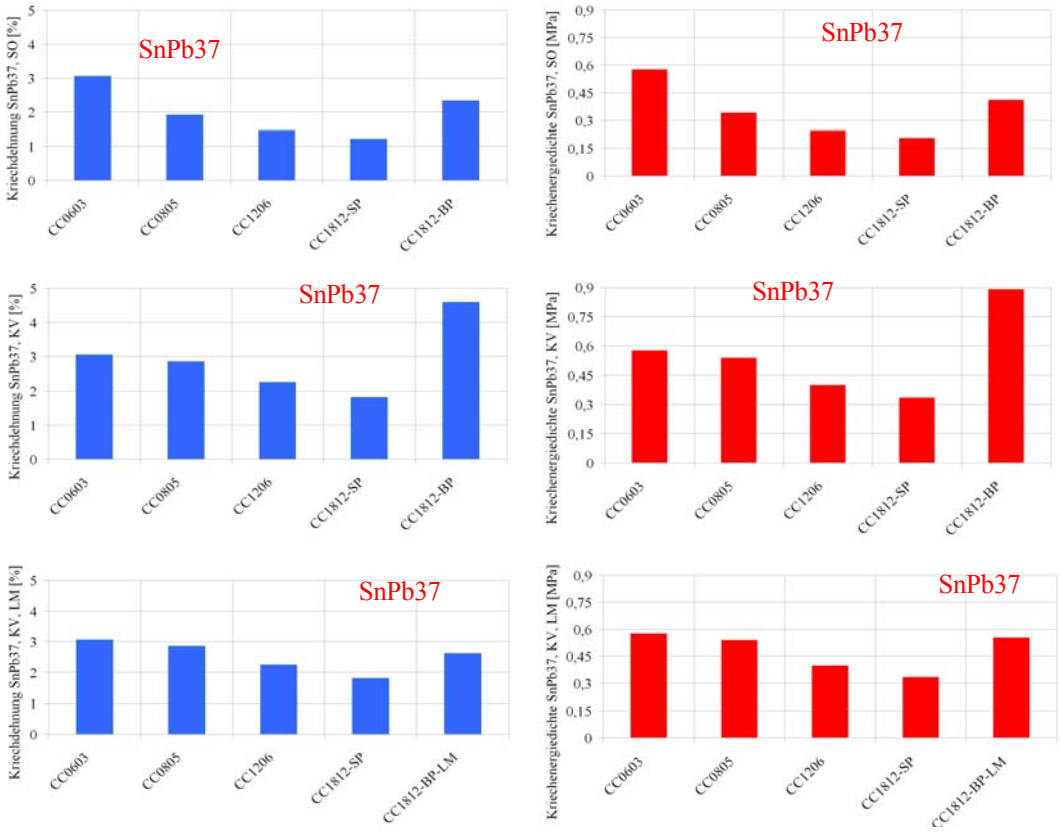


Abb. 4.79: Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten bei SnPb37 für alle Kondensatoren.

5 Eigene Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten sowie -Koeffizienten und Vergleich mit der Literatur

Im diesem Kapitel werden für die Coffin-Manson- und Morrow-Gleichungen zunächst Koeffizienten und Exponenten bestimmt, die auf Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten aus FE-Simulationen in Kombination mit experimentell ermittelten Lebensdauern basieren. Die experimentell ermittelten Lebensdauern stammen dabei sowohl aus dem Projekt LIVE als auch aus W5. Anschließend werden die Schädigungsexponenten und -koeffizienten mit entsprechenden Werten aus der Literatur verglichen. Diskrepanzen und Übereinstimmungen gilt es danach kritisch zu diskutieren.

Im zweiten Kapitel der vorliegenden Arbeit finden sich ferner die Gleichungen (2.54) und (2.55), welche Umrechnungen zwischen Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten ermöglichen. Diese Gleichungen werden wir ebenfalls auf ihre Anwendbarkeit hin prüfen.

Weiterhin wird die Gleichung (2.12) untersucht, welche die Bestimmung von Coffin-Manson-Exponenten auf Basis rein experimenteller Daten ermöglicht. Wir werden sehen, dass die hieraus erhaltenen Lebensdauern größtenteils unrealistisch sind.

Die Gleichungen (2.51-53), die mit Hilfe der Coffin-Manson- und Morrow-Koeffizienten und -Exponenten die Parameter des Potenzansatzes nach Ramberg und Osgood wiedergeben, werden ebenfalls auf Genauigkeit überprüft. Es sei daran erinnert, dass der Potenzansatz nach Ramberg und Osgood zur mathematischen Beschreibung nichtlinearen Spannungs-Dehnungsverhaltens dient.

In den Abschnitten 5.1 und 5.2 werden zunächst für die Projekte LIVE und W5 jeweils folgende Punkte behandelt:

- Definition des Begriffs des Bauteilversagens, Vorstellung der experimentell ermittelten Lebensdauern;
- Vorgehensweise zur Ermittlung der Coffin-Manson- und Morrow-Koeffizienten und -Exponenten;
- Ergebnisse der Coffin-Manson- und Morrow-Koeffizienten und -Exponenten, sowie Überprüfung der Genauigkeit der genannten Gleichungen.

5.1 Bestimmung der Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten sowie -Koeffizienten mit Hilfe von FE-Simulationen und experimentellen Daten aus dem Projekt LIVE

Die Ergebnisse der FE-Simulationen wurden im dritten Kapitel detailliert beschrieben. Für die Bestimmung von Coffin-Manson- und Morrow-Koeffizienten und -Exponenten werden zudem noch experimentelle Daten für Lebensdauern benötigt, die nun vorgestellt werden. Die zugehörigen Experimente wurden bei der Firma Bosch (Stuttgart) federführend von Ratchev (Ratchev, 2007) im Rahmen des Projektes LIVE durchgeführt.

5.1.1 Experimentelle Ergebnisse des Projekts LIVE

Zur experimentellen Lebensdauerermittlung wurden im Rahmen des Projekts LIVE Scherversuche an neuwertigen und geschädigten Bauteilen durchgeführt. In den Experimenten wird folgendermaßen verfahren: Nach Durchlauf einer festgelegten Zahl an thermischen Belastungszyklen werden einige Proben aus dem Versuchsstand entnommen und auf Scherfestigkeit hin untersucht. Die restlichen Proben verbleiben zunächst im Versuchsstand. In regelmäßigen Zeitabständen bzw. nach weiteren Belastungszyklen werden auch sie entnommen und weitere Scherfestigkeitsmessungen durchgeführt. Je nach Typ der thermischen Belastung und der Metallisierungen werden unterschiedliche Anzahlen von Temperaturzyklen durchlaufen, aus Kostengründen und im Hinblick auf die zeitliche Effizienz jedoch höchstens 2500.

So können letztendlich Versagenszeitpunkte ermittelt werden, wobei hierzu ggf. Interpolationen der Messergebnisse erforderlich sind. Der Begriff des Versagens ist im Rahmen des Projekts LIVE allgemein als Abfall der Scherfestigkeit auf 50% des ursprünglichen Wertes definiert, welcher an Proben gleicher Art ermittelt wird.

Die Scherfestigkeit hängt vom betrachteten Lotmaterial ab. Um zwischen verschiedenen Lotmaterialien vergleichen zu können, wird für geschädigte Proben eine *relative Scherfestigkeit* definiert: Die relative Scherfestigkeit ist das Verhältnis zwischen der gemessenen Scherfestigkeit und dem ursprünglichen Wert.

Im Rahmen des LIVE-Projektes wurde ein Excel-Sheet zur Auswertung eingesetzt, um die Anzahl an Belastungszyklen berechnen zu können, die einen Abfall der relativen Scherfestigkeit auf 50% zur Folge haben.

Im folgenden Beispiel wird dies für den Baustein CR1206 demonstriert: Für alle durchgeführten Messungen werden die durchlaufenen Lastzyklen auf der Abszisse und die zugehörigen, relativen Restscherkräfte auf der Ordinate eingetragen (siehe Abb. 5.1). Die entstehenden Datenpunkte werden durch einen Exponentialansatz mit Hilfe des Programms „*OriginPro*7“ gefittet. Um den Einfluss von Materialstreuungen und Messfehlern zu minimieren, werden an allen Messpunkten die Ergebnisse von jeweils 5 bis 7 Proben gemittelt.

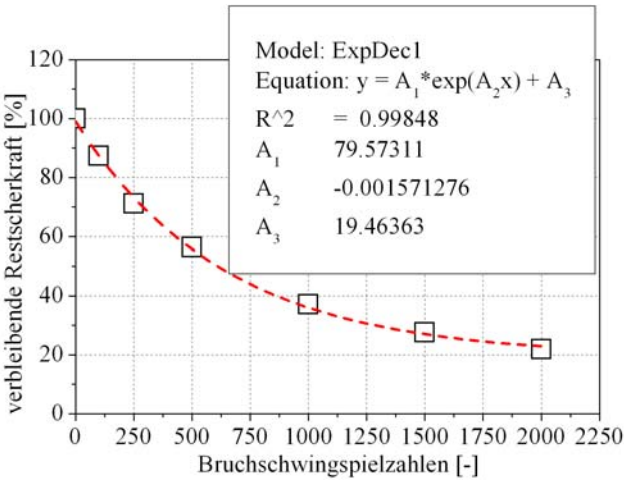


Abb. 5.1: Mittlere Scherfestigkeit über Zyklenzahl

Der Exponentialansatz lautet wie folgt:

$$F = A_1 \exp(A_2\ N) + A_3, \tag{5.1}$$

wobei N die Anzahl der durchlaufenen Temperaturzyklen ist und F die relative Scherfestigkeit. Die Konstanten A_1, A_2 und A_3 können direkt aus dem Programm „*OriginPro7*“ abgelesen werden:

- A_1 ist die Amplitude des Ansatzes;
- $-1/A_2$ ist die Abfallkonstante, auch „decay constant“ genannt;
- A_3 beschreibt den Versatz der Funktion vom Nullpunkt, auch „offset“ genannt.

Demnach kann die entsprechende Zykluszahl, bei der eine relative Scherkraft von 50 % vorliegt, wie folgt berechnet werden:

$$N_{f(50\%)} = \frac{\ln\left(\frac{(50\% - A_3)}{A_1}\right)}{A_2} \tag{5.2}$$

Folgende Punkte werden in den Versuchen des Projekts LIVE variiert:

- die Leiterplattenoberflächen/Metallisierungen (Ch. Sn[12], Cu-OSP[13] und NiAu[14]);
- die Reflow-Temperaturen (225 °C, 245 °C und 260 °C);
- die Widerstände (CR0201, CR0402, CR1206 und CR2512);
- die Temperaturwechseltests (verschiedene Thermo-Schock- [TS] und Thermo-Wechsel-Tests [TW], vergleiche Abb. 3.26 und 3.27)

Die Leiterplattenoberflächen, sowie die Variationen der Reflow-Temperaturen werden in den FE-Simulationen nicht berücksichtigt. Abb. 5.2 zeigt die ermittelten Lastzyklen von InnoLot beim Temperaturwechseltest TS -40/125 °C.

Bei Variation der Leiterplattenoberflächen Ch. Sn und Cu-OSP ist kein signifikanter Unterschied der Lebensdauern zu beobachten. Die ermittelten Lebensdauern werden deshalb gemittelt. In Abb. 5.2 ist deutlich erkennbar, dass die Lebensdauern mit steigenden Bausteinabmessungen abnehmen: Beim Modell CR2512 ergeben sich die niedrigsten Lebensdauern, während das Modell CR0201 die höchsten Lebensdauern erreicht. Letzteres zeigt erstaunlich hohe Lebensdauern und kommt in den auf 2500 Zyklen limitierten Experimenten selten zum Ausfall. Somit werden die entsprechenden Lebensdauern auf Basis von Extrapolationen ermittelt.

[12] Chem. Sn: Chemisch Zinn

[13] OSP: Organic Solderability Preservation/Oberfläche mit Schutzpassivierung

[14] NiAu: Nickel Gold

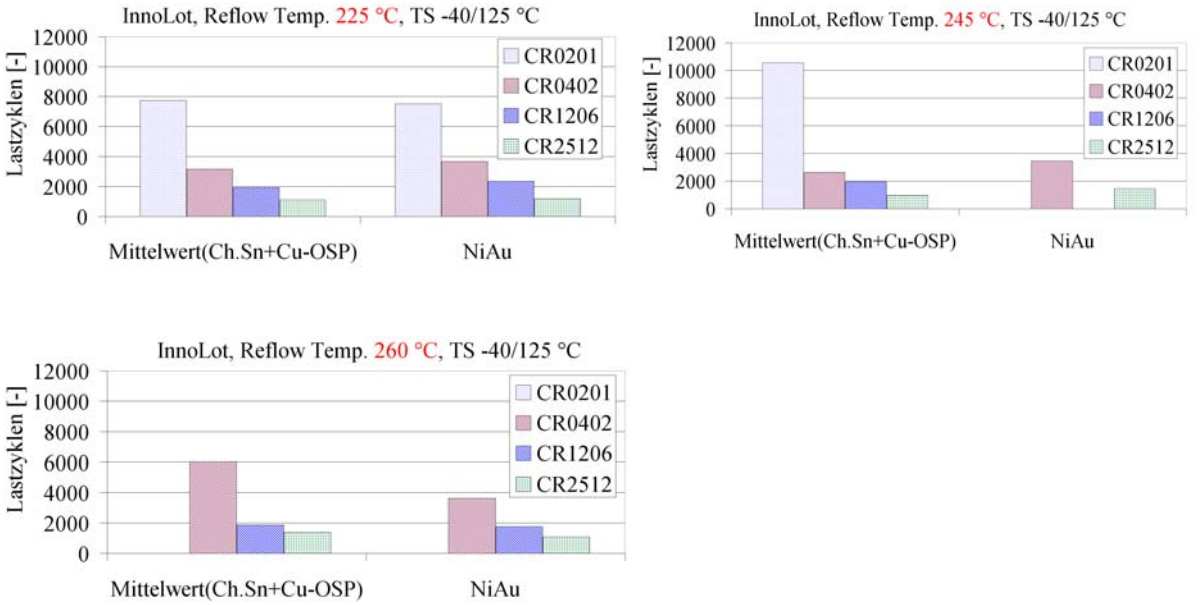


Abb. 5.2: Experimentell bestimmte Lastzyklen in Abhängigkeit der Metallisierungen für InnoLot

Deutliche Abhängigkeiten von den verschiedenen Reflow-Temperaturen sind nicht ersichtlich. Die vorliegenden Ergebnisse weisen allerdings leichte Erhöhungen der Lebensdauern durch den Einsatz von NiAu-Beschichtungen bei den Reflow-Temperaturen 225°C und 245°C auf, während sie bei der Reflow-Temperatur 260°C abfallen oder konstant bleiben.

Analog zu Abb. 5.2 zeigt Abb. 5.3 die bei konventionellem Lot SnPb37 ermittelten Lebensdauern. Abgesehen vom Widerstand CR0201 weisen die Lebensdauern bei Variation der Metallisierungen und der Reflow-Temperaturen keine großen Unterschiede auf.

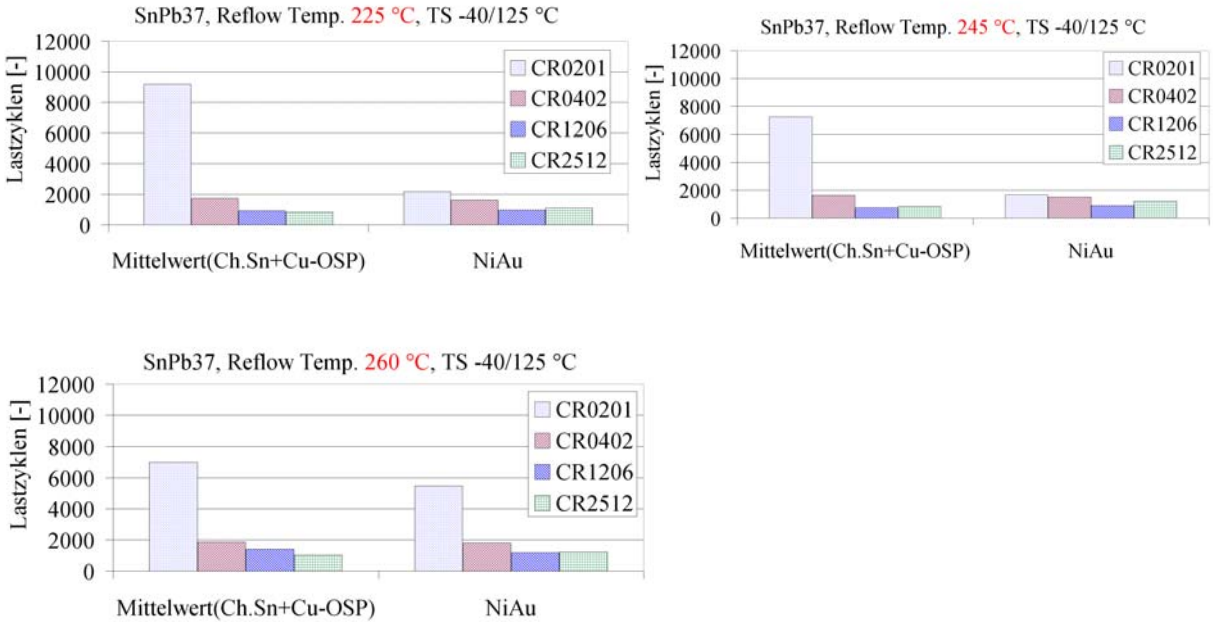


Abb. 5.3: Experimentelle, per Scherversuch bestimmte Lastzyklen in Abhängigkeit der Metallisierungen für SnPb37

Wie in den Abb. 5.2 und 5.3 sind in Abb. 5.4 die ermittelten Zyklen für SAC405 dargestellt. Hier nimmt die Lebensdauer bei Einsatz einer NiAu-Metallisierung deutlich zu.

Die unterschiedlichen Reflow-Temperaturen haben hingegen nur geringen Einfluss ohne erkennbare Tendenzen.

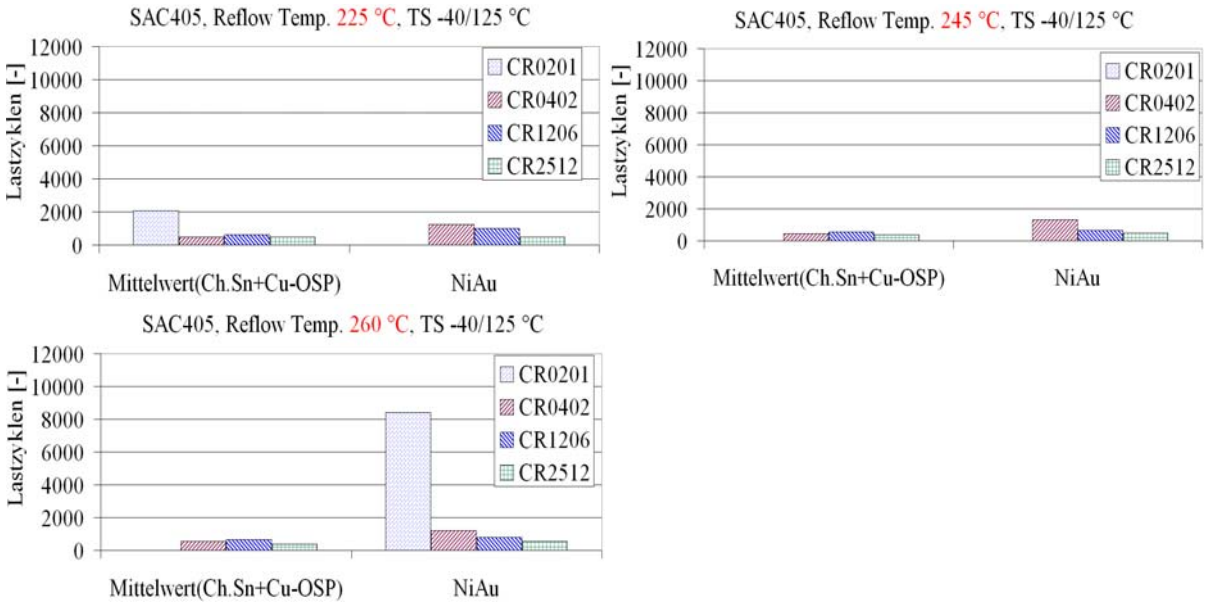


Abb. 5.4: Experimentelle, per Scherversuch bestimmte Lastzyklen in Abhängigkeit der Metallisierungen für SAC405

Weitere experimentelle Untersuchungen werden unter Verwendung verschiedener Temperaturwechseltests für die drei Legierungen InnoLot, SnPb37 und SAC405 durchgeführt, ausgehend vom Test TS 0/80 °C bis hin zum Test TW -40/150 °C (siehe Abb. 5.5). Die Untersuchungen werden allein für die Metallisierung Ch. Sn durchgeführt. Intuitiv nachvollziehbar erscheint, dass bei niedrigem Temperaturhub höhere Lebensdauern erreicht werden.

Außerdem treten insbesondere beim Lot SnPb37 und dem Temperaturwechseltest TS 0/80°C unerwartete Differenzen auf, nämlich beim größten Modell CR 2512 höhere Lebensdauern als beim kleineren Modell CR1206 und niedrigere Lebensdauern im Vergleich zum Test TS -20/90 °C. InnoLot liefert die höchsten Lebensdauern von allen Lotlegierungen, während SAC405 zu den niedrigsten führt.

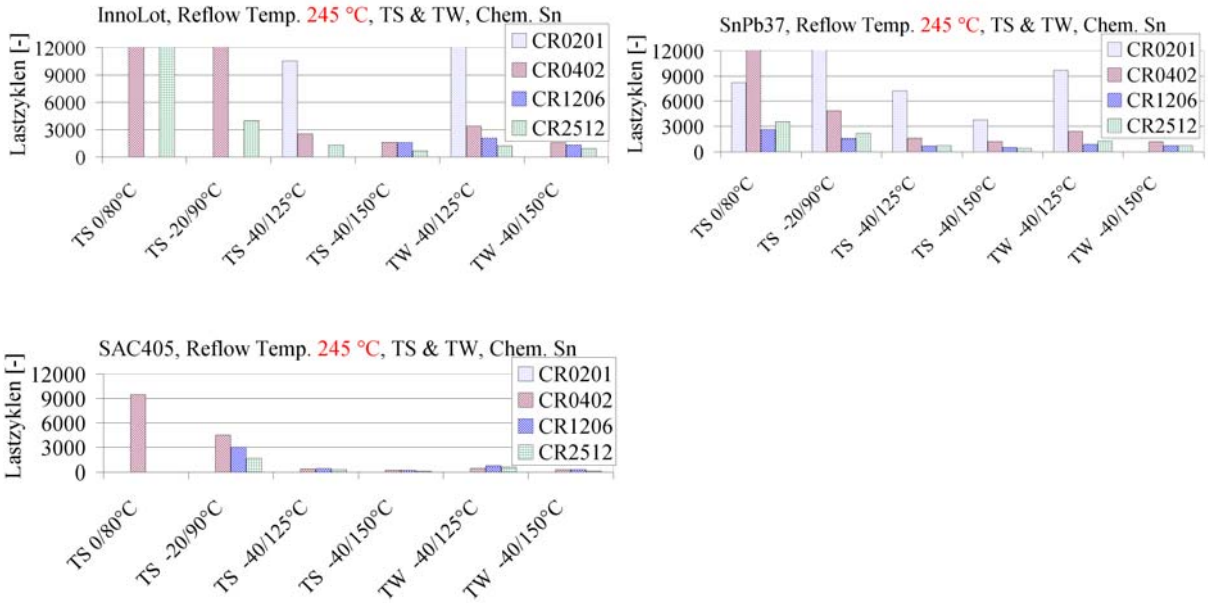


Abb. 5.5: Experimentelle, per Scherversuch bestimmte Lastzyklen bei verschiedenen Temperaturwechseltests, Metallisierung Ch. Sn

5.1.2 Vorgehensweise zur Bestimmung von Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten auf Basis des Projekts LIVE

Werden die experimentell ermittelten Lebensdauern über den errechneten Kriechdehnungen aus den FE-Simulationen aufgetragen, so ergeben sich vier Punkte für die vier untersuchten Widerstände. Zwischen diesen Punkten wird nun interpoliert. Analog wird verfahren, wenn lediglich drei oder sogar nur zwei Punkte zur Verfügung stehen, wenn also nicht für alle Widerstände Lebensdauern vorhanden sind. Abb. 5.6 veranschaulicht am Beispiel des Lotes InnoLot das Erscheinungsbild derartiger Interpolationskurven. Sie basieren auf Potenzansätzen.

In der Abbildung werden Coffin-Manson- bzw. Morrow-Exponenten und -Koeffizienten für InnoLot in Form zweier verschiedener Diagramme gezeigt. Links werden die rein experimentell ermittelten Lebensdauern auf der Ordinate und die Kriechdehnungen bzw. Kriechenergiedichten auf der Abszisse abgetragen und anschließend interpoliert. Rechts werden sowohl die Lebensdauern als auch die aus den FE-Simulationen gemittelten Kriechdehnungen bzw. Kriechenergiedichten logarithmiert und dann mit einer Kennlinie angenähert. Auf der Ordinate wird also jeweils $\ln(N_f)$ abgetragen und auf der Abszisse $\ln(\Delta\varepsilon_{cr})$ bzw. $\ln(\Delta W_{cr})$. Beim Potenzansatz sind die Parameter leicht abzulesen; die bei den doppellogarithmischen Darstellungen gewonnenen Kennliniengleichungen müssen zum Ablesen umgeformt werden. Beide Wege führen natürlich zu denselben Ergebnissen. Die weiteren berechneten Coffin-Manson- bzw. Morrow-Exponenten und -Koeffizienten sind im Anhang, Abschnitt 5.1 zu finden.

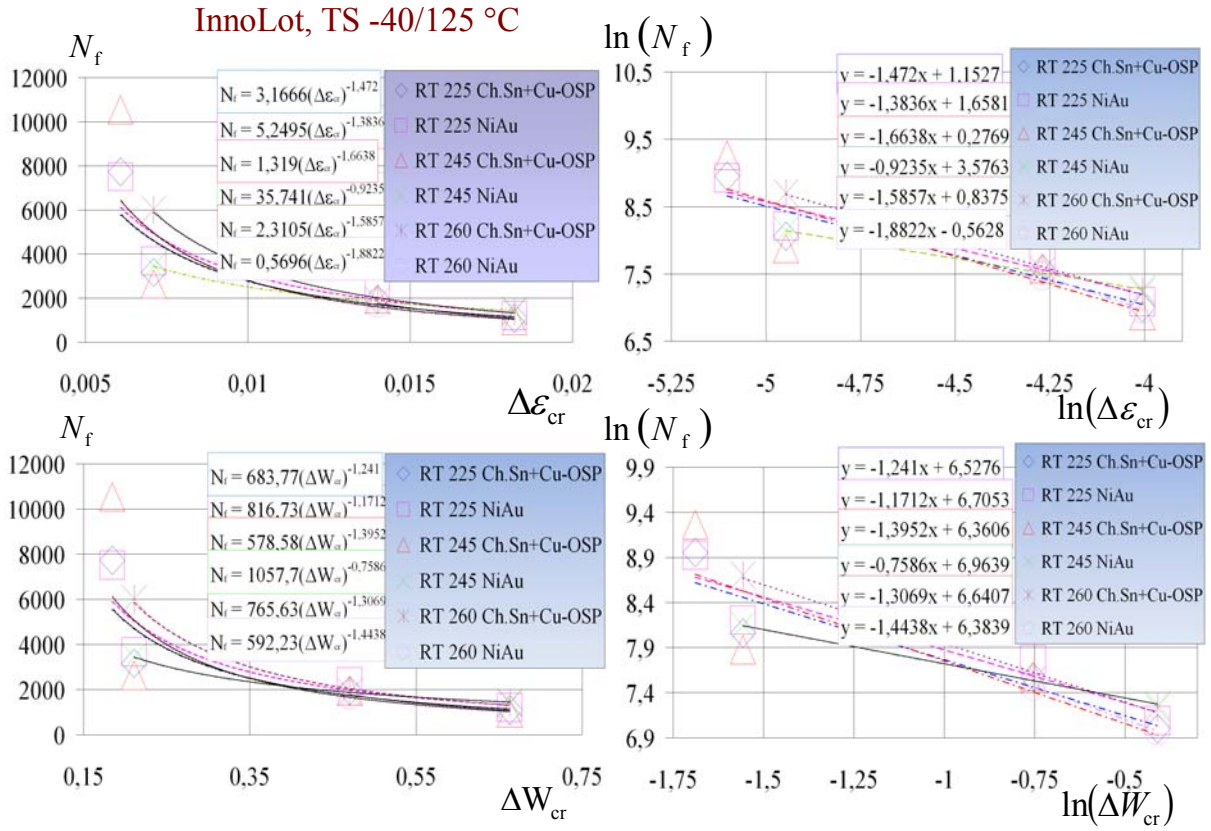


Abb. 5.6: Coffin-Manson- bzw. Morrow-Exponenten und -Koeffizienten bei InnoLot, Reflow-Temp.: 225, 245 und 260 °C

Im Anschluss wurden Coffin-Manson- bzw. Morrow-Exponenten und Koeffizienten auf Basis aller durchgeführten Temperaturwechseltests (TS, TW) im Fall der Leiterplattenoberfläche Chem. Sn berechnet. Das Ziel ist es, unabhängig von den thermischen Belastungen Lebensdauergleichungen zu bestimmen. Die resultierenden Coffin-Manson- und Morrow- Exponenten und Koeffizienten sind im Anhang 5.3 dargelegt.

Die berechneten Coffin-Manson- bzw. Morrow-Exponenten werden im Anschluss zwecks besserer Übersichtlichkeit in Form von Balkendiagrammen abgebildet.

5.1.3 Experimentell und theoretisch berechnete Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten anhand des Projekts LIVE

In Abb. 5.7 sind die auf Basis der experimentellen Daten aus dem Projekt LIVE berechneten Coffin-Manson-Exponenten für InnoLot, SnPb37 und SAC405 zusammengefasst („B“). Parallel dazu werden Vergleiche mit den theoretischen Coffin-Manson-Exponenten, die mit Hilfe der Exponenten aus der Morrow Gleichung ermittelt werden, gezogen („B aus D“). So kann die Zuverlässigkeit der Gleichung 2.54 untersucht werden.

Die anhand experimenteller Daten berechneten Coffin-Manson-Exponenten für das Lot SnPb37 liegen größtenteils nah am Wert 2, abgesehen von den Exponenten, die sich bei Widerständen mit NiAu-Metallisierung beim Temperaturwechseltest TS -40/125 °C und der Reflow-Temperatur 225 °C ergeben. Bei InnoLot ergeben sich ähnliche Coffin-Manson-Exponenten, wie bei SnPb37.

Im Gegensatz hierzu bewegen sich die anhand experimenteller Daten berechneten Coffin-Manson-Exponenten beim Lot SAC405 um den Wert 1. Sowohl die verschiedenen Metallisierungen als auch die verschiedenen Temperaturwechseltests führen bezüglich der Exponenten zu keinen beachtlichen Unterschieden. Höhere Reflow-Temperaturen hingegen bewirken größere Coffin-Manson-Exponenten.

Die mit Hilfe von Gleichung (2.54) theoretisch ermittelten Coffin-Manson-Exponenten B_{theo} weisen, von Ausnahmen abgesehen, gute Übereinstimmungen mit den anhand experimenteller Daten berechneten Exponenten auf. Dies gilt insbesondere beim Temperaturwechseltest TS -40/125 °C.

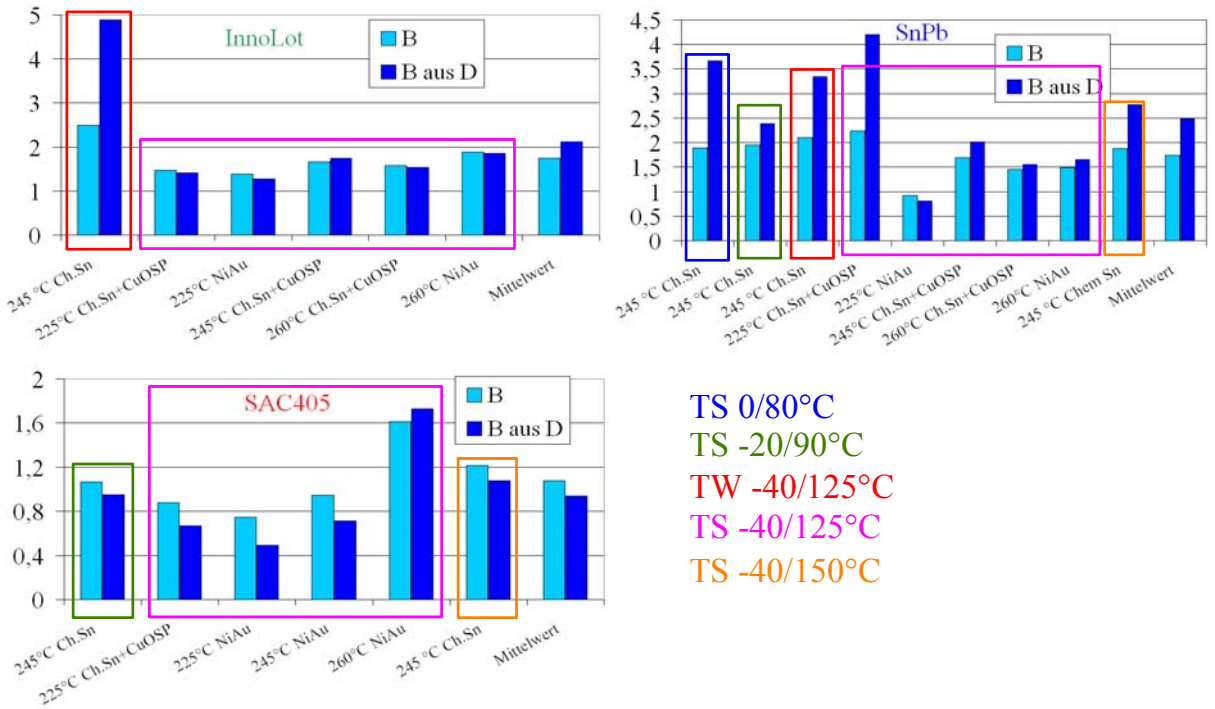


Abb. 5.7: Vergleich zwischen den berechneten (B) und den theoretischen (B_{theo}) Coffin-Manson-Exponenten

Analog zu den Coffin-Manson-Exponenten B und B_{theo} sind in Abb. 5.8 entsprechende Morrow-Exponenten D und die mit Hilfe von Gleichung (2.55) berechneten, theoretischen Morrow-Exponenten D_{theo} dargestellt. Hier fallen die D- und D_{theo}-Werte in den meisten Fällen zusammen.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass die Gleichungen (2.54) und (2.55) gut übereinstimmende Ergebnisse liefern und in Zukunft als Hilfsmittel zur Umrechnung zwischen Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten eingesetzt werden können.

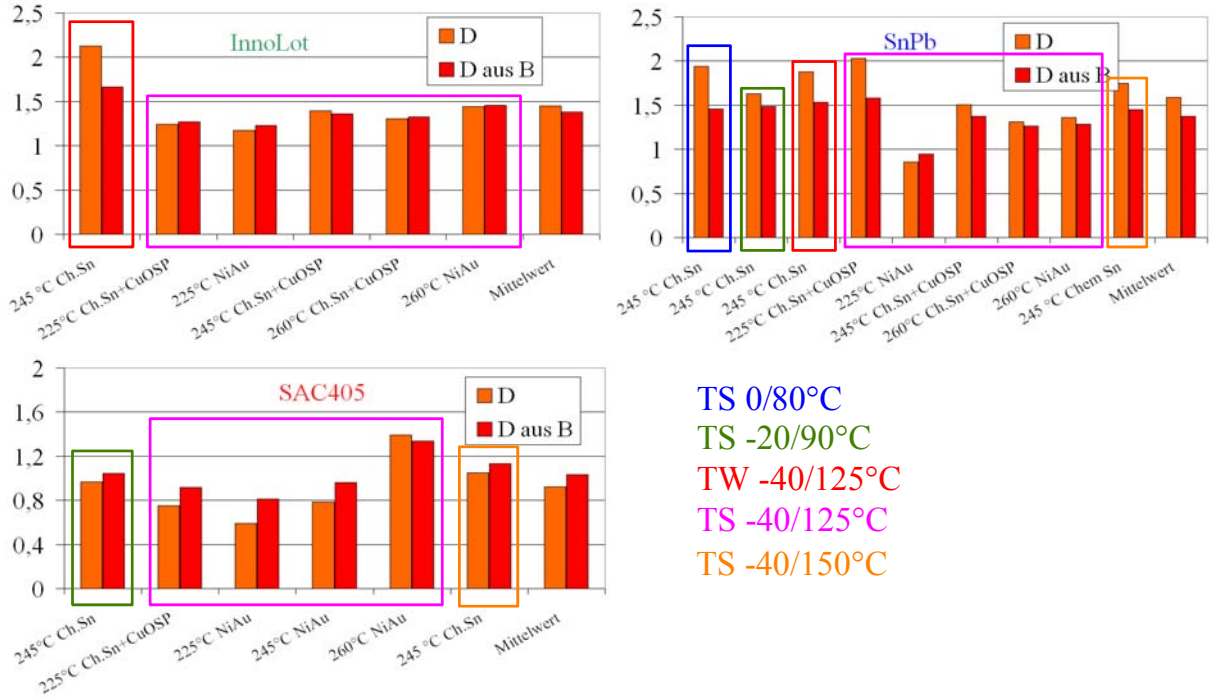


Abb. 5.8: Vergleich zwischen den berechneten (D) und den theoretischen (D_{theo}) Morrow-Exponenten

Die Unstimmigkeiten und Diskrepanzen in den gewonnenen Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten können verschiedene Gründe haben:

- Die experimentellen Daten werden anhand vieler einfacher, zweipoliger Bausteine gemessen, die gewisse Fertigungstoleranzen aufweisen. Dies gilt ebenso für die Platinen. Hundertprozentige Übereinstimmungen der mechanischen Merkmale sind deshalb nicht möglich.
- Insbesondere bei miniaturisierten Bausteinen, bei denen das Material nicht makroskopisch, sondern mikroskopisch betrachtet werden muss, spielen die Anzahl und die Orientierung der Körner innerhalb der verwendeten Werkstoffe für die mechanischen Materialeigenschaften eine wesentliche Rolle. Das Materialfleisch im µm-Bereich besteht teilweise nur noch aus einzelnen Körnern.
- Die verschiedenen Metallisierungen gehen nicht in die FE-Simulationen ein.
- Durch Temperaturerhöhung wird die Gefügestruktur verändert, Rekristallisationen können stattfinden. Die Rekristallisation von Lotmaterial unter thermischer Belastung wird nicht in die Berechnung einbezogen. Für alle Zeitpunkte in der FE-Simulation wird das Lot mit demselben Kriechgesetz beschrieben.
- Gitterbaufehler und Verunreinigungen in der Schmelze können sehr große Auswirkungen auf die plastische Verformbarkeit des Lots haben und führen zu Versprödung und geringer Festigkeit.
- Viele der genannten Faktoren gehen zwar in die experimentell ermittelten Ergebnisse ein, werden aber in den FE-Simulationen nicht berücksichtigt. Insbesondere wird in den numerischen Simulationen von idealen Geometrien ausgegangen, außerdem Symmetrien der Bausteine genutzt. Von der Platine wird jeweils nur ein kleiner Bereich modelliert. Somit werden Steifigkeitsänderungen der Gesamtgruppe durch die vielen anderen elektronischen Komponenten auf der Platine und die Wölbung der Platine vernachlässigt. Derartige Vereinfachungen in den FE-Simulationen sind dennoch sinnvoll und wichtig um die Rechendauern zu begrenzen.

- Allgemein existieren Streuungseffekte, angefangen bei den Zugversuchen, die zur Ermittlung der für die FE-Simulationen notwendigen Spannungs-Dehnungskurven dienen, über eine Vielzahl von Experimenten, die zur Bestimmung der Kriechdaten durchgeführt werden, bis hin zu den Schertests zur Bestimmung der Lebensdauern. Darüber hinaus werden die Materialdaten mit Hilfe von Tests an genormten Proben ermittelt und nicht an mikroelektronischen Bausteinen.

5.2 Bestimmung der Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten mit Hilfe der FE-Simulationen und experimenteller Daten aus dem Projekt W5

Folgende Punkte werden in den Versuchen des Projekts W5 variiert:

- die Kondensatoren (CC0603, CC0804, CC1206, CC1812-SP und CC1812-BP);
- die Lote (SAC3807, SnAg35, SnPb37);
- die Art des Lotverfahrens (vollinert, teilinert/Wellenlöten),
- das Material der Platine (FR4, CEM-1).

Analog zum Projekt LIVE werden hier die experimentellen Ergebnisse und die entsprechenden Coffin-Manson- bzw. Morrow-Exponenten und -Koeffizienten, die im Projekt W5 ermittelt worden sind, vorgestellt. Die Experimente des Projektes W5 wurden von Reichelt federführend betreut (Reichelt, 2007).

5.2.1 Experimentelle Ergebnisse des Projekts W5

Die Definition der Lebensdauer im Projekt W5 unterscheidet sich von der Definition mit Hilfe von Scherversuchen (siehe Abschnitt 3.1). Hier wurde Folgendes definiert:

- Der leitende Querschnitt reduziert sich relativ zum Anfangszustand auf weniger als 50 %. Hierbei ist anzumerken, dass der Ort der Querschnittsreduktion gleichgültig ist. Das Ende der Lebensdauer ist, ähnlich wie beim Projekt LIVE, nicht durch einen Ausfall der Lötverbindung gekennzeichnet.
- Experimentelle Auswertungen finden nach 300, 500, 700 und 1000 Belastungszyklen statt.
- Falls Lunker, auch „voids“ genannt, oder andere Gefügefehler maßgeblich zu einem verhältnismäßig frühen Ausfall beitragen, wird dies vermerkt. Das Kriterium, dass 50 % des Querschnitts erhalten bleiben müssen, bleibt unberührt.
- Falls ein Schaden an einem Bauelement oder am Substrat einen Ausfall verursacht, wird ebenfalls ein Vermerk vorgenommen. Auch bezüglich Bauelementen oder Substraten wird das Ende der Lebensdauer als Erreichen von 50% des ursprünglichen Querschnitts definiert.
- Falls bei 4000 Zyklen ein noch wenig degradiertes Gefüge vorliegt, werden folgende Lebensdauern angenommen: N_{min}=4500 und N_{max}=5000.
- Ein früh erreichtes Ausfallkriterium kann nicht durch spätere Gefügebilder, welche das Ausfallkriterium nicht erfüllen, kompensiert werden. Es gilt die Lebensdauer beim ersten Erreichen des Ausfallkriteriums. Ausnahme: Ein offensichtlicher Defekt im Anfangszustand hat zum verfrühten Erreichen eines Ausfallkriteriums beigetragen.

- Bei geschädigten Teilstrecken (Lotspalt, Stirnfläche, Vorfläche) wird der Gesamtzustand der Lötverbindung bezüglich des Kriteriums, dass 50 % des tragenden Restquerschnitts erhalten bleiben müssen, beurteilt. Geschädigte Teilstrecken müssen demnach ggf. addiert werden.

Da im Projekt W5 die Begriffe „Degradation“ (bzw. „Degradationsfaktor“) und „tragender Querschnitt“ oftmals Verwendung finden, erscheint es hilfreich, diese Größen explizit zu definieren:

Surface Mounted Devices („SMD“) unterliegen bei Erhitzung einer Temperaturausdehnung, die linear angenommen wird:

$$l = l_0\left(1+\alpha_{\mathrm{TCE}}\left(T-T_0\right)\right) \text{ mit } T_0 = 23°\mathrm{C}\,, \tag{5.3}$$

mit:

α_{TCE}:	thermischer Ausdehnungskoeffizient;
T_0:	Referenztemperatur, $T_0 = 23°C$;
l_0:	die betrachtete Länge bei der Referenztemperatur T_0;
T:	die anliegende Temperatur;
l:	die betrachtete Länge bei der anliegenden Temperatur T.

Ausgehend von Gleichung (3.8) ist es möglich, die Scherung bzw. Dehnung von SMD-Lötverbindungen bei thermischer Belastung abzuschätzen.

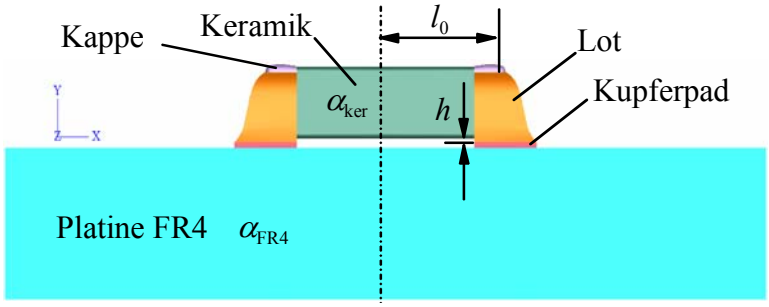


Abb. 5.9: CAD-Modell eines Kondensators CC1206

Der Degradationsfaktor X ist die Scherung bezogen auf den tragenden Querschnitt der Lotfüllung. Dieser ist folgendermaßen definiert:

$$X = \frac{\left(\alpha_{\mathrm{FR4}} - \alpha_{\mathrm{Ker}}\right)\left(\Delta T\right)\frac{l_0}{h}}{A} \tag{5.4}$$

mit:

α_{FR4}, α_{Ker}	Thermische Ausdehnungskoeffizienten des Substrates und der Keramik
ΔT	Temperaturhub;
l_0	Größte horizontale Distanz, vom neutralen Punkt (Bauteilmitte) bis zum Ende der Kappe;
h	Lotspalthöhe

A ist der schwächste bzw. der anfälligste Querschnitt der Lotfüllung, gegeben durch die Bruchfläche zum Ende der Lebensdauer. Die Scherung wird durch die Querschnittsfläche dividiert, um die Wirkung des Lotmeniskus einzubeziehen. Um den Einfluss dieser Erweiterung zu veranschaulichen, werden die folgenden zwei Fälle betrachtet. Fall 1 (Abb. 5.10) und Fall 2 (Abb. 5.11) haben zwar die gleiche globale Scherung, unterscheiden sich aber erheblich durch den tragenden Querschnitt. Die entsprechende Lebensdauer wird im Fall 2 größer ausfallen als im Fall 1.

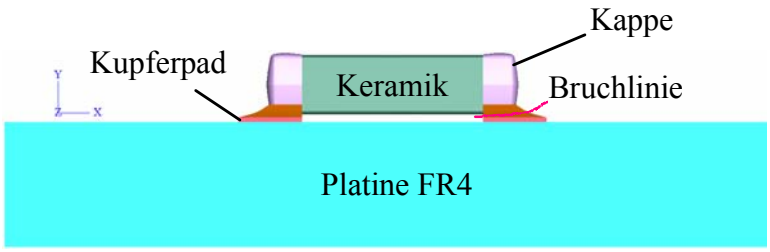


Abb. 5.10: Bruchlinie eines Kondensators CC1206 mit kleinem tragenden Querschnitt

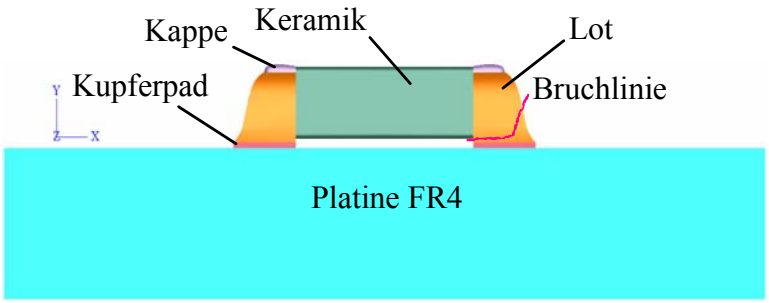


Abb. 5.11: Bruchlinie eines Kondensators CC1206 mit großem tragendem Querschnitt

Im Rahmen des Projekts W5 werden zur Bestimmung der Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten Ergebnisse für den Temperaturwechseltest TS -40/125 °C herangezogen, die einerseits aus Japan und andererseits aus Deutschland stammen. Die in Japan getesteten Bauelemente sind vollinert wellengelötet (Lötverfahren SEHO 2340), während die in Deutschland geprüften Elemente teilinert wellengelötet sind (Lötverfahren SEHO 8140).

In Abb. 5.12 werden die ermittelten Lebensdauern des bleifreien Lotes SAC3807,welches auf einer FR4-Platine aufgebracht ist, in Balkendiagrammen gezeigt. Sowohl für die Lebensdauern der vollinert (japanische Daten) gelöteten Verbindungen als auch für die Lebensdauern der teilinert (deutsche Daten) gelöteten Verbindungen werden Minima und Maxima angegeben. Zusätzlich werden die Tests, in denen Keramikbrüche aufgetreten sind, durch weiße Streifen gekennzeichnet.

Beide Diagramme zeigen, dass die Bausteine CC0603 und CC1206 die niedrigsten Lebensdauern aufweisen. Die Ergebnisse des Kondensators CC1812-BP differieren stark: Bei vollinerter Lötung (japanische Daten) ergeben sich sehr hohe Lebensdauern, bei teilinerter Lötung (deutsche Daten) ergeben sich sehr geringe Lebensdauern. Sonstige Aussagen über die Auswirkungen der teilinerten bzw. vollinerten Wellenlötung auf die Lebensdauern lassen sich nicht treffen.

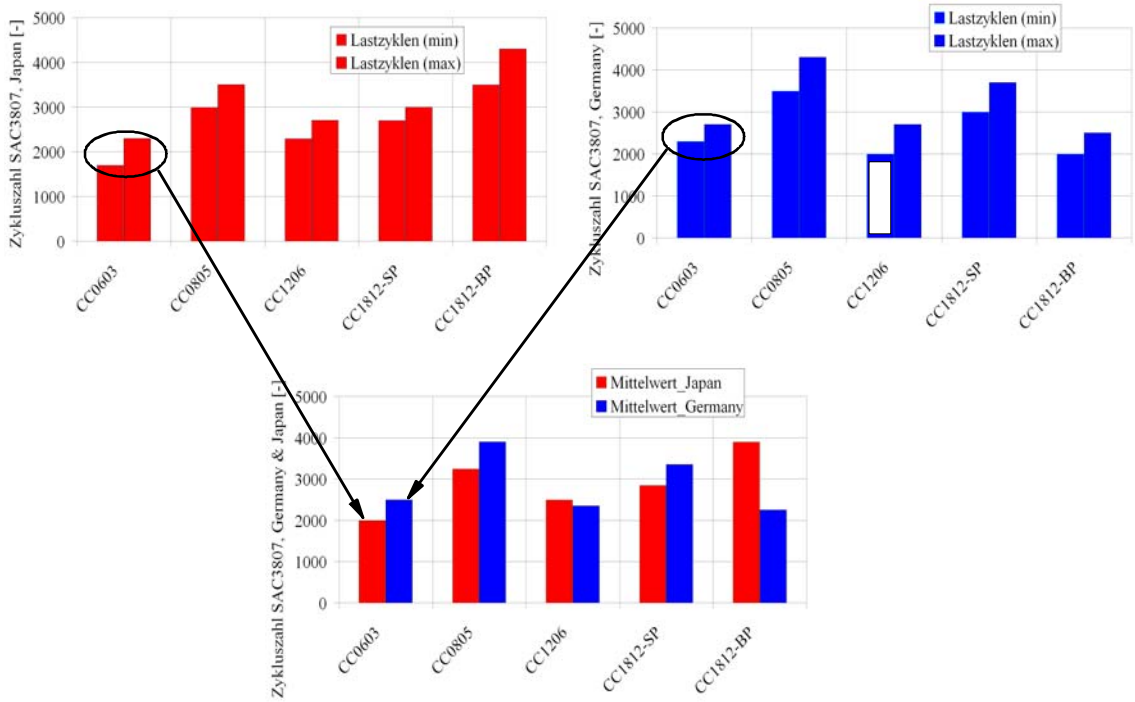


Abb. 5.12: Experimentell ermittelte Lebensdauern bei vollinerter Lötung (japanische Daten, rot) und teilinerter Lötung (deutsche Daten, blau), Ergebnisse für SAC3807

Die Lebensdauern für das Lot SnAg35 sind in Abb. 5.13 dargestellt, die Kondensatoren sind diesmal auf CEM-1-Platinen gelötet. CEM-1 besteht aus Epoxid-Hartpapier mit beidseitigen Glasgewebebögen (Composite Material) und besitzt die gleichen Qualitäten wie FR-4. Die Mittelwerte der gemessenen Lebensdauern für SAC3807 und SnAg35 differieren stark.

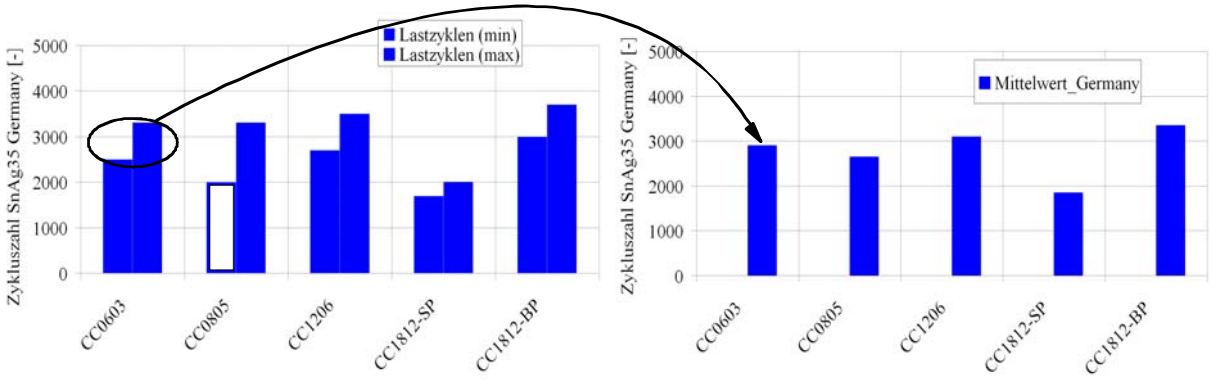


Abb. 5.13: Experimentell ermittelte Lebensdauern bei teilinerter Lötung (deutsche Daten), Ergebnisse für SnAg35

Das bleihaltige Lot SnPb37 wird ebenfalls untersucht (siehe Abb. 5.14). Hier fällt leicht auf, dass sich die Lebensdauern bei teilinerter und bei vollinerter Lötung stark unterscheiden. Die Verkleinerung der Kondensatoren führt bei vollinerter Lötung zur Erhöhung der Lebensdauer. Diese Tendenz wurde auch im Projekt LIVE bei allen Widerständen festgestellt. Die Lebensdauern bei teilinerter Lötung weisen dagegen keine Abhängigkeit von der Größe der Kondensatoren auf. Die Keramiken der Bausteine CC0805 und CC1206 neigen verstärkt zum Versagen.

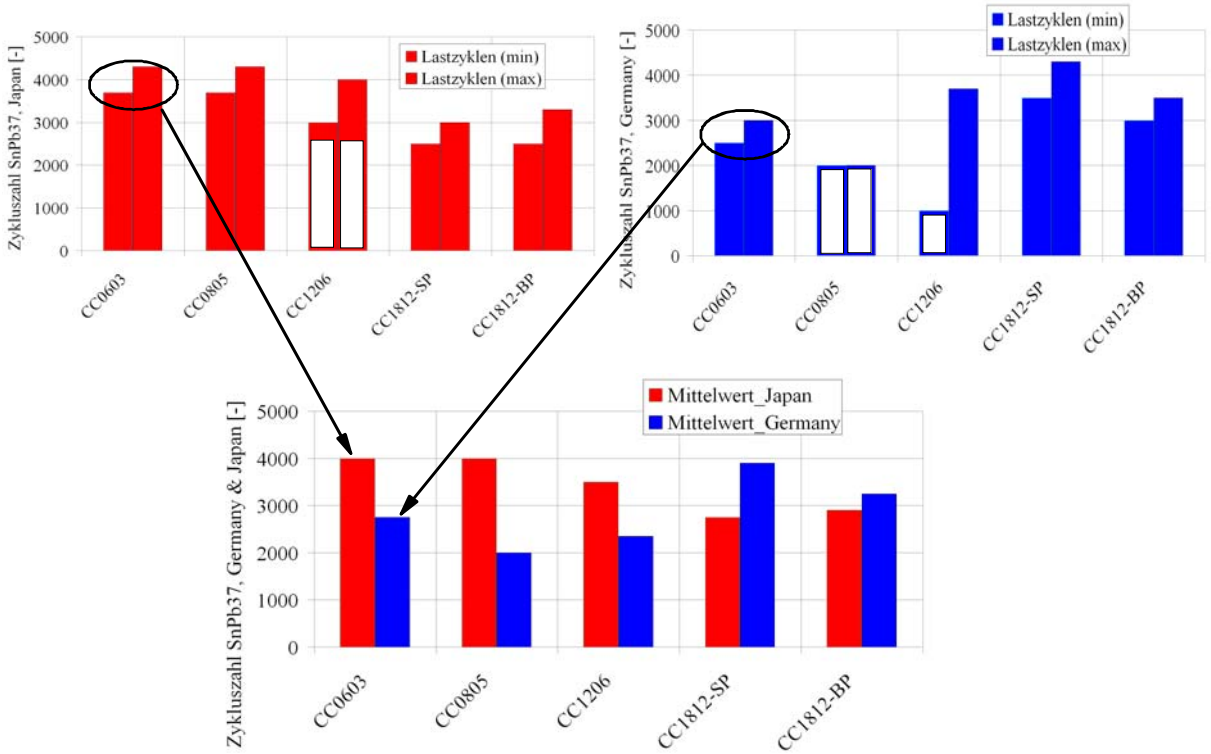


Abb. 5.14: Experimentell ermittelte Lebensdauern bei vollinerter Lötung (japanische Daten, rot) und teilinerter Lötung (deutsche Daten, blau), Ergebnisse für SnPb37

5.2.2 Vorgehensweise zur Bestimmung von Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten auf Basis des Projekts W5

Die Vorgehensweise neue Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten zu ermitteln, entspricht der Methode, die beim LIVE-Projekt verwendet wird. In den Abb. 5.15 bis 5.17 wird anhand des Lotes SnPb37 gezeigt, welche Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten sich für die drei zu untersuchenden Fälle (SO, KV und KV-LM, siehe Kapitel 3) ergeben.

Da die Lebensdauern, die sich im Projekt W5 ergeben, keine eindeutigen Tendenzen bezüglich der Größe der Kondensatoren aufweisen, ist die mathematische Annäherung mit Hilfe von fallenden Potenzansätzen nicht möglich. Deshalb werden, wie in den genannten Abbildungen erkennbar, bei fünf untersuchten Kondensatoren jeweils nur zwei bis drei sinnvoll interpretierbare Ergebnisse zur Auswertung erzielt. Die Interpolationen durch die Potenzansätze und die linearen Ansätze bei doppellogarithmischer Skalierung geben dieselben Ergebnisse wieder.

Die bei vollinert gelöteten Kondensatoren ermittelten Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten unterscheiden sich teilweise deutlich von den Werten bei teilinert gelöteten Kondensatoren. Die Exponenten, die sich bei teilinert gelöteten Kondensatoren ergeben, weichen untereinander kaum ab. Die Werte zeigen überdies, wie bedeutsam die Wahl der Bereiche ist, welche zur Berechnung der Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten während der FE-Simulationen herangezogen werden.

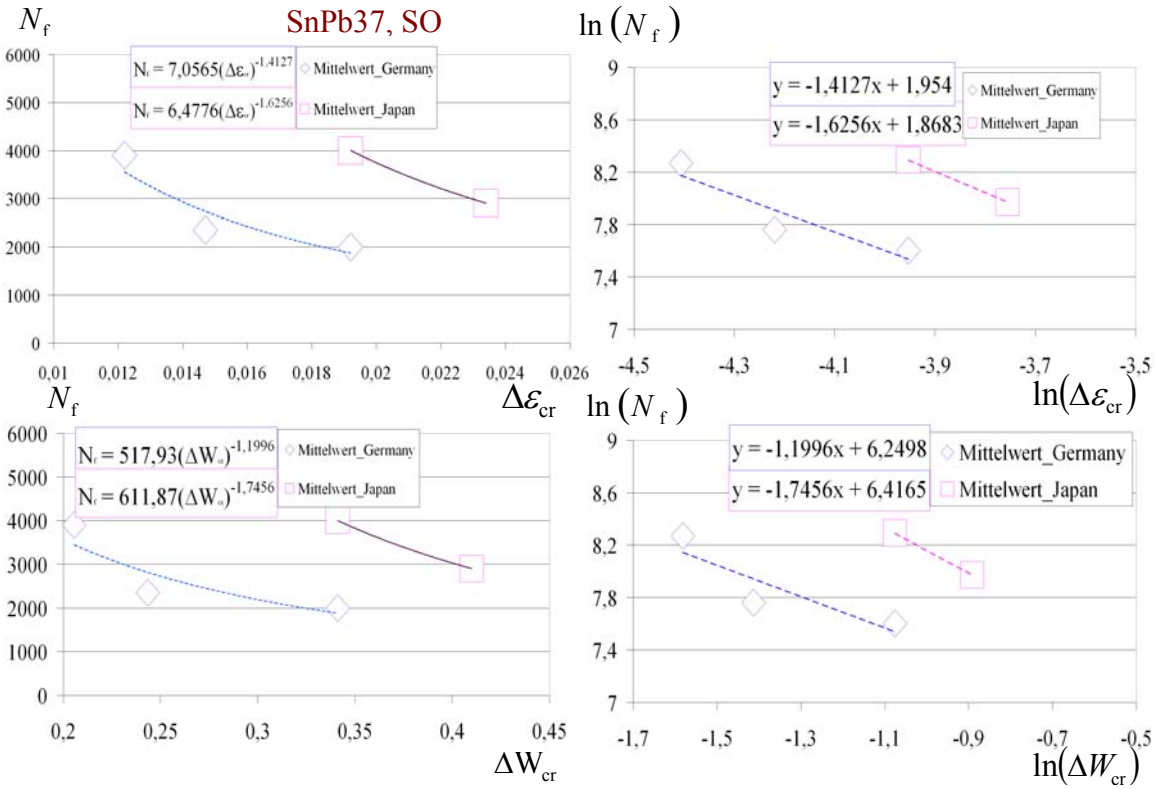


Abb. 5.15: Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten für SnPb37 im Standoff (SO)

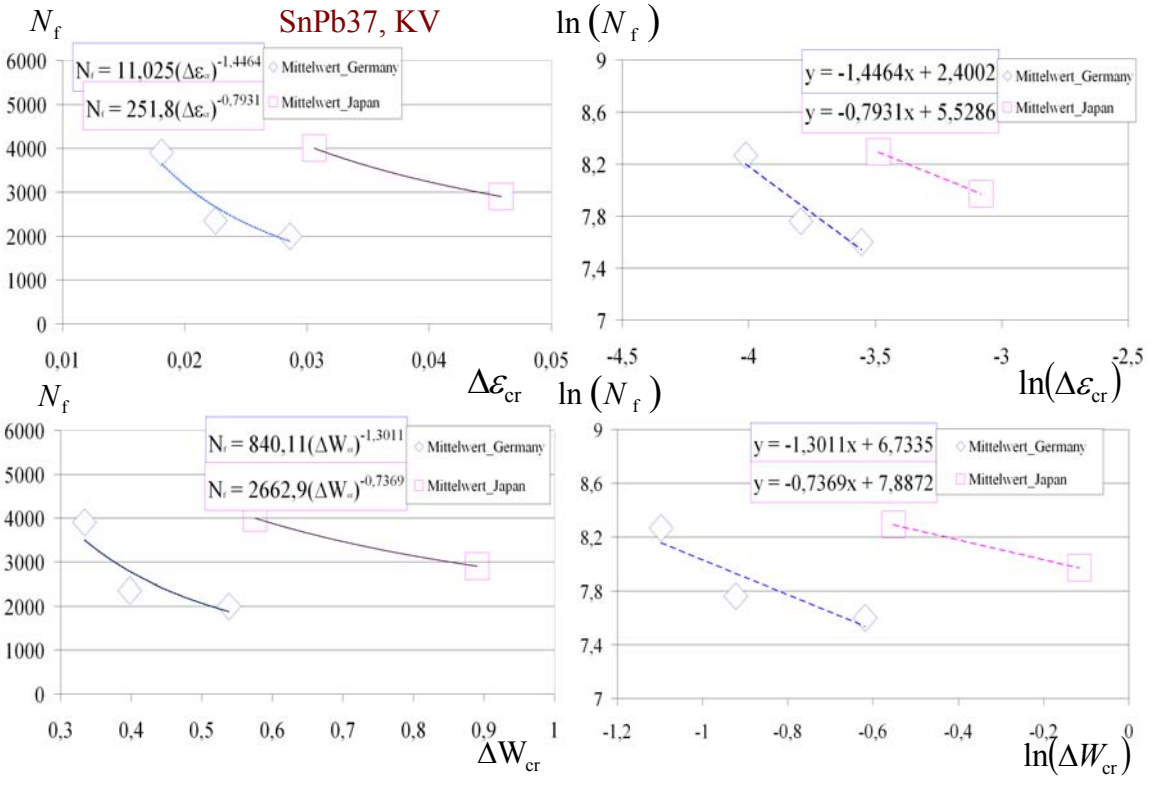


Abb. 5.16: Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten für SnPb37, konstantes Volumen (KV)

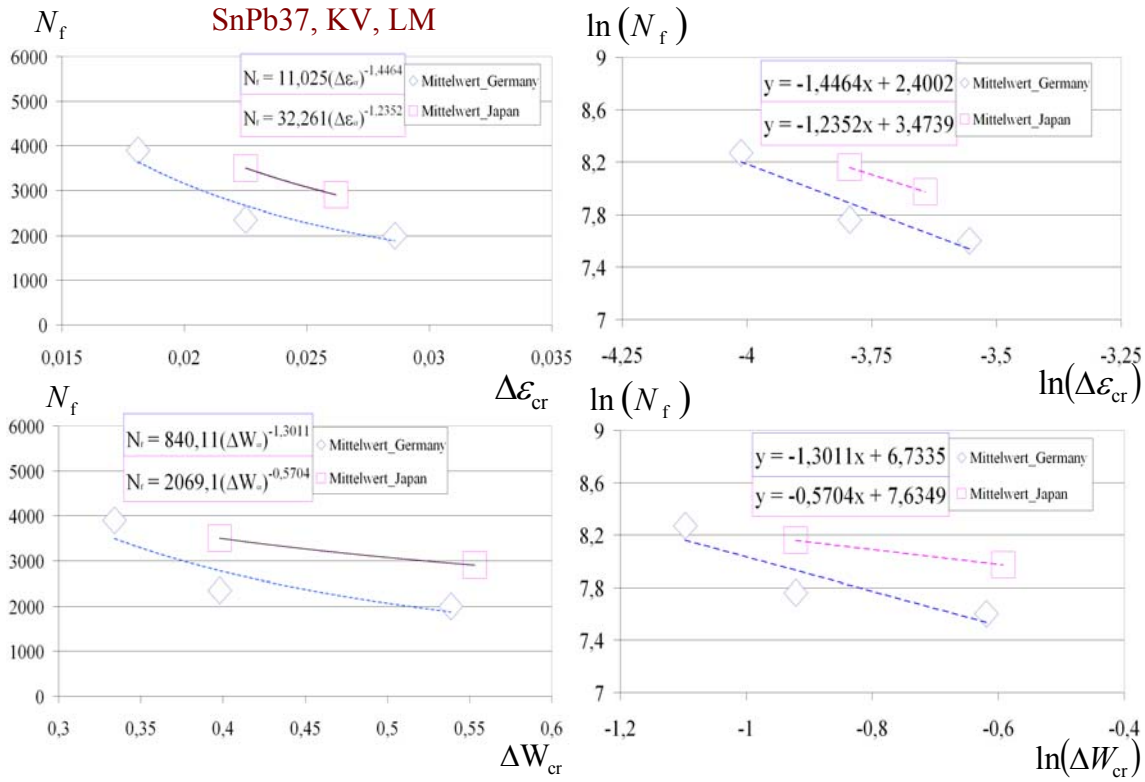


Abb. 5.17: Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten für SnPb37 bei konstantem Volumen/Lotmeniskus (KV plus LM)

Die ermittelten Coffin-Manson- bzw. Morrow-Exponenten und -Koeffizienten der bleifreien Lote SAC3807 und SnAg35 sind im Anhang 5.2 zusammengefasst.

5.2.3 Experimentell und theoretisch berechnete Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten anhand des Projekts W5

Die Coffin-Manson-Exponenten, die sich für die Kondensatoren auf Basis des Projekts W5 ergeben, sind in Abb. 5.18 dargestellt (B). Die Coffin-Manson-Exponenten für SnPb37 fallen hier verhältnismäßig niedrig aus. Wieder erfolgt der Vergleich mit den theoretischen Exponenten (B_{theo}), die mit Hilfe der Gleichung (2.54) aus den zugehörigen Morrow-Exponenten berechnet werden. Die theoretischen Exponenten stimmen, von Ausnahmen abgesehen, gut mit den anhand des Projekts W5 ermittelten Exponenten überein.

Für das bleifreie Lot SnAg35 liegen die drei anhand des Projekts ermittelten Exponenten, die sich bei den verschiedenen Verfahren SO, KV und KV-LM ergeben, nah beieinander. Die theoretischen Exponenten übertreffen die ermittelten Coffin-Manson-Exponenten teilweise deutlich. Weiterhin sind große Differenzen beim Lot SAC3807 zu verzeichnen. Einheitliche Werte ergeben sich hier hingegen für die anhand des Projekts ermittelten Coffin-Manson-Exponenten, die sich bei teilinerter Lötung im Fall SO ergeben. Dies gilt ebenso für die Coffin-Manson-Exponenten, die sich bei vollinerter Lötung bei den Fällen KV und LM ergeben.

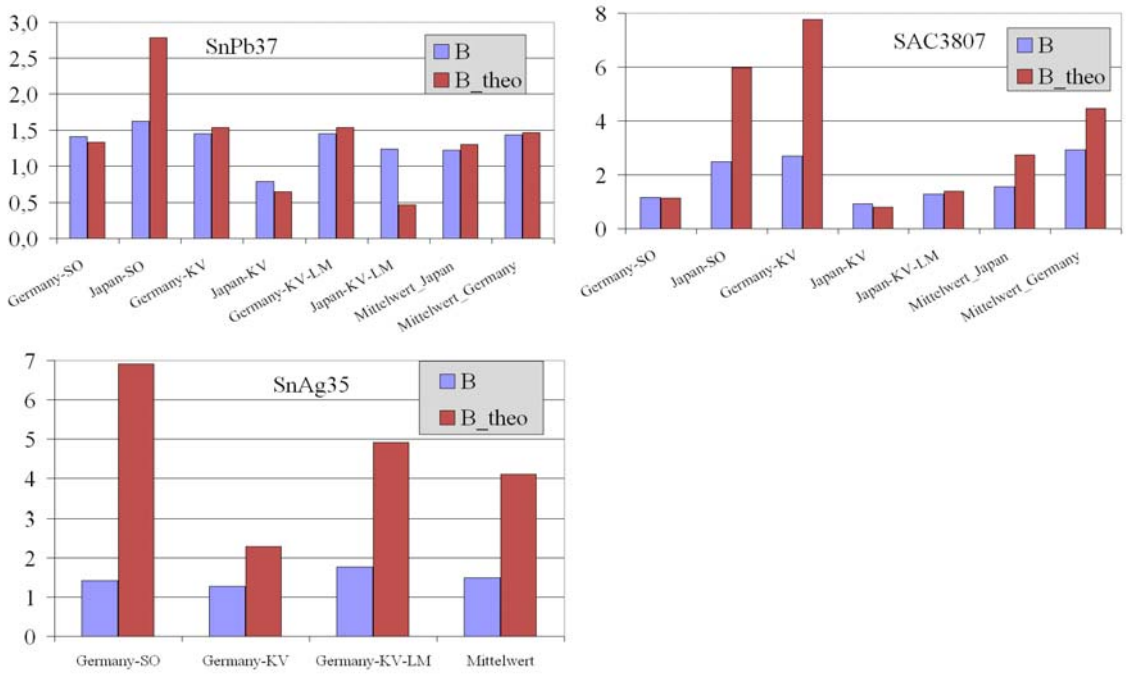


Abb. 5.18: Vergleich zwischen den berechneten Coffin-Manson-Exponenten B und den theoretischen Exponenten B_{theo}

Abb. 5.19 stellt jeweils die berechneten Morrow-Exponenten D und die theoretischen Morrow-Exponenten D_{theo} für die Lotmaterialien SnPb37, SnAg35 und SAC3807 dar. Der berechnete Morrow-Exponent für das Lot SnPb37 liegt etwa bei 1. Der Mittelwert der ermittelten Morrow-Werte liegt bei 1.1. Die theoretischen Morrow-Exponenten stimmen sehr gut mit den Berechneten überein. Die Mittelwerte der Exponenten liegen bei den SAC-Loten etwa zwischen 1.3 bis 2.3. Die theoretischen Exponenten D_{theo} sind größtenteils geringer als die Berechneten.

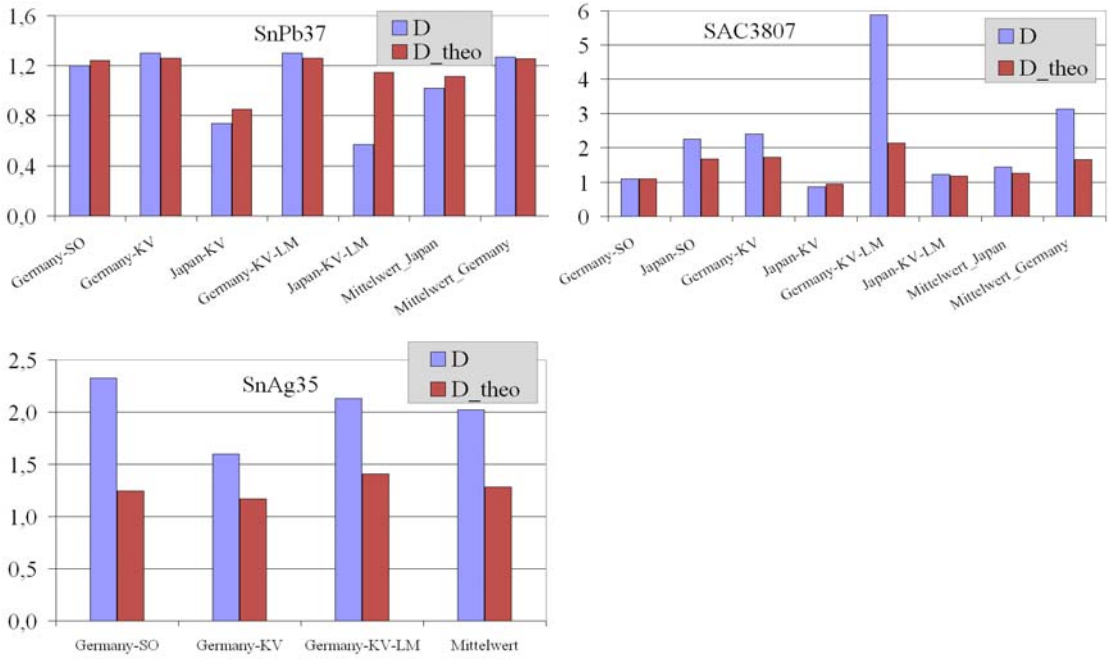


Abb. 5.19: Vergleich zwischen den berechneten Morrow- und den theoretischen D_{theo}-Exponenten

Allgemein zeigen sich hinsichtlich des Projekts W5 zwischen den theoretisch und den rechnerisch ermittelten Exponenten gute Übereinstimmungen, stellenweise jedoch auch Unstimmig-

keiten. Die Diskrepanzen können durch die im Abschnitt 5.1.3 erläuterten Punkte begründet werden. Weiterhin unterscheidet sich das Projekt W5 vom Projekt LIVE durch folgende Aspekte:

- Die Lebensdauerzyklen im W5-Projekt werden wie folgt bestimmt: Risslängen werden anhand der Schliffbilder nach Augenmaß gemessen.
- Die beiden unterschiedlichen Lötverfahren haben großen Einfluss auf die Gefügestruktur.
- Für die Platine aus CEM-1 (beim Lot SnAg35) stehen keine Materialdaten zur Verfügung, folglich wurden die FE-Simulationen auf Basis des Materials FR4 durchgeführt.

5.3 Berechnete Coffin-Manson-Exponenten anhand von Messdaten im Projekt LIVE

Im Rahmen des Projekts LIVE wurden auch bei der Firma Bosch Coffin-Manson-Exponenten von Ratchev (Ratchev, 2007) auf Basis von Gleichung (2.11) berechnet. Letztere wird logarithmiert, sodass sich folgende Formel zur Ermittlung der Coffin-Manson-Exponenten B ergibt:

$$B = \frac{\ln\left(\frac{N_\mathrm{f}^1}{N_\mathrm{f}^2}\right)}{\ln\left(\frac{\Delta T^2}{\Delta T^1}\right)}. \tag{5.6}$$

Leicht ist ersichtlich, dass in Gleichung (5.6) allein die experimentell ermittelten Lebensdauern und die Temperaturhube der jeweiligen Temperaturwechseltests eine Rolle spielen. Die so gewonnenen Coffin-Manson-Exponenten für SnPb37 sind in Abb. 5.20 für die Widerstände CR0402, CR1206 und CR2512 dargestellt. Auf der Abszisse sind stets zwei Temperaturwechseltests verzeichnet, da in Gleichung (5.6) auch jeweils zwei Temperaturhube benötigt werden. Zusätzlich werden Mittel- und Medianwerte berechnet.

Der Median ist diejenige Zahl, welche genau in der Mitte der zu untersuchenden Zahlenreihe liegt. Die eine Hälfte der Zahlenreihe besteht aus Werten, die kleiner als der Median sind, und die andere Hälfte besteht aus Werten, die größer als der Median sind. Der Medianwert tendiert deshalb zu dem Bereich, in dem die meisten Elemente der zu untersuchenden Zahlenreihe liegen. Im Gegensatz zum arithmetischen Mittel werden die Einflüsse von einzelnen, viel zu großen oder viel zu kleinen Werten der Zahlenreihe minimiert.

Die errechneten Werte weisen untereinander große Abweichungen auf. Die Werte der Coffin-Manson-Exponenten liegen zwischen 0,5 und 10. Überdies zeigt sich, dass die Schädigungsexponenten starke Abhängigkeiten von der Bausteingröße und den Temperaturwechseltests aufzeigen. Das bleihaltige Lot SnPb37 besitzt erfahrungsgemäß einen Exponenten von etwa 2. Der Mittelwert des Bausteins CR1206 führt ungefähr zu diesem Wert.

Weiterhin zeigt Abb. 5.20, dass große Werte den Medianwert nicht so stark beeinflussen wie den Mittelwert. Besonders im Falle der Widerstände CR0402 und CR2512 ergeben sich hier zu große Mittelwerte.

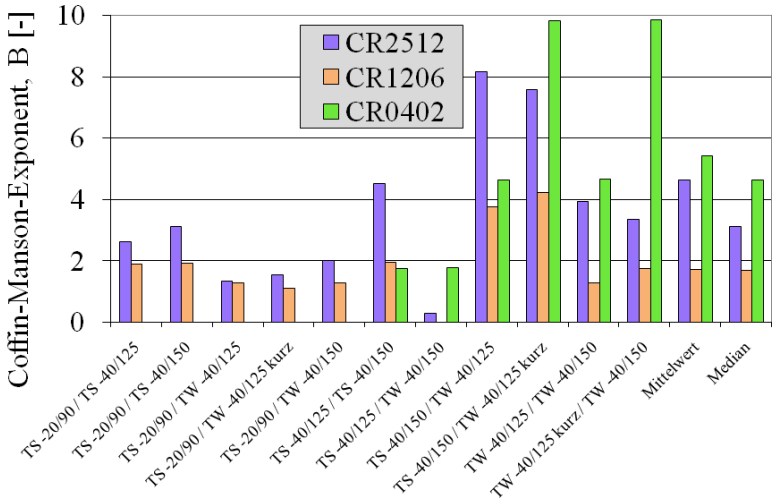


Abb. 5.20: Berechnete Coffin-Manson-Exponenten bei SnPb

Abb. 5.21 veranschaulicht analog zu Abb. 5.20 die für InnoLot errechneten Coffin-Manson-Exponenten. Genau wie beim Lot SnPb37 werden beim Widerstand CR1206 kleinere Exponenten im Vergleich zu den Modellen CR0402 und CR2512 erzielt. Große Streuung ist auch hier allgemein festzustellen.

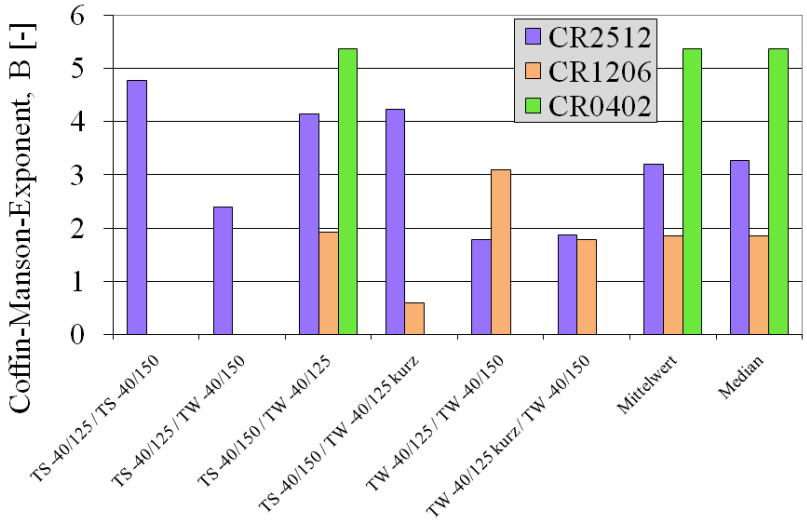


Abb. 5.21: Berechnete Coffin-Manson-Exponenten bei InnoLot

In analoger Weise sind die Coffin-Manson-Exponenten in Abb. 5.22 für das bleifreie Lot SAC405 zusammengestellt. Im Gegensatz zu InnoLot und SnPb liegen die errechneten Mittelwerte für alle Bausteine ungefähr zwischen 4 und 5.

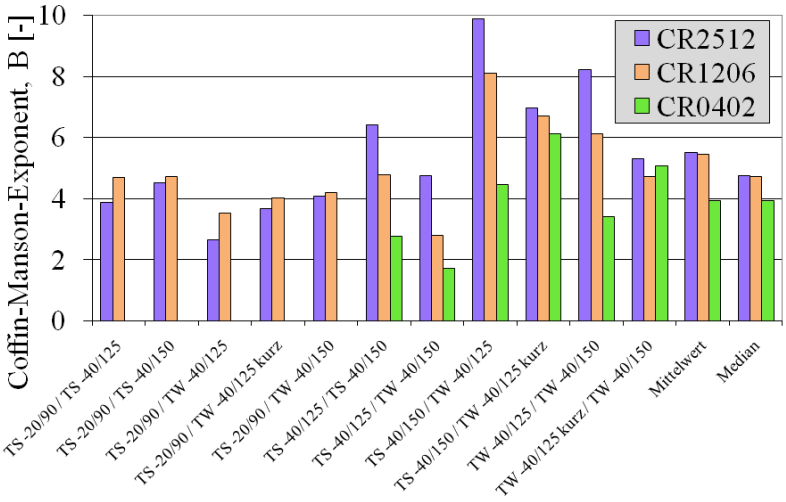


Abb. 5.22: Berechnete Coffin-Manson-Exponenten bei SAC405

Die erlangten Coffin-Manson-Exponenten weisen größtenteils Abweichungen zu den in der vorliegenden Arbeit mit Hilfe von FE-Simulationen und Lebensdauerexperimenten gewonnenen Exponenten auf. Diese Unstimmigkeit kann auf die verwendete Gleichung (5.6), die auf Gleichung (2.10) basiert, zurückgeführt werden. In Gleichung (2.10) wird das gesamte 3D-Modell, bestehend aus Keramik, Platine und den weiteren Komponenten, in der 2D-Ebene betrachtet. Hierbei wird die Stirnlotfüllung vernachlässigt. Die Situation ist mit Lap-Shear-Tests vergleichbar (siehe Abschnitt. 3.2.2).

5.4 Literaturdaten und prognostizierte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten für SnPb und SAC-Lote

5.4.1 Literaturdaten, Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten für SnPb und SAC-Lote

In Abb. 5.23 sind Daten der Coffin-Manson-Exponenten für bleihaltiges Lot SnPb aus einer Vielzahl von Literaturquellen zusammengefasst, und zwar aufgegliedert in zwei Kategorien:

- Lotball-Diagramm: Die auf Basis von thermo-mechanischen FE-Simulationen bzw. experimentellen Untersuchungen der LFBGA-Packages und ähnlichen Bausteinen berechneten Coffin-Manson-Exponenten werden zum Lotball-Balkendiagramm zusammengestellt.
- Lotfuß-Diagramm: Hier sind die Coffin-Manson-Exponenten, die aus rein experimentellen Tests in Form von zyklischen Scherversuchen („lap-shear-tests“) des Bulkmaterials oder zyklischen Zug- bzw. Torsionsversuchen berechnet werden, zusammengetragen.

Das Lotfuß-Diagramm wird mit den Coffin-Manson-Exponenten der vorliegenden Arbeit erweitert. In den Literaturquellen der Coffin-Manson-Exponenten des Lotfußes werden die Kriechdehnungen überwiegend auf Basis von Messungen oder anhand der allgemeinen und der Näherungsgleichung (2.10) bestimmt. Die grünen Balken stellen Coffin-Manson-Exponenten dar, die mit Hilfe von FE-Simulationen ermittelt worden sind.

In den Abb. 5.23 und 5.24 sind die Coffin-Manson-Exponenten für das Lot SnPb zusammengefasst. Die beiden Balkendiagramme unterscheiden sich nicht erheblich voneinander. Die Coffin-Manson-Exponenten der Lotbälle liegen relativ dicht beieinander. Beim Lotfuß-Diagramm haben die Werte eine etwas größere Spannweite, etwa von 0,8 bis 3,7. Der zugehörige Mittelwert und auch der Median weisen allerdings sehr gute Übereinstimmungen mit dem allgemein bekannten Wert von ca. 2 auf. Der Mittelwert beim Lotball-Diagramm fällt geringfügig kleiner aus. Darüber hinaus ist das Lotfuß-Balkendiagramm um die Mittelwerte von SnPb, die sich auf Grundlage der Projekte W5 und LIVE ergeben, ergänzt.

Im Vergleich zum Mittelwert aus der Literatur weist der auf Grundlage des Projektes LIVE ermittelte Coffin-Manson-Exponent eine leichte Abweichung auf. Die beiden Coffin-Manson-Exponenten, die sich auf Basis des Projekts W5 ergeben haben, erscheinen etwas zu niedrig.

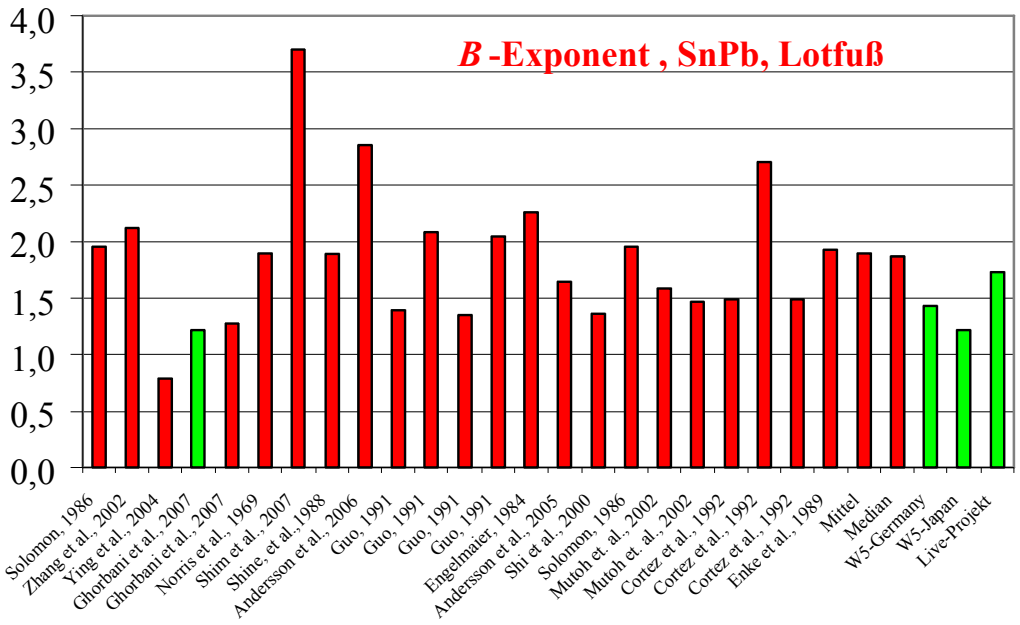


Abb. 5.23: Literaturwerte des Coffin-Manson-Exponenten von SnPb, Lotfuß

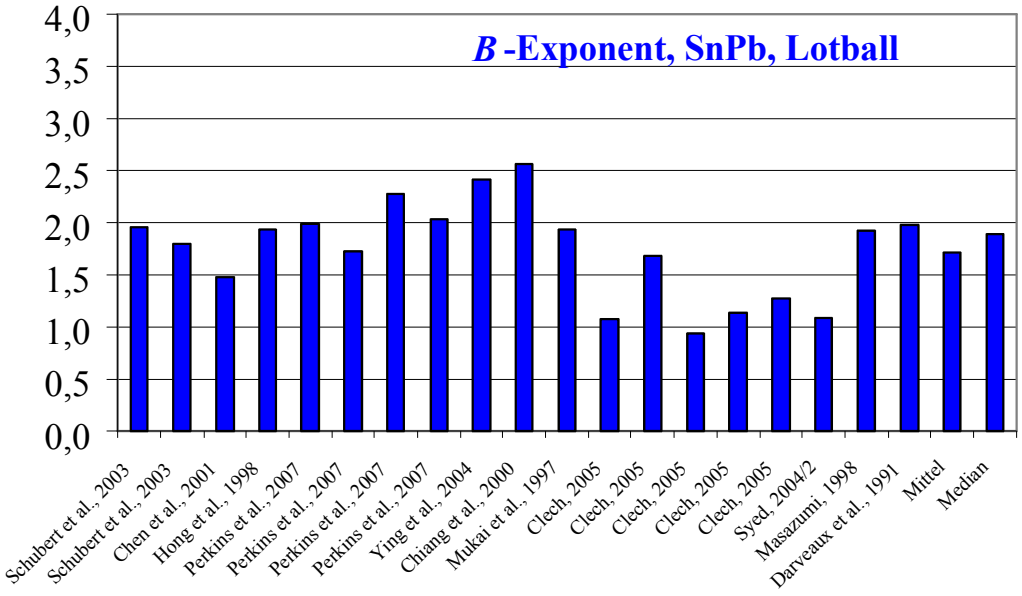


Abb. 5.24: Literaturwerte des Coffin-Manson-Exponents von SnPb, Lotball

Analog zu den Abb. 5.23 bis 5.24 sind in den Abb. 5.25 bis 5.26 die Coffin-Manson-Exponenten für die SAC-Lote zusammengefasst. Die Mittelwerte in den beiden Diagrammen liegen zwischen 1,5 und 1,7. Die mit Hilfe des Projekts LIVE ermittelten Coffin-Manson-Exponenten liegen zwischen 1,3 und 2,3. Der berechnete Coffin-Manson-Exponent bei teilinerter Lötung (deutsche Daten) ist fast doppelt so groß wie der Exponent, der sich bei vollinerter Lötung (japanische Daten) ergibt. Die Coffin-Manson-Exponenten in den Abb. 5.23 bis 5.26 weisen große Streuungen auf, die durch die Bemerkungen in den Abschnitten 5.1.3 und 5.2.3 erklärbar sind.

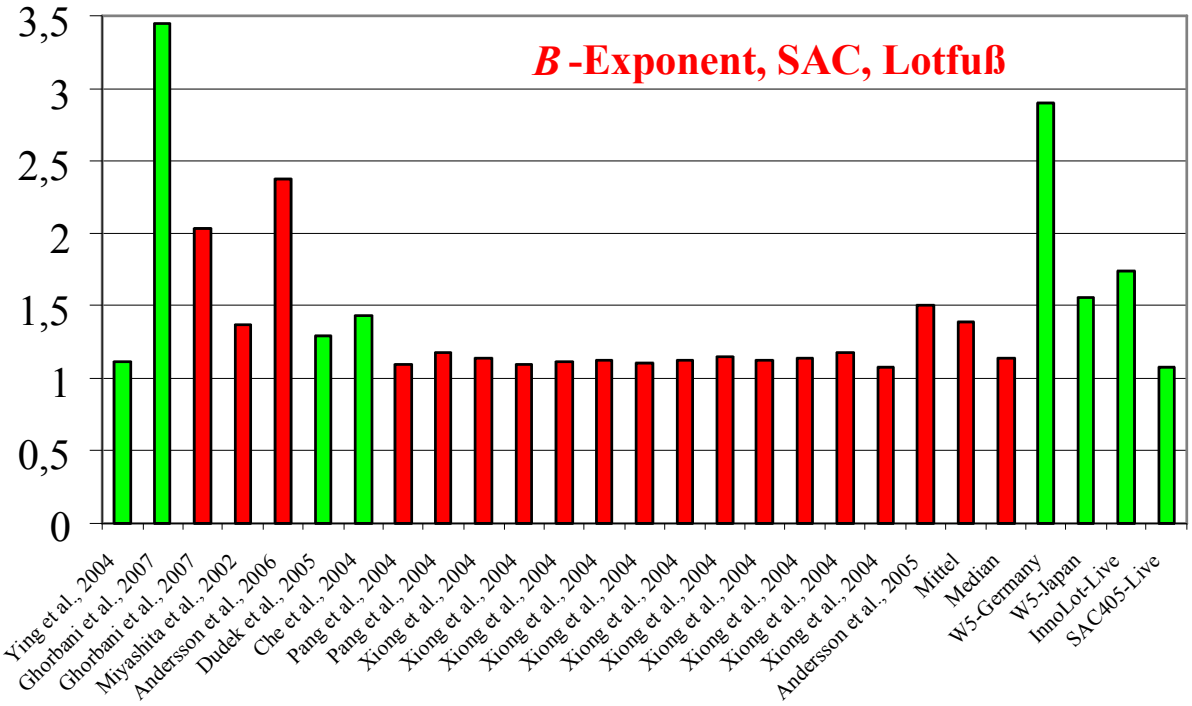


Abb. 5.25: Literaturwerte für den Coffin-Manson-Exponent bei SAC, Lotfuß

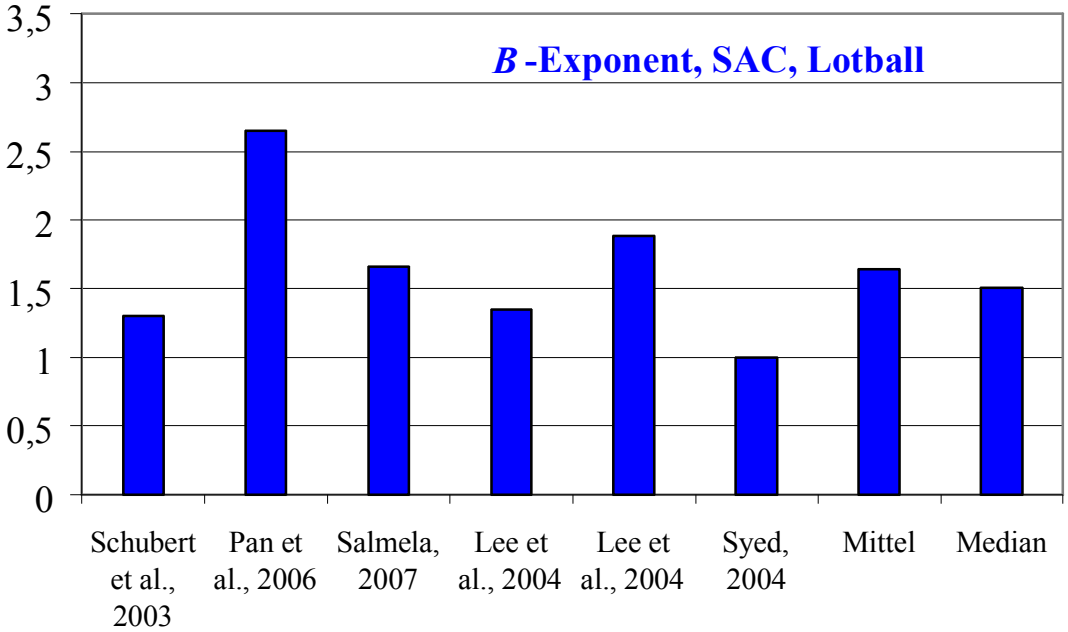


Abb. 5.26: Literaturwerte für Coffin-Manson-Exponent bei SAC, Lotball

Analog zu den Abb. 5.23 bis 5.26 sind in den Abb. 5.27 bis 5.30 für SnPb und für SAC-Lote die entsprechenden Morrow-Exponenten dargestellt. Der allgemein bekannte Wert für den

Morrow-Exponenten von SnPb beträgt etwa 1. Der Mittelwert der Morrow-Exponenten von SnPb übertrifft leicht den Wert 1, dagegen liefert der Medianwert den erwarteten Wert sehr exakt. Der Exponent, der mit Hilfe der Ergebnisse des Projekts LIVE ermittelt wird, liegt ungefähr bei 1,6; erscheint also etwas zu hoch. Die Exponenten, die mit Hilfe des Projekts W5 ermittelt werden, liegen näher am zu erwartenden Wert.

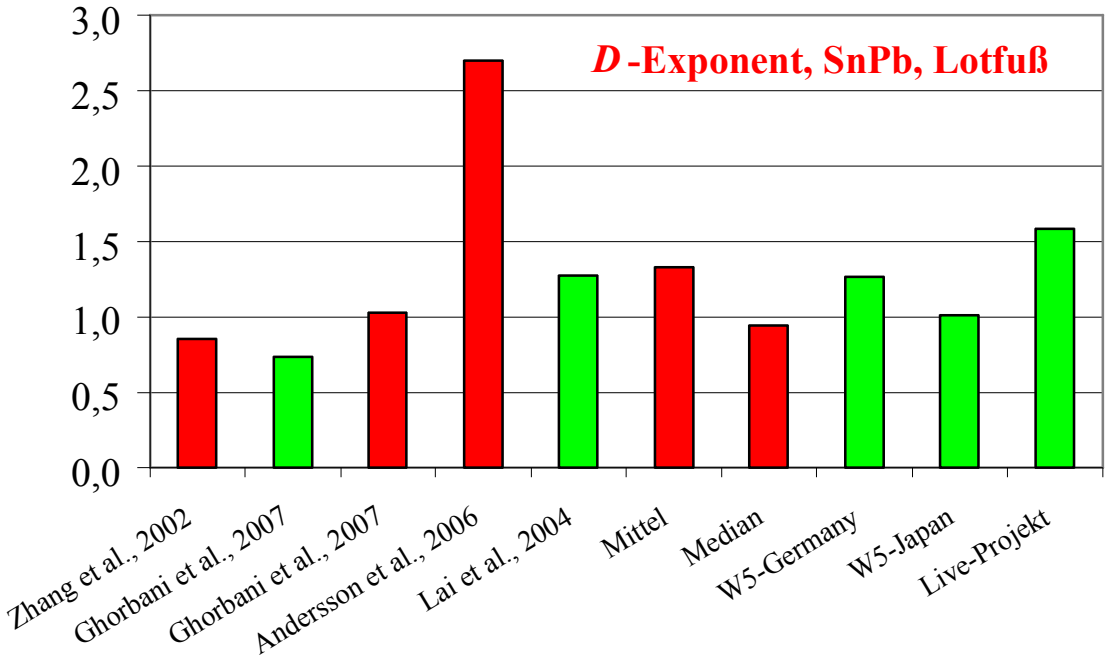


Abb. 5.27: Literaturwerte für den Morrow-Exponent bei SnPb, Lotfuß

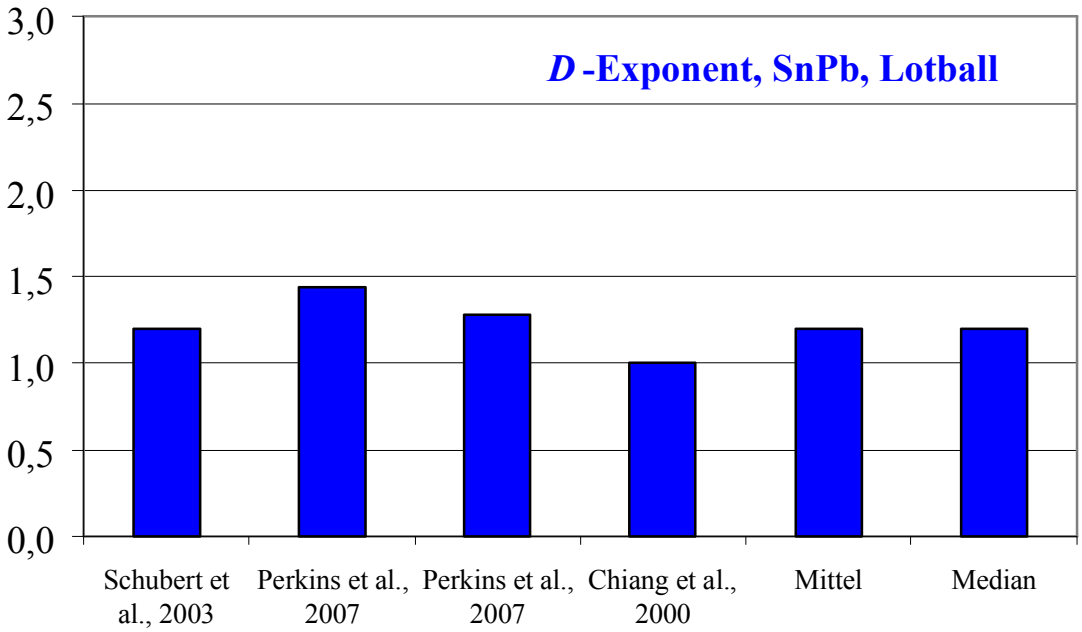


Abb. 5.28: Literaturwerte für den Morrow-Exponent bei SnPb, Lotball

Abb. 5.29 und 5.30 stellen die Morrow-Exponenten für die bleifreien SAC-Lote dar. In der Quelle Xiong et al., 2004 werden viele ähnliche Werte ermittelt. Abgesehen vom ermittelten Morrow-Exponenten bei teilinert verlöteten Kondensatoren (deutsche Daten) liegen die berechneten Exponenten im Bereich der Werte, die in den Literaturquellen zu finden sind. Für die Morrow-Exponenten der ternären Lötverbindung SnAgCu existieren nur vereinzelt Angaben. Ein Grund hierfür ist, dass zur Bestimmung von Lebensdauern allgemein Coffin-

Manson-Gleichungen bevorzugt werden. Weiterhin sind für die Ermittlung von Kriechenergiedichten, die zur Bestimmung von Morrow-Exponenten benötigt werden, FE-Simulationen notwendig.

Die in Abb. 5.29 zusammengestellten Morrow-Exponenten resultieren größtenteils aus Gleichung (2.10). Diese vereinfachte Gleichung kann nicht auf LFBGA-Lotbälle übertragen werden, da hier die Lotgestalt keine Ähnlichkeit mit Lap-Shear-Proben aufzeigt.

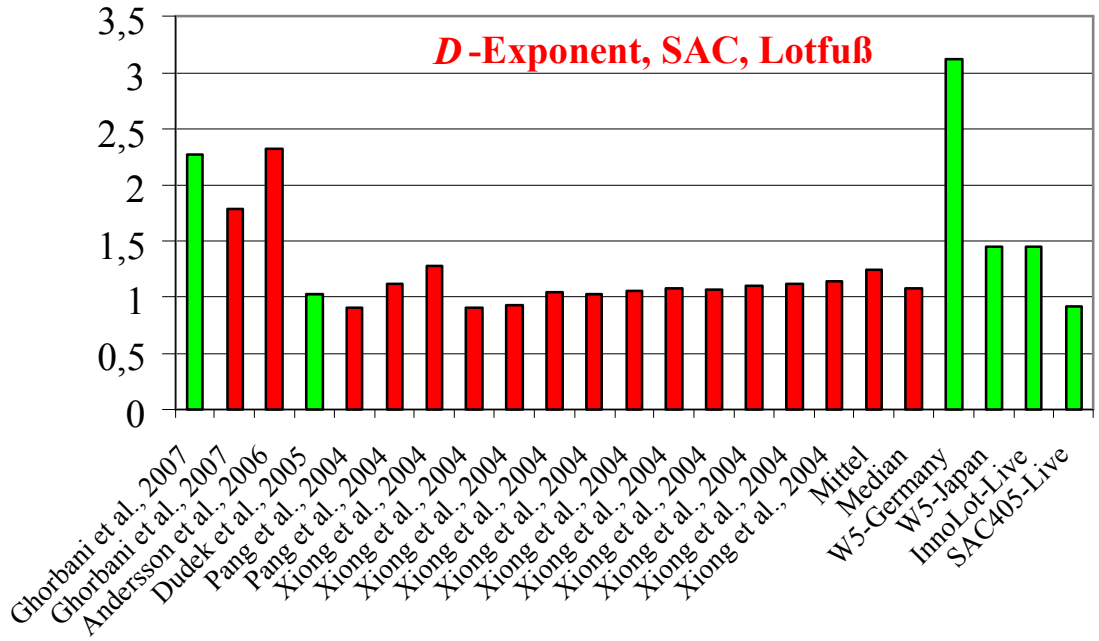


Abb. 5.29: Literaturwerte für den Morrow-Exponent bei SAC, Lotfuß

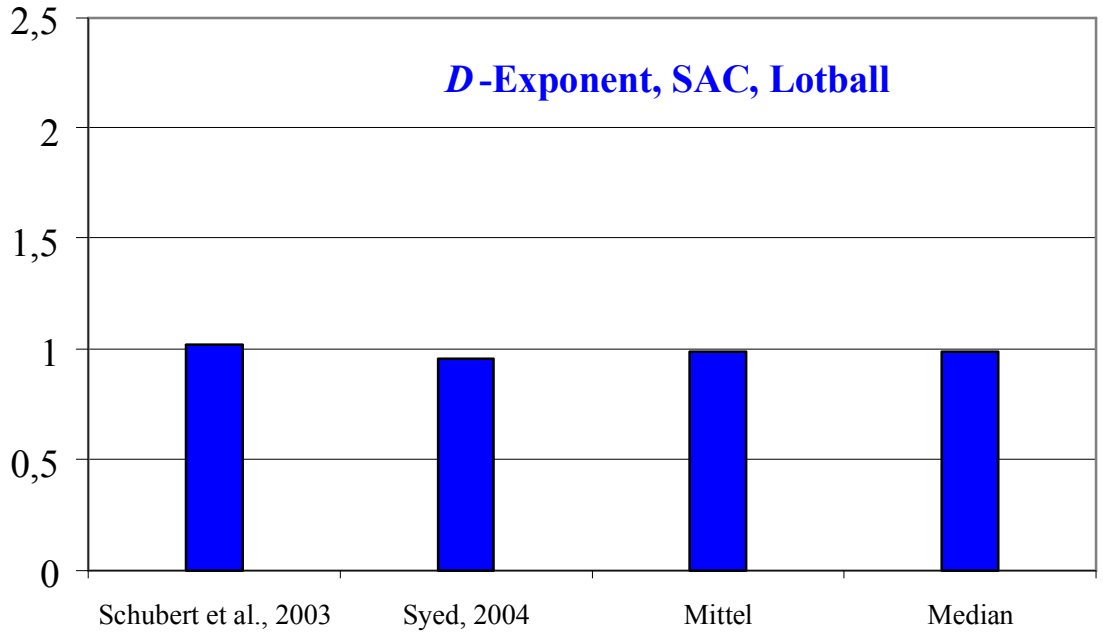


Abb. 5.30: Literaturwerte für den Morrow-Exponent für SAC-Lote, Lotball

5.4.2 Prognostizierte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten für SnPb und SAC-Lote

In den Abb. 5.31 und 5.32 sind die in den Literaturquellen gefundenen Morrow-Exponenten D von SnPb abgebildet. Zudem werden mit Hilfe von Gleichung (2.56) auf Grundlage der entsprechenden Coffin-Manson-Exponenten wiederum theoretische Werte D_{theo} ermittelt, sodass erneut die Zuverlässigkeit der Gleichung überprüft werden kann. Die Übereinstimmung der Werte aus den Literaturquellen mit den theoretischen Werten ist gut. Auf den Abszissen in den Abb. 5.31 und 5.32 sind jeweils weniger Werte aufgetragen als in Abb. 5.25. Der Hintergrund ist, dass nicht in allen vorliegenden Literaturquellen Coffin-Manson- und zusätzlich Morrow-Exponenten ermittelt wurden. Die Ermittlung von Morrow-Exponenten bedarf, wie bereits erwähnt, möglicherweise komplizierter FE-Berechnungen.

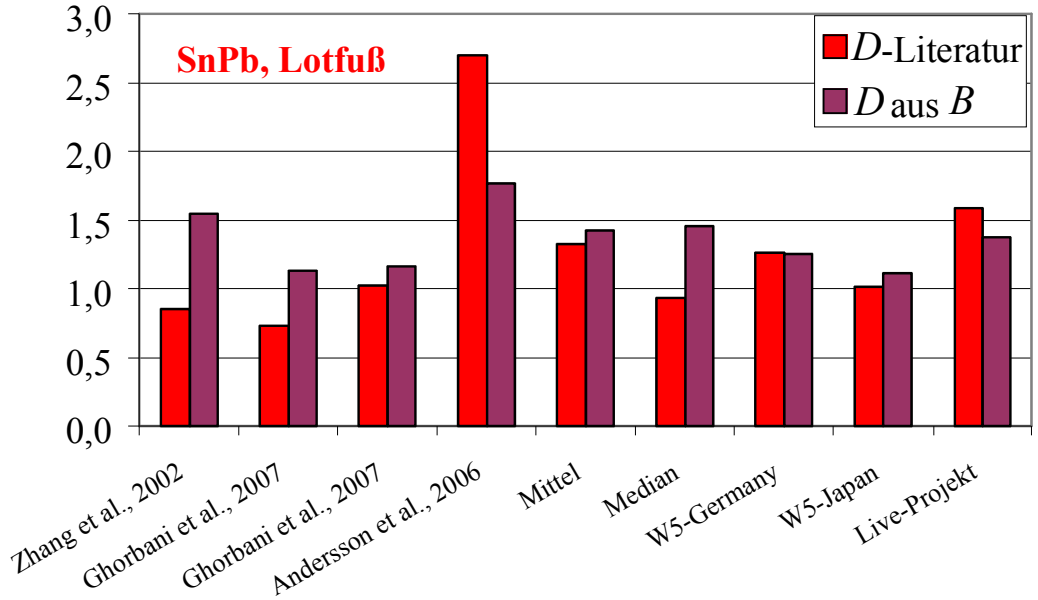


Abb. 5.31: Literaturwerte für den Morrow-Exponenten bei SnPb, Lotfuß

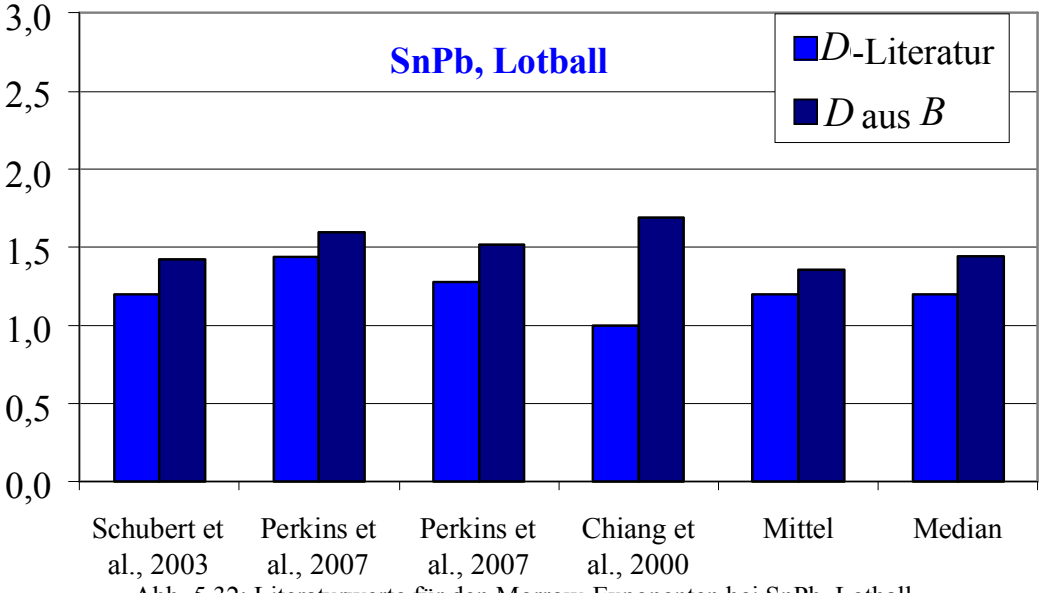


Abb. 5.32: Literaturwerte für den Morrow-Exponenten bei SnPb, Lotball

In gleicher Weise sind in den Abb. 5.33 und 5.34 die berechneten Morrow-Exponenten für bleifreie Lote dargestellt. Zwischen den theoretischen und den berechneten Morrow-

Exponenten herrschen wiederum sehr gute Übereinstimmungen, wodurch die Zuverlässigkeit der Gleichung (2.55) erneut bestätigt wird.

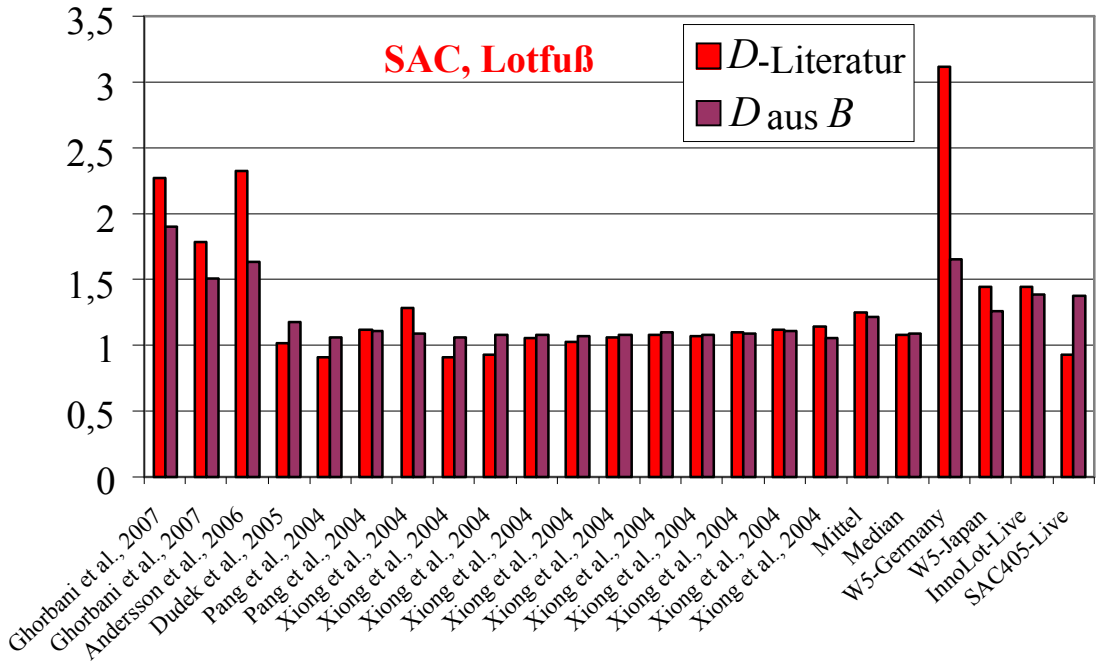


Abb. 5.33: Vergleich zwischen den Literaturwerten der Morrow-Exponenten und den über die jeweils zugehörigen Coffin-Manson-Exponenten berechneten Werten D_{theo} für SAC-Lote, Lotfuß

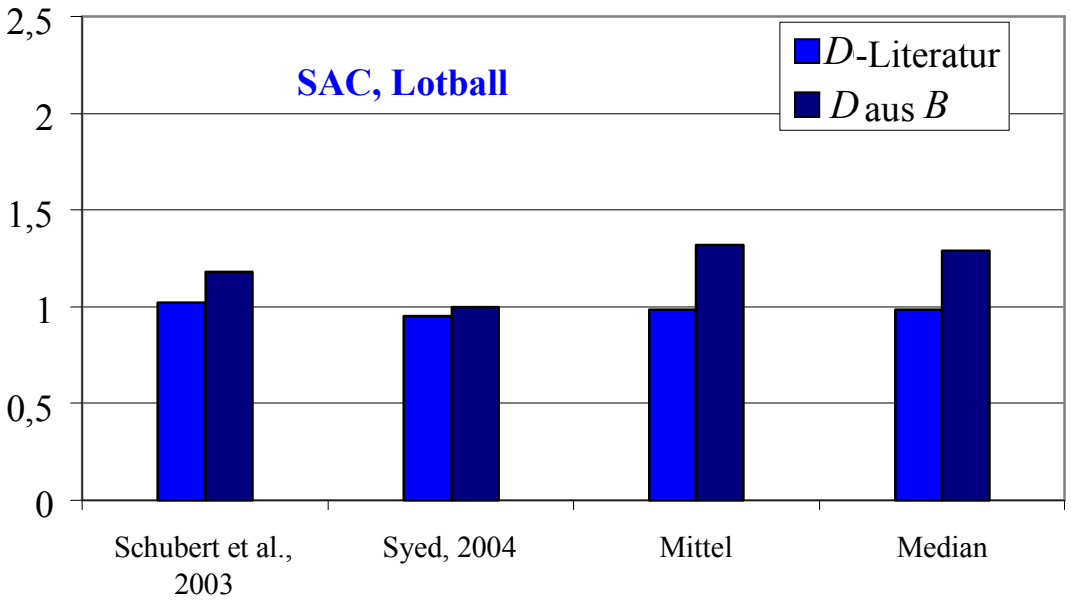


Abb. 5.34: Vergleich zwischen den Literaturwerten der Morrow-Exponenten und den über die jeweils zugehörigen Coffin-Manson-Exponenten berechneten Werten D_{theo} für SAC-Lote, Lotball

5.5 Berechnung von Spannungs-Dehnungs-Parametern mit Hilfe von Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten

Die Möglichkeit Spannungs-Dehnungskurven aus Coffin-Manson- oder Morrow-Exponenten und -Koeffizienten zu ermitteln, wäre ein wünschenswertes Hilfsmittel, u. a. im Falle von FE-Simulationen, bei denen Materialdaten erfasst werden müssen. Gegenüber experimentellen Zugversuchen könnten Kosten und Zeit eingespart werden.

5.5.1 Berechnung der Spannungs-Dehnungs-Parameter mit Hilfe von Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten bezüglich des Projekts LIVE

Ein wichtiger Term zur Aufstellung einer Spannungs-Dehnungs-Kurve ist der Verfestigungsexponent m. Abb. 5.35 stellt die resultierenden Verfestigungsexponenten für InnoLot, SnPb und SAC405 dar, die sich gemäß den Gleichungen (2.52) und (2.53) ergeben. Zur Berechnung werden entweder Coffin-Manson- oder Morrow-Exponenten und -Koeffizienten benötigt. Die Werte der blauen Balken basieren auf Coffin-Manson-Exponenten und-Koeffizienten, die rosafarbenen Balken zeigen Werte, die auf Basis von Morrow-Exponenten berechnet werden.

Erwartet wird ein einheitlicher Verfestigungsexponent. Die Balkendiagramme zeigen jedoch Verfestigungsexponenten, die Abhängigkeiten von den Metallisierungen und den zugrunde liegenden Temperaturwechseltests aufweisen. Diese Abhängigkeiten verursachen Abweichungen, insbesondere bei Betrachtung des Lotes SAC405. Dennoch resultiert für SAC405 ein Mittelwert, der dem experimentell ermittelten Verfestigungsexponenten entspricht. Für InnoLot und SnPb liegen keine experimentell ermittelten Werte, die zum Vergleich herangezogen werden könnten, vor.

Zwischen den Berechnungen der Verfestigungsexponenten mit Hilfe von Coffin-Manson- und mit Hilfe von Morrow-Exponenten und -Koeffizienten herrschen gute Übereinstimmungen.

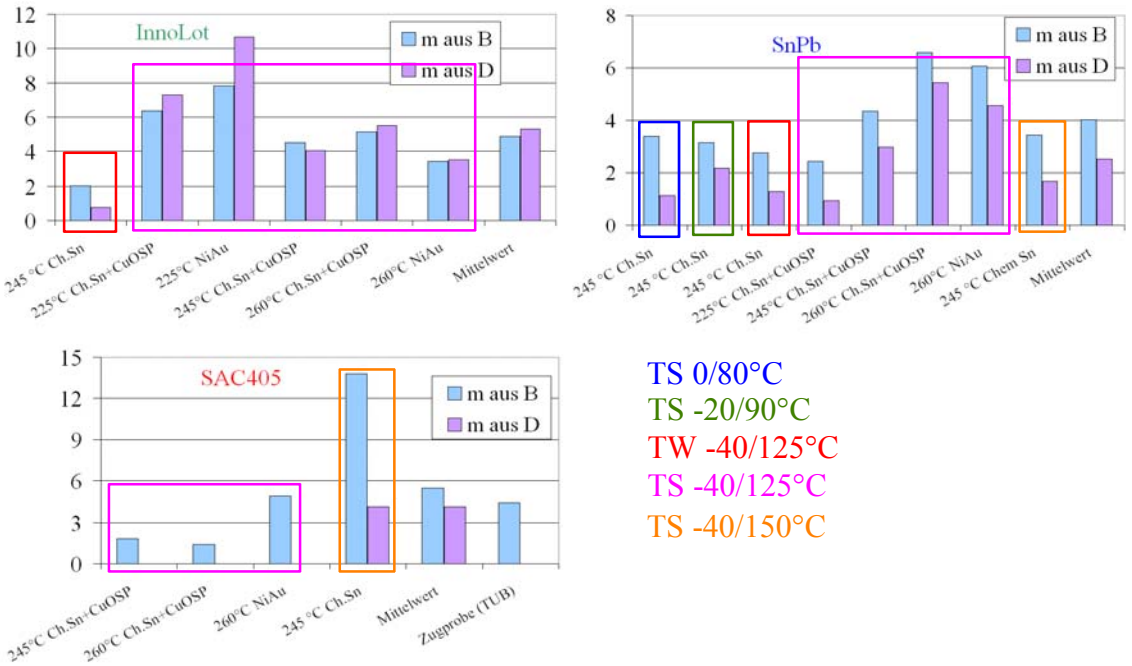


Abb. 5.35: Verfestigungsexponent m für InnoLot, SnPb und SAC405

Ein zweiter, wichtiger Term zur Aufstellung einer Spannungs-Dehnungs-Kurve ist der Verfestigungskoeffizient K, zu berechnen mit Formel 2.54. In Abb. 5.36 sind die berechneten Verfestigungskoeffizienten auf Basis der Coffin-Manson- bzw. Morrow-Exponenten und -Koeffizienten dargelegt. Für die Lote SnPb und SAC405 sind zusätzlich experimentell ermittelte Verfestigungskoeffizienten angegeben. Die berechneten Mittelwerte fallen für SnPb und SAC405 niedrig aus.

Die großen Abweichungen, insbesondere bei den SAC-Loten und SnPb können auf die in den Abschnitten 5.1.3 und 5.2.3 genannten Gründe zurückgeführt werden. Für InnoLot ergeben sich vergleichsweise konstante Verfestigungskoeffizienten.

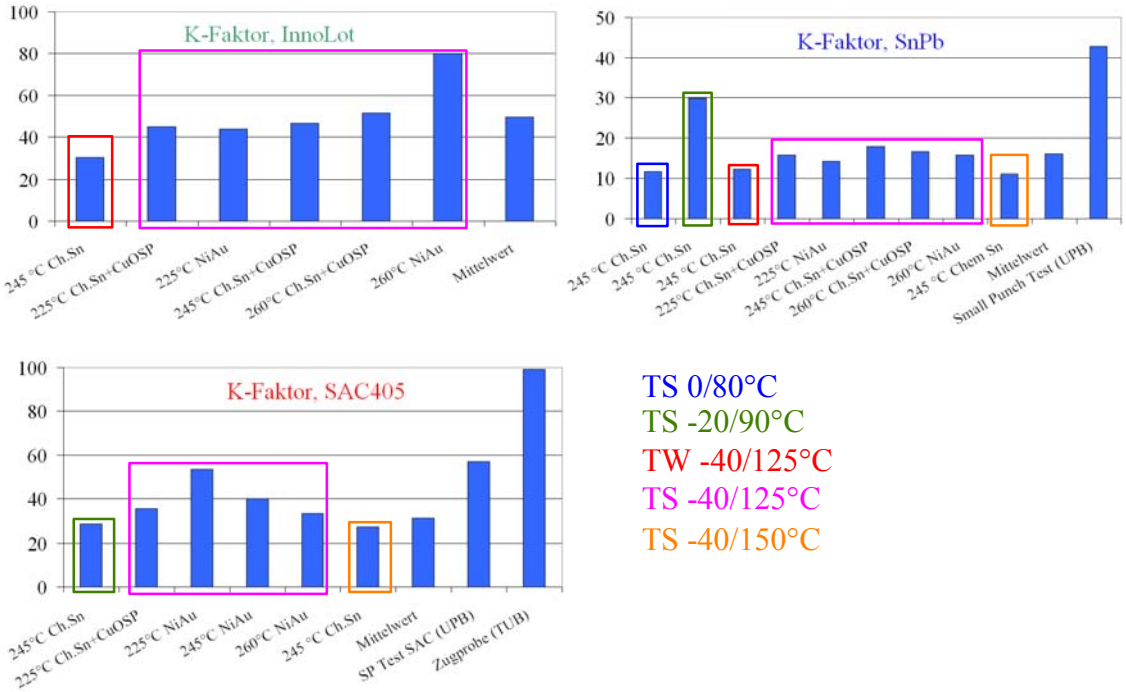


Abb. 5.36: Verfestigungskoeffizient K für InnoLot, SnPb und SAC405

Weiterhin besteht gemäß Gleichung (2.49) die Möglichkeit, Bruchdehnungen auf Basis von Coffin-Manson-Koeffizienten und Verfestigungsexponenten zu berechnen. Bei Anwendung dieser Gleichung auf die anhand des Projekts LIVE ermittelten Verfestigungsexponenten und Coffin-Manson-Koeffizienten ergeben sich große Streuungen.

5.5.2 Berechnung der Spannungs-Dehnungs-Parameter mit Hilfe von Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und –Koeffizienten bezüglich der Literaturquellen

Analog zu Abb. 5.35 sind in Abb. 5.37 die Spannungs-Dehnungs-Exponenten für SnPb dargestellt, die auf Basis der Werte aus den Literaturquellen berechnet werden. In Abb. 5.37 wird der Lotfuß betrachtet. Der Exponent mit dem Titel „SP Test“ ist ein experimentell ermittelter Wert und wird hier als Referenzwert verwendet. Der Mittelwert aller Literaturdaten stimmt etwa mit diesem Referenzwert überein. Der Medianwert zeigt jedoch, dass die Mehrzahl der Verfestigungsexponenten, die auf Basis der Werte aus den Literaturquellen berechnet werden, unterhalb des Referenzwerts liegt. Die aus den Werten des Projekts W5 kalkulierten Spannungs-Dehnungs-Exponenten liegen oberhalb des Referenzwerts, während sich die mit Hilfe des Projekts LIVE errechneten Verfestigungsexponenten gut mit dem Referenzwert decken.

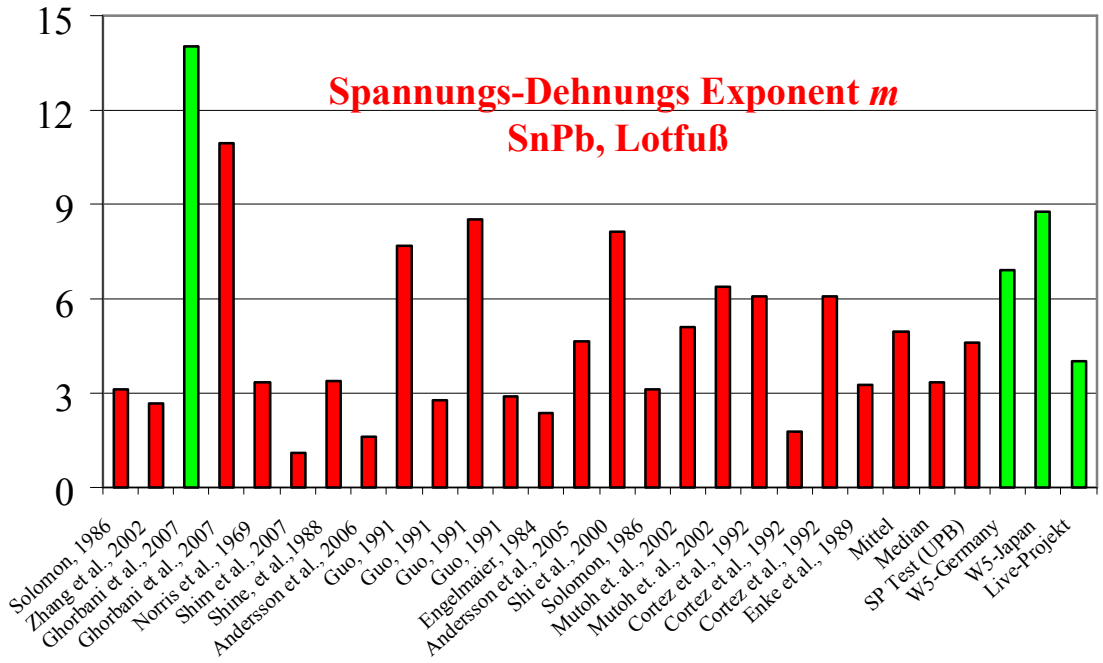


Abb. 5.37: Verfestigungsexponent m für SnPb, Lotfuß

Die Bemerkungen zu Abb. 5.37 gelten auch für Abb. 5.38. Wiederum wird SnPb betrachtet, nun jedoch in Form von Lotbällen.

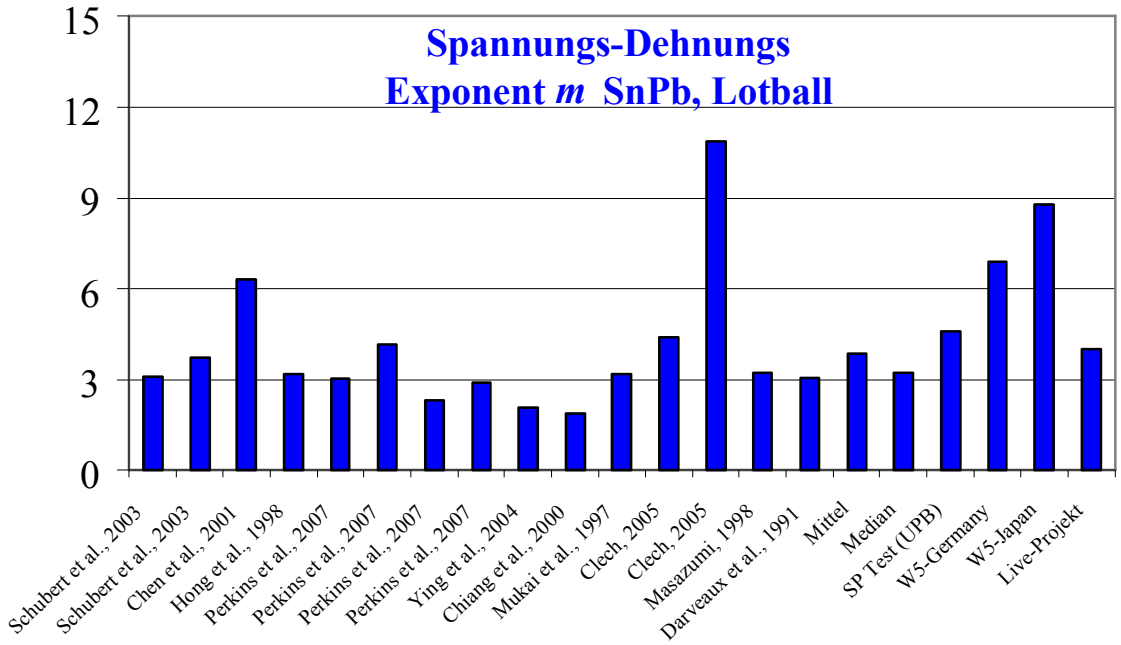


Abb. 5.38: Verfestigungsexponent m für SnPb, Lotball

In den Abb. 5.39 und 5.40 werden die Verfestigungsexponenten, die mit Hilfe der Exponenten aus den Literaturquellen berechnet werden, und die in der vorliegenden Arbeit anhand der Projekte LIVE und W5 errechneten Verfestigungsexponenten für die SAC-Lote gegenübergestellt. Zwei experimentell ermittelte Referenzwerte werden zum Vergleich hinzugezogen. Der Mittelwert der Exponenten, die anhand der Werte aus den Literaturquellen berechnet werden, liegt auf dem Niveau der Referenzwerte. Ferner wird eine leichte Überhöhung der Exponenten, die auf Basis des Projekts W5 bei teilinerter Lötung (deutsche Daten) berechnet werden,

verzeichnet. Die auf Basis des Projekts LIVE berechneten Verfestigungsexponenten stimmen gut mit den Referenzwerten überein.

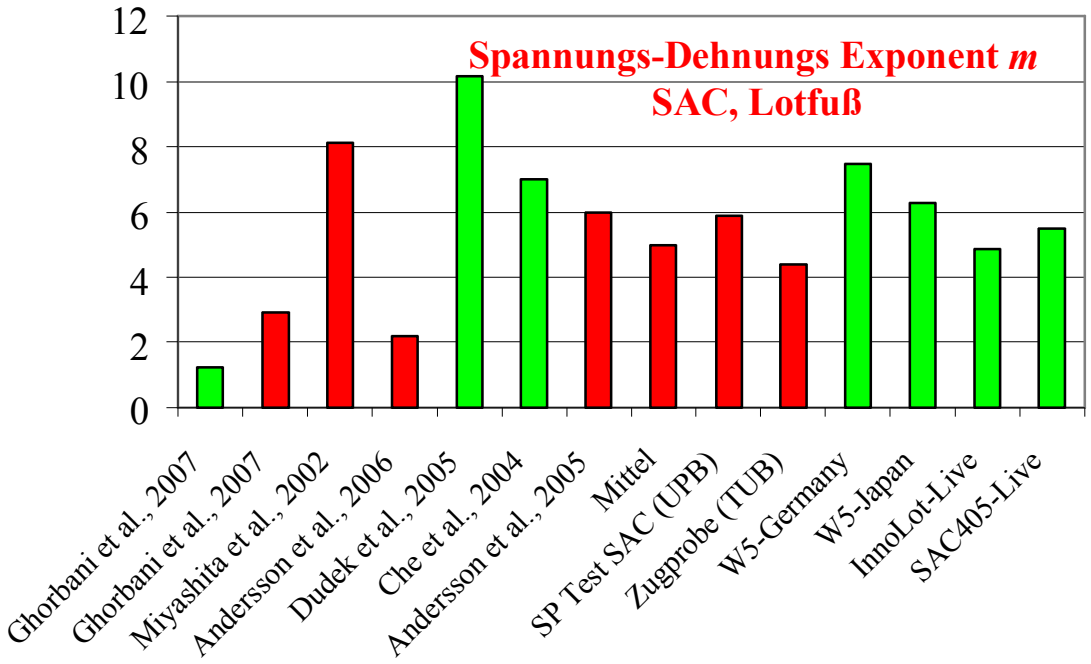


Abb. 5.39: Verfestigungsexponent m für SAC, Lotfuß

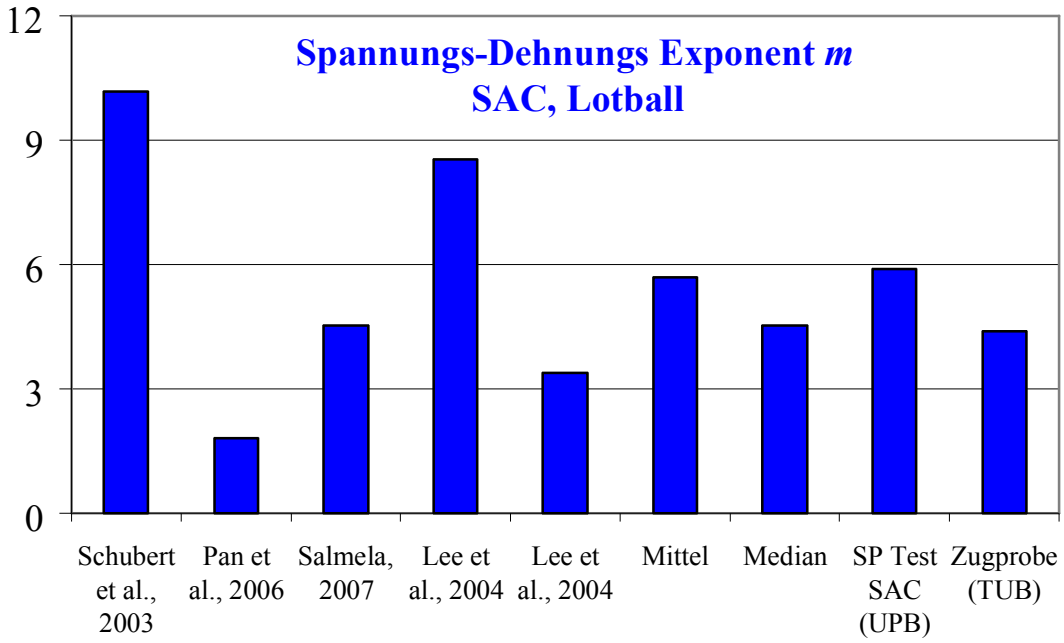


Abb. 5.40: Verfestigungsexponent m für SAC, Lotball

Wiederum werden auch die Verfestigungskoeffizienten berechnet und verglichen. In den Abb. 5.41 und 5.42 sind die berechneten Verfestigungskoeffizienten des Lotes SnPb zusammengefasst. Abb. 5.41 zeigt die Werte bei Betrachtung von Lotfüßen, Abb. 5.42 zeigt die Werte, bei der Betrachtung von Lotbällen. Da nicht in allen Literaturquellen sowohl Coffin-Manson- bzw. Morrow-Exponenten als auch Coffin-Manson- bzw. Morrow-Koeffizienten angegeben werden, ist die Anzahl der berechenbaren Verfestigungskoeffizienten begrenzt. Die Verfestigungskoeffizienten stimmen mit dem Referenzwert in etwa überein. Die Werte,

die auf Basis der Projekte LIVE und W5 berechnet werden, fallen dagegen klein bzw. groß aus.

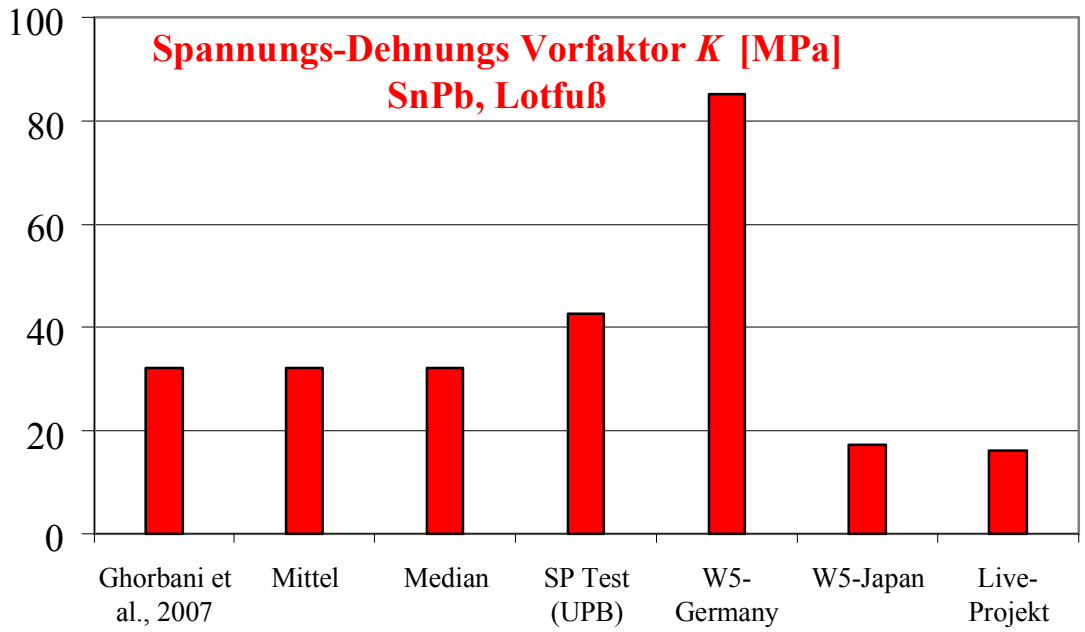


Abb. 5.41: Verfestigungskoeffizienten *K* für SnPb, Lotfuß

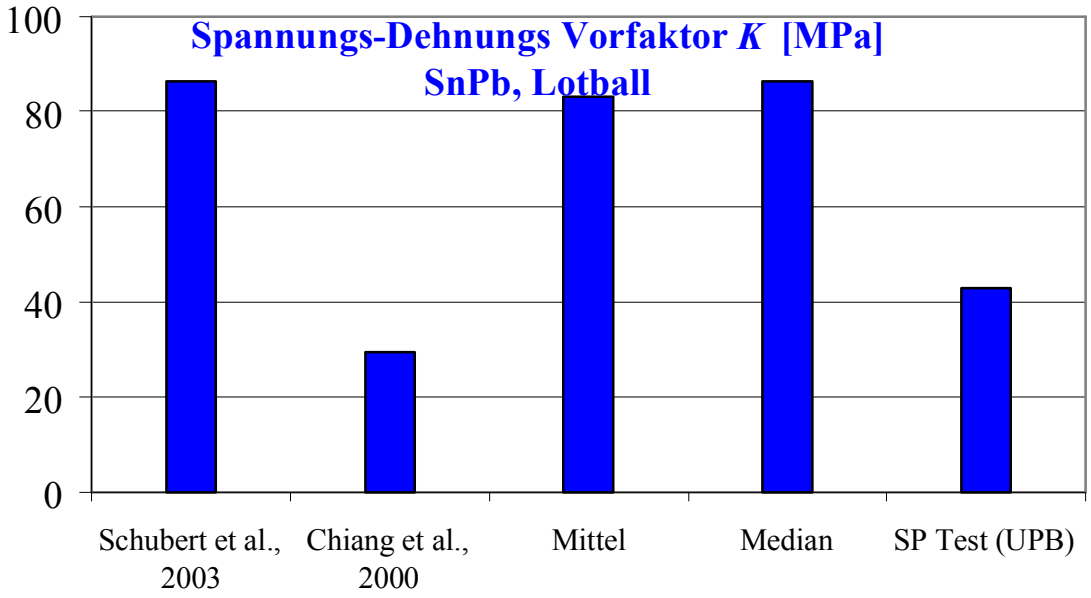


Abb. 5.42: Verfestigungskoeffizienten *K* für SnPb, Lotball

Analog zu den Abb. 5.41 und 5.42 sind in den Abb. 5.43 und 5.44 die anhand der Werte aus den Literaturquellen berechneten Verfestigungskoeffizienten für die SAC-Lote zusammengefasst. Bei Betrachtung von Lotfüßen ergibt sich trotz der erheblichen Spannweite der berechneten Verfestigungskoeffizienten ein angemessener Mittelwert, welcher auf dem Niveau des experimentell ermittelten Referenzwerts „SP Test“ liegt. Der Medianwert zeigt an, dass die aus den Literaturdaten errechneten Verfestigungskoeffizienten eher leicht unterhalb des Referenzwertes liegen. Große Abweichungen wurden in den anhand des Projekts W5 berechneten Verfestigungskoeffizienten festgestellt. Ein mit dem Referenzwert vergleichbarer Verfestigungskoeffizient wurde auf Basis der Werte aus dem Projekt LIVE bei InnoLot erzielt. Bei Betrachtung von Lotbällen können nur zwei Verfestigungskoeffizienten anhand

von Daten aus den Literaturquellen berechnet werden. Beide liegen unterhalb des Referenzwertes „SP Test“.

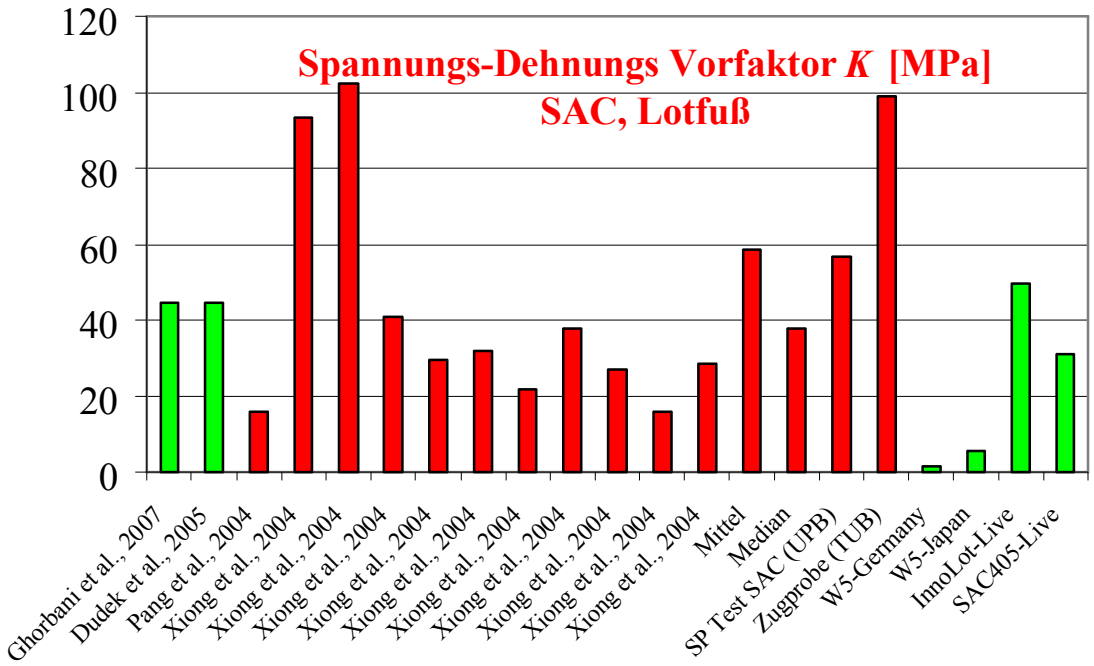


Abb. 5.43: Verfestigungskoeffizienten *K* für SAC, Lotfuß

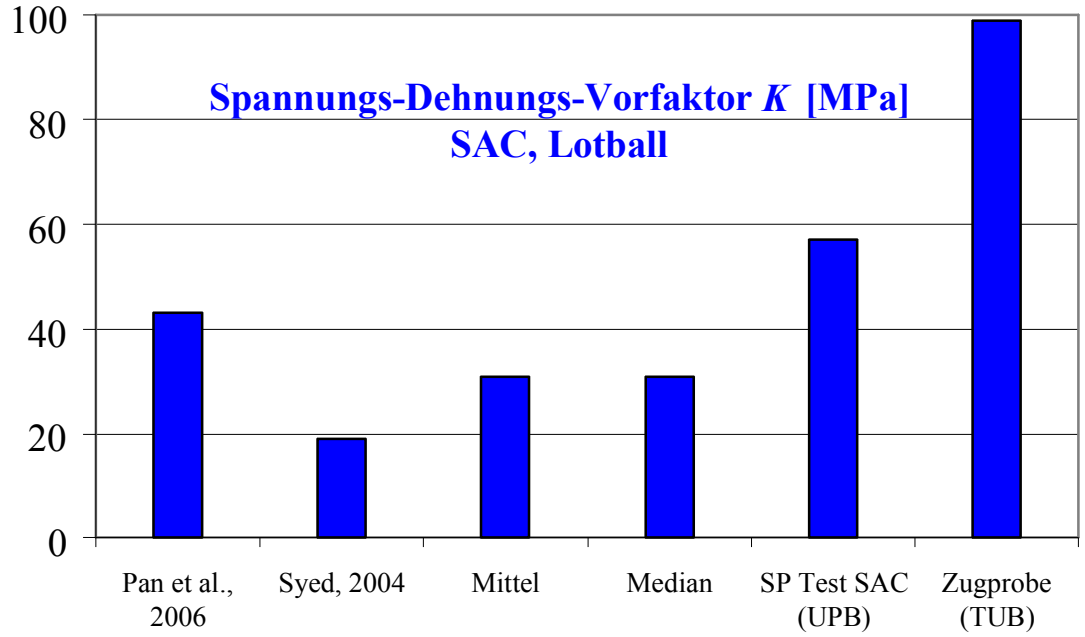


Abb. 5.44: Verfestigungskoeffizienten *K* für SAC, Lotfuß

5.5.3 Berechnung von Bruchdehnungen mit Hilfe von Coffin-Manson-Koeffizienten und der zugehörigen Verfestigungsexponenten anhand der Literaturquellen

Bruchdehnungen können wiederum mit Hilfe von Gleichung (2.48) abgeschätzt werden. Diese Gleichung wird auf die Werte aus den Literaturquellen angewendet. Die Ergebnisse sind in den Abb. 5.45 bis 5.46 zusammengefasst. Leider fehlt hier für das Lot SnPb ein experimenteller Referenzwert, der zur Beurteilung der berechneten Bruchdehnungen dienen könnte. Allgemein sind bleihaltige Lote weiche Materialien, wie auch an den Kriecheigen-

schaften zu erkennen ist. Aus diesem Grund werden hohe Bruchdehnungen erwartet, wie sich in den berechneten Werten zumeist widerspiegelt.

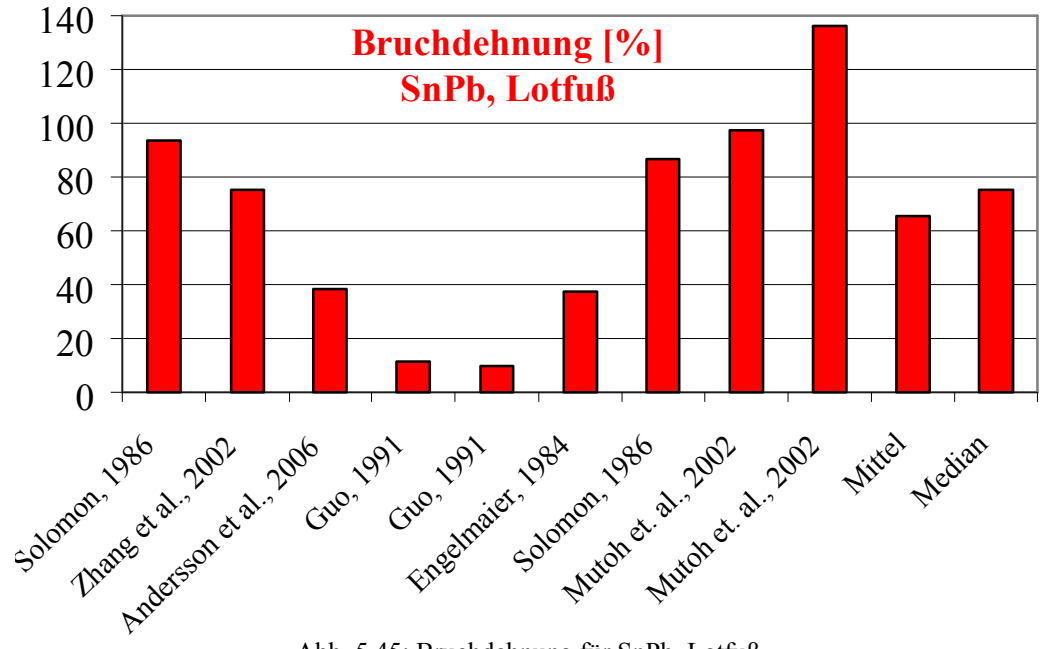


Abb. 5.45: Bruchdehnung für SnPb, Lotfuß

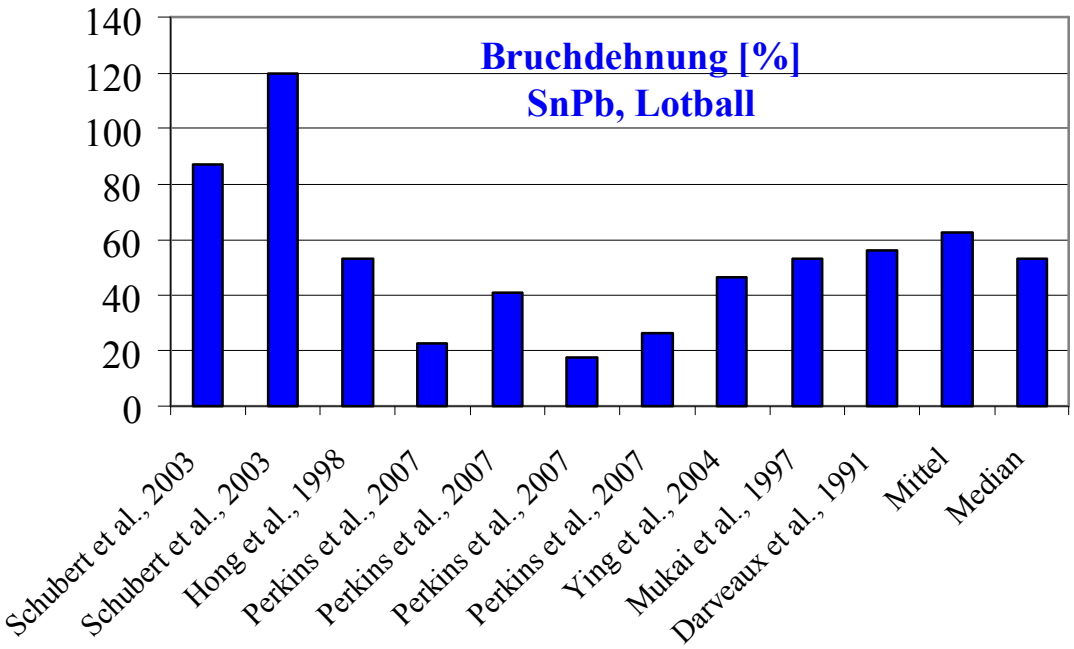


Abb. 5.46: Bruchdehnung für SnPb, Lotball

In gleicher Art und Weise sind in den Abb. 5.47 und 5.48 die berechneten Bruchdehnungen für die SAC-Lote dargestellt. Als Referenzwert wird die Bruchdehnung der Legierung SnAg27Cu04 angegeben. Bei Betrachtung der Lotfüße ergeben sich bei manchen Literaturquellen Bruchdehnungen, die deutlich zu hoch erscheinen.

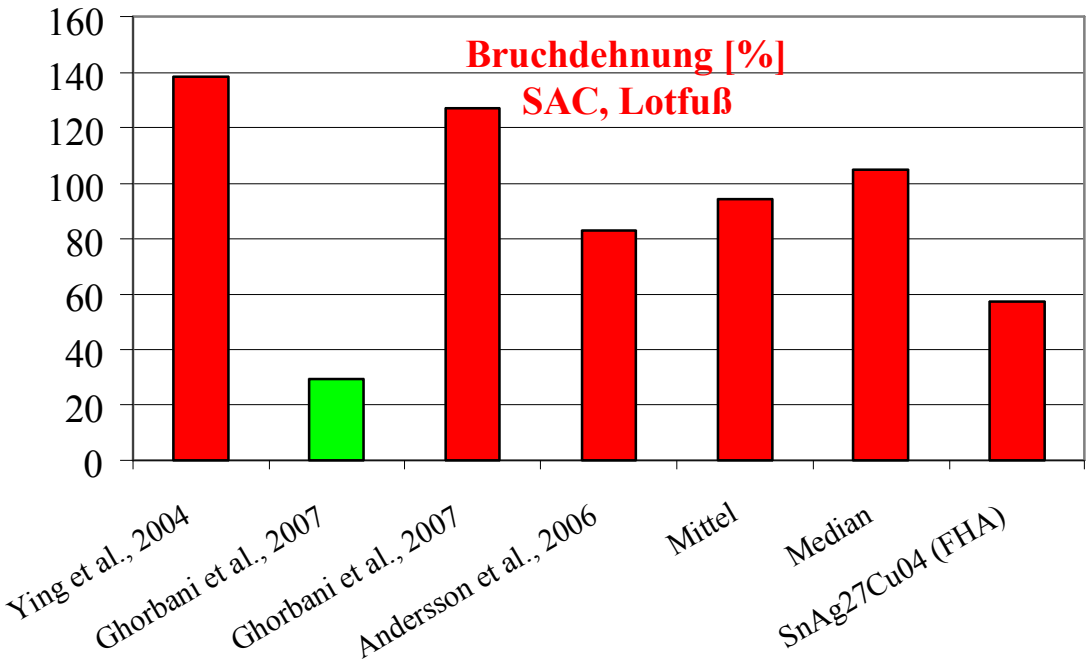


Abb. 5.47: Bruchdehnung für SnPb, Lotfuß

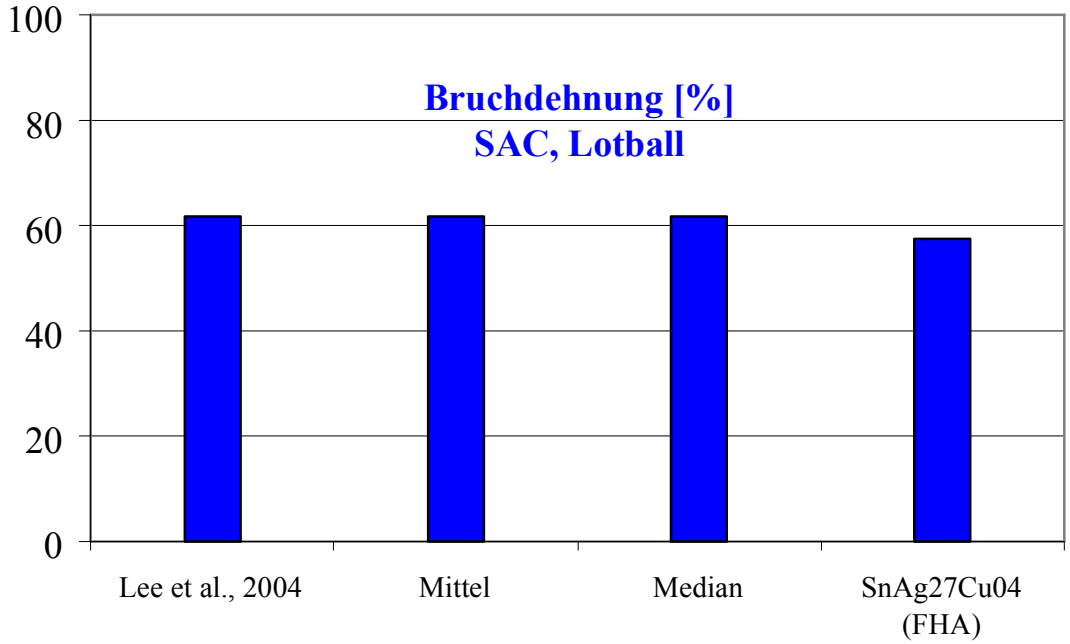


Abb. 5.48: Bruchdehnung für SnPb, Lotball

6 Zusammenfassung

Aufgrund der Gefahren für Mensch und Umwelt wird die Verwendung bleihaltiger Lotlegierungen in der Mikroelektronik immer stärker vermieden und durch entsprechende Verordnungen beschränkt. Seit dem 01. Juli 2006 ist die Verwendung bleihaltiger Lote in der Europäischen Gemeinschaft nur noch in Sonderfällen gestattet.
Alternative Lotlegierungen sind deshalb in den vergangenen Jahren verstärkt Gegenstand der Forschung, wobei insbesondere die Zuverlässigkeit im Betrieb im Mittelpunkt steht. Die Hauptbestandteile der alternativen Lotlegierungen sind Zinn, Silber und Kupfer, weiterhin werden oftmals verschiedene Zusatzstoffe in geringen Mengen verwendet, u. a. Nickel, Phosphor, Bismut und Indium. Oftmals werden die alternativen Lotverbindungen als SAC-Lote bezeichnet (**S**n, **A**g, **C**u).

Trotz vieler verschiedener Forschungsansätze bestehen hinsichtlich der Zuverlässigkeit bleifreier Lotlegierungen bislang noch keine allgemein anerkannten Aussagen. Die Lebensdauer von bleihaltigen wie bleifreien Lotlegierungen wird oftmals mit Hilfe des Coffin-Manson-Gesetzes oder des Morrow-Gesetzes bestimmt. Das Coffin-Manson-Gesetz besteht aus einem Potenzansatz, der die Lebensdauer in Abhängigkeit der Kriechdehnung beschreibt. Das Morrow-Gesetz besteht ebenfalls in einem Potenzansatz, die Lebensdauer wird hier jedoch in Abhängigkeit der Kriechenergiedichte beschrieben. Die Eingangsgrößen der Gesetze, die Kriechdehnung und die Kriechenergiedichte, werden als Schädigungsparameter bezeichnet. Maßgeblich ist bei beiden Gesetzen jeweils der Koeffizient und der Exponent des Potenzansatzes.

Auf Basis der ursprünglichen Coffin-Manson-Gleichung bestehen verschiedene erweiterte Ansätze zur Beschreibung der Lebensdauer mikroelektronischer Lötverbindungen. Das erweiterte Coffin-Manson-Gesetz nach Engelmaier, das Norris-Landzberg-Gesetz für SnPb37 und das Lau-Pao-Gesetz für SnPb37 und bleifreie SAC-Lote werden vorgestellt.
In der Mehrzahl der bestehenden Publikationen werden Lebensdauergleichungen erzielt, die hinsichtlich Geometrie, Belastung und Legierungszusätzen nur in engen Grenzen gültig sind. Ein Ziel der vorliegenden Arbeit ist deshalb, Coffin-Manson-Gesetze und Morrow-Gesetze aufzustellen, die zuverlässige Lebensdauerprognosen mikroelektronischer Lötverbindungen bei guter Verallgemeinerung ermöglichen. Die Gesetze besitzen die ursprüngliche Form; Erweiterungen nach Engelmaier, Norris-Landzberg oder Lau-Pao werden nicht vorgenommen.
Grundlage dieser Gesetze ist zunächst eine breite Datenbasis an experimentell ermittelten Lebensdauern von verschiedenen bleifreien Lotlegierungen aus den Projekten LIVE und W5. Den Lebensdauern, die an den Lotverbindungen von verschiedenen mikroelektronischen Kondensatoren und Widerständen ermittelt worden sind, liegen verschiedene thermische Belastungszyklen zugrunde. Zum Vergleich sind jeweils auch Lebensdauern von bleihaltigen Lotverbindungen aus SnPb37 ermittelt worden.

Zur Ermittlung der Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten werden zahlreiche thermomechanische, dreidimensionale FE-Simulationen durchgeführt. Hierbei wird anhand der Art des zu untersuchenden Bausteins, der Größe des Bausteins, der angelegten thermischen Belastung, der verwendeten Lotlegierung und der Form des Lotes differenziert. Wiederum werden auch Simulationen für SnPb37 durchgeführt.

In den FE-Simulationen werden temperaturabhängige Materialdaten verwendet. Weiterhin wird für jedes Lot ein eigenes sinh-Kriechgesetz verwendet. Anhand von Schliffbildern und Erfahrungswerten werden insbesondere in den Lotspalten und den seitlichen, äußeren Lotbereichen feine Vernetzungen vorgenommen.

Als Eingangsparameter der Lebensdauergleichungen werden die Kriechdehnungen und Kriechenergiedichten in hochbelasteten Bereichen aufgenommen. Hierbei wurde hohes Augenmerk auf eine sinnvolle und zweckmäßige Wahl der Bereiche gelegt. Insbesondere um die Vergleichbarkeit trotz der unterschiedlichen Größen der zu untersuchenden Bausteine zu wahren, wurden möglichst gleichförmige Bereiche identischen Volumens gewählt.
Die gemeinsame Auftragung der experimentell ermittelten Lebensdauern über den zugehörigen, aus den FE-Simulationen stammenden Kriechdehnungen bzw. Kriechenergiedichten zeigt jeweils die Korrelation zwischen der Lebensdauer und dem Schädigungsparameter auf. In doppellogarithmischen Diagrammen ergeben sich lineare Abhängigkeiten.
Die mathematische Darstellung der Korrelation führt bei Verwendung der Kriechdehnungen zum Coffin-Manson-Gesetz und bei Verwendung der Kriechenergiedichte zum Morrow-Gesetz.

Um die ermittelten Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten zu verifizieren, wird ein umfassender Vergleich mit den Exponenten, die in bestehenden Veröffentlichungen ermittelt worden sind, vorgenommen. Hierbei werden gute Übereinstimmungen festgestellt.
Die bestehenden Veröffentlichungen, die zum Vergleich hinzugezogen werden, werden detailliert beschrieben. Insbesondere wird, neben der Angabe der Lebensdauergleichungen, erwähnt, welche Proben untersucht worden sind, welche Belastungsarten und Schädigungskriterien zugrunde lagen, und wie die Schädigungsparameter bestimmt worden sind. Neben thermischen Lebensdauerversuchen an Lötverbindungen, die sowohl die Form von Lotfüßen, als auch von Lotbällen haben, sind auch häufig mechanische Versuche auf Basis von Zugproben oder Lap-Shear-Proben durchgeführt worden. Die Bestimmung der Schädigungsparameter erfolgte entweder anhand von FE-Simulationen, oder, im Falle von Dehnungen, auch experimentell mit Hilfe von Hysteresekurven, durch direkte Messung der Totaldehnung oder durch Formeln zur Bestimmung der Scherdehnung.

Neben der Bestimmung von Coffin-Manson- und Morrow-Gleichungen mit Hilfe von Experimenten und Schädigungsparametern besteht noch eine weitere Möglichkeit, die Lebensdauergleichungen zu bestimmen, die sowohl für bleihaltige, als auch für bleifreie Lote gilt. Zheng et al., führten bereits 1992 in der Arbeit *A dislocation model of low-cycle fatigue damage and derivation of the Coffin-Manson equation* Zusammenhänge zwischen der Spannungs-Dehnungs-Kurve und den Coffin-Manson- und Morrow-Gleichungen ein. Die Spannungs-Dehnungs-Kurve wird hierbei nach Ramberg und Osgood, durch den Verfestigungsexponenten, den Spannungs-Dehnungs-Koeffizienten und die Bruchdehnung charakterisiert. Anhand dieser Parameter können mit Hilfe von Gleichungen, die im Rahmen der vorliegenden Arbeit auf Basis der Arbeit von Zheng et al. entwickelt worden sind, die Coffin-Manson- und Morrow-Gleichungen formuliert werden.

Neben diesen Gleichungen werden auf Basis derselben Arbeit ebenfalls Gleichungen entwickelt, welche die Umrechnung zwischen Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten ermöglichen.

Die Gleichungen zur Bestimmung der Lebensdauergesetze aus der Spannungs-Dehnungs-Kurve und die Gleichungen zur Umrechnung zwischen Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten werden anhand der eigenen Lebensdauergleichungen und anhand der Lebensdauergleichungen aus den vorgestellten Veröffentlichungen überprüft. Die Gleichungen erweisen sich als zuverlässig.

Anhang 4.1

Abb. 4.80 soll den Einfluss der zeitunabhängigen plastischen Daten veranschaulichen.

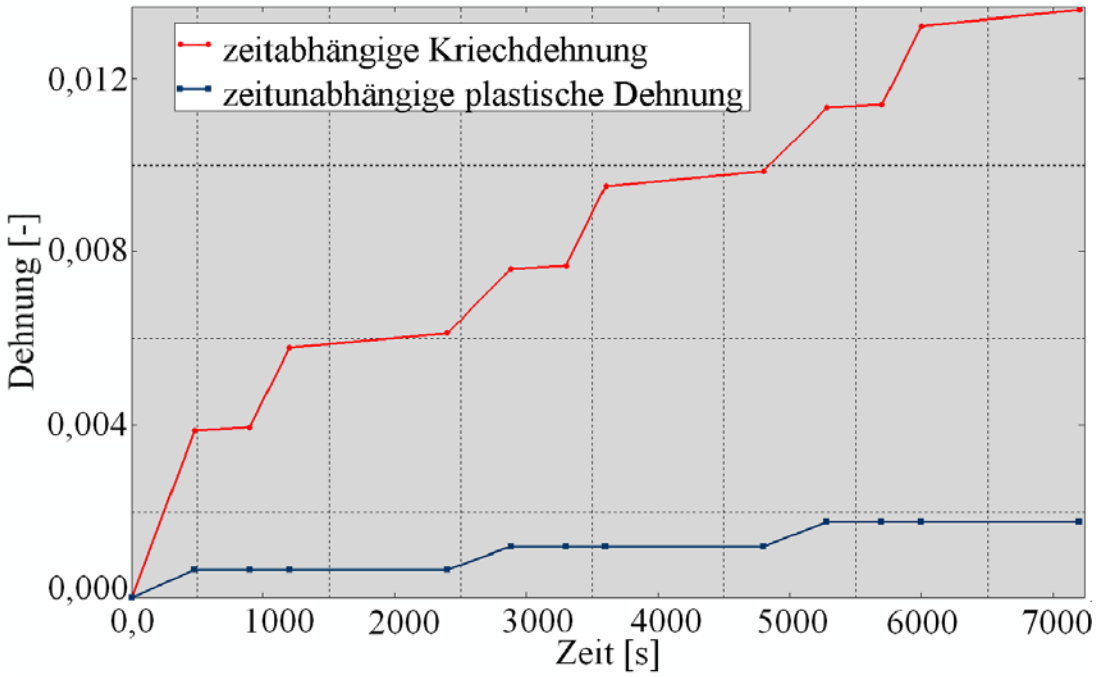


Abb. 4.80: Akkumulation der zeitabhängigen und zeitunabhängigen plastischen Verformungen

In einer FE-Simulation auf Basis des Bausteines CC1812-Small-Pad wurden sowohl Kriecheigenschaften als auch zeitunabhängige plastische Daten berücksichtigt. Hierbei wurde das generische eutektische Lot SAC3807 untersucht, welches linear-idealplastisch ($\sigma_f = 40\,\mathrm{MPa}$) modelliert wurde. Der Baustein wurde dem Temperaturwechseltest TS -40/125 ° ausgesetzt. Abb. 4.80 zeigt wie die zeitabhängige Kriechdehnung und die zeitunabhängigen plastischen Dehnungen sich akkumulieren. Es ist deutlich zu sehen, dass sich sehr geringe zeitunabhängige plastische Dehnungen relativ zu den zeitabhängigen Kriechdehnungen ergeben. Weiterhin ist anzumerken, dass hier nur drei Thermowechseltests simuliert worden sind. Bei Durchführung von FE-Simulationen mit einer höheren Thermowechseltestanzahl würden die Kriechverformungen weiter zunehmen. Die zeitunabhängigen plastischen Dehnungen würden im Gegensatz dazu bei einem bestimmten Wert keine Veränderungen mehr aufweisen. Diese Schlussfolgerung lässt sich aufgrund der Spannungs-Dehnungs-Kurve ziehen. Damit können die plastischen Dehnungen nicht unendliche Werte annehmen.

Anhang 5.1 LIVE-Projekt

Die für SnPb37 ermittelten Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten bei verschiedenen thermischen Belastungen sind in den Abb. 5.49 bis 5.52 zusammengefasst.

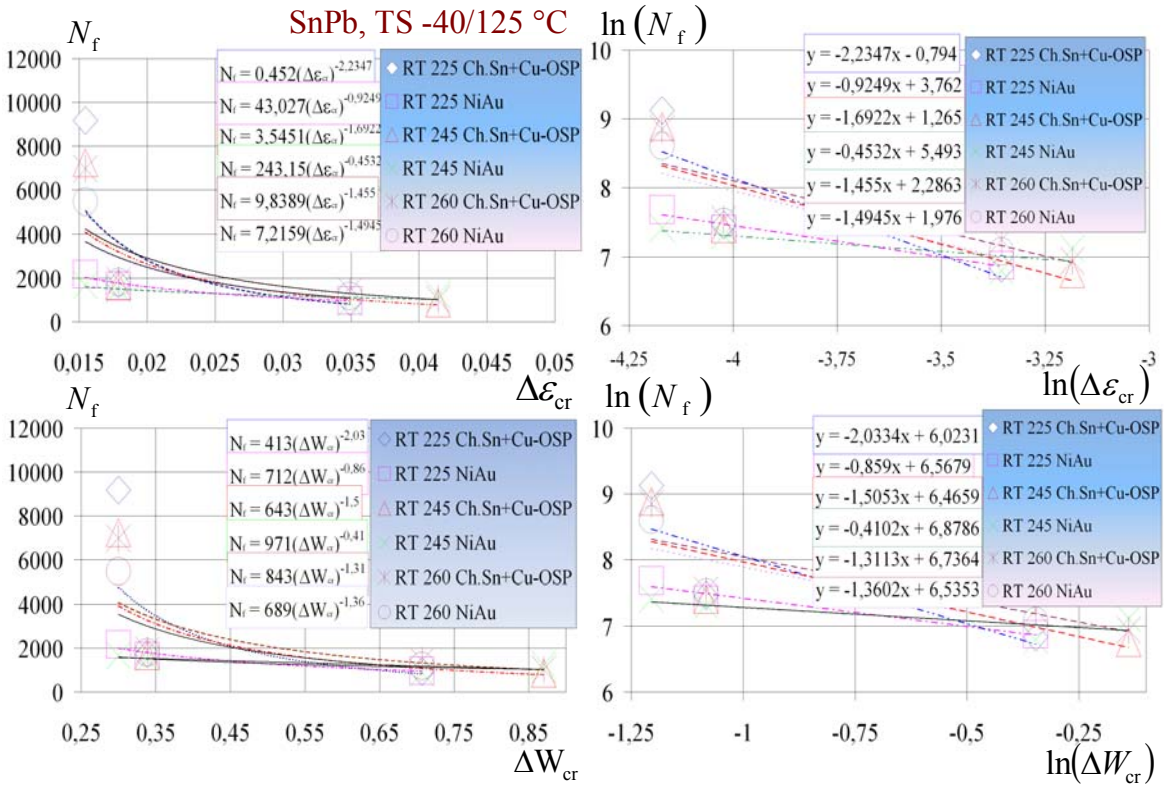


Abb. 5.49: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SnPb bei TS -40/125 °C

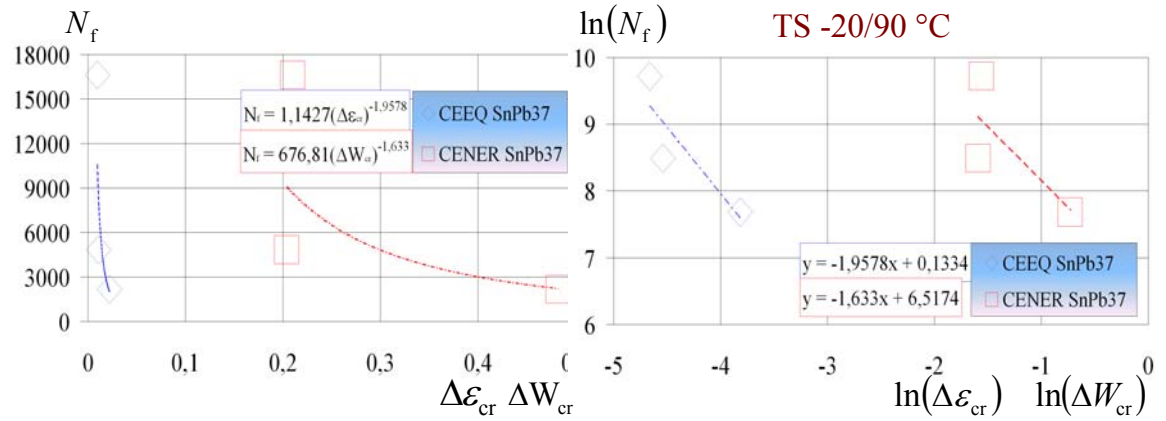


Abb. 5.50: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SnPb bei TS -20/90 °C

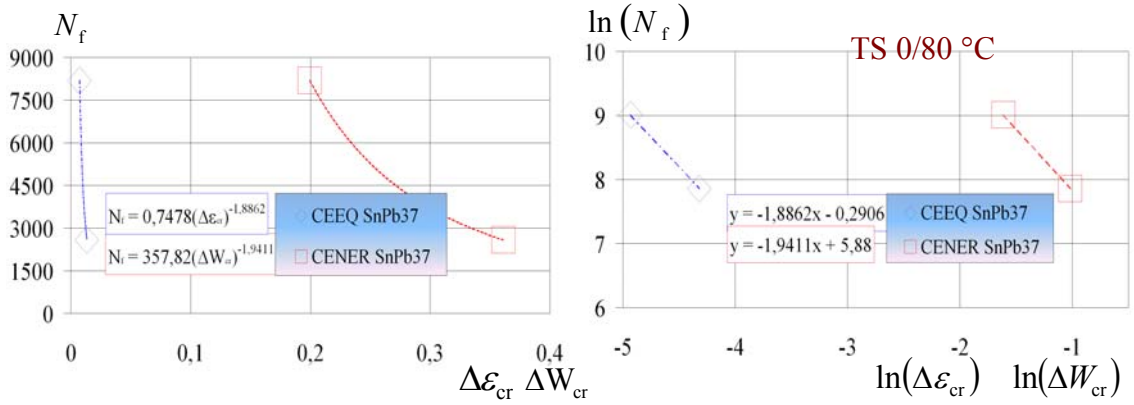


Abb. 5.51: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SnPb bei TS -0/80 °C

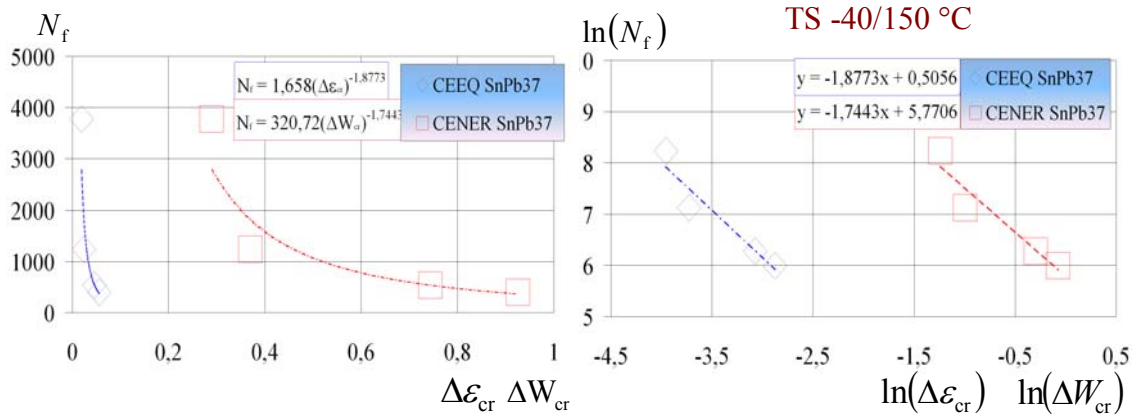


Abb. 5.52: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SnPb bei TS -40/150 °C

Die für InnoLot ermittelten Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und -Koeffizienten bei TW -40/125 °C sind in Abb. 5.53 zusammengefasst.

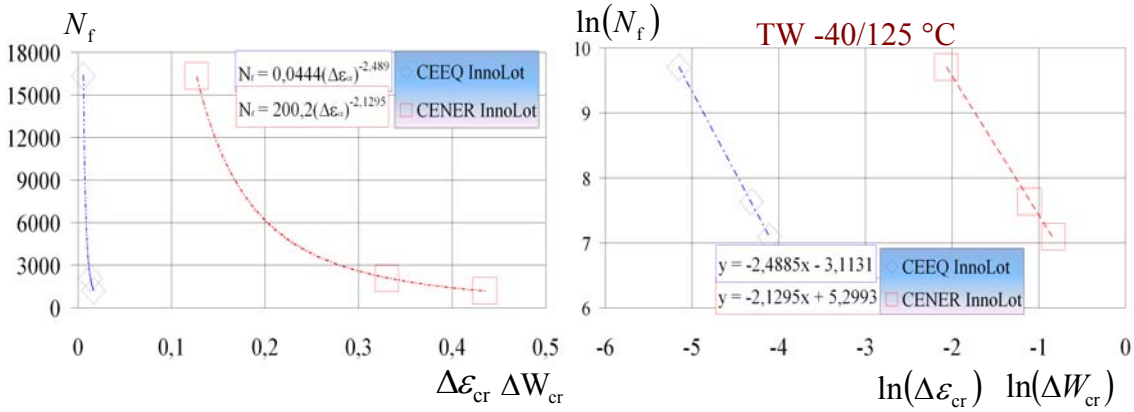


Abb. 5.53: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für InnoLot bei TW -40/125 °C

Die für die SAC-Lote ermittelten Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten bei verschiedenen Temperaturwechseltests sind in den Abb. 5.54 bis 5.56 zusammengefasst.

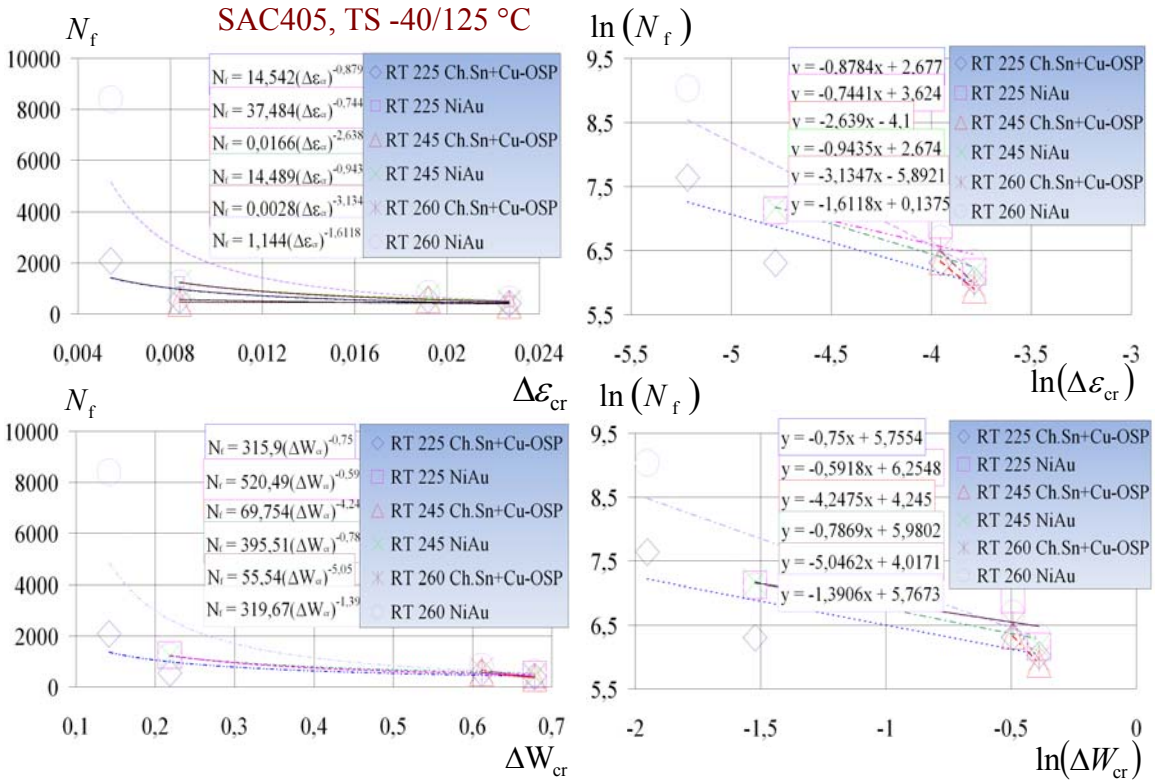


Abb. 5.54: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SAC405 bei TS -40/125 °C

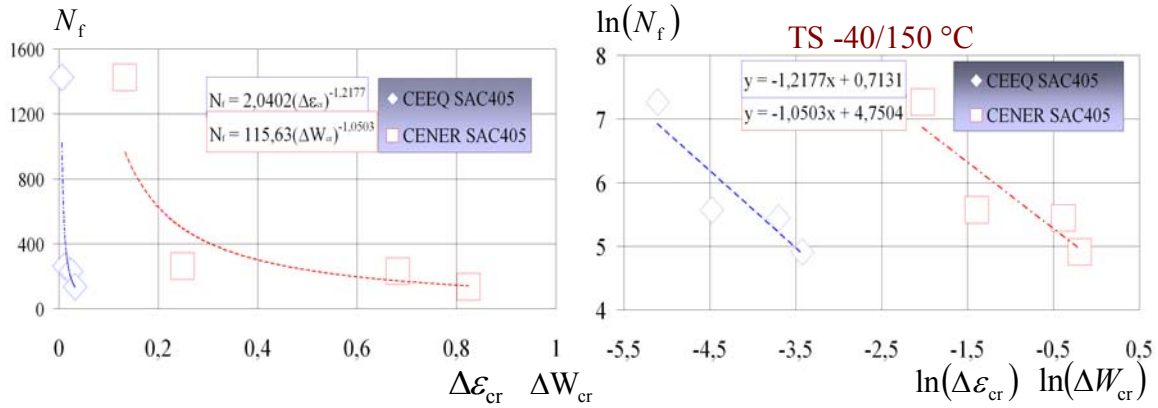


Abb. 5.55: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten für SAC405 bei TS -40/150 °C

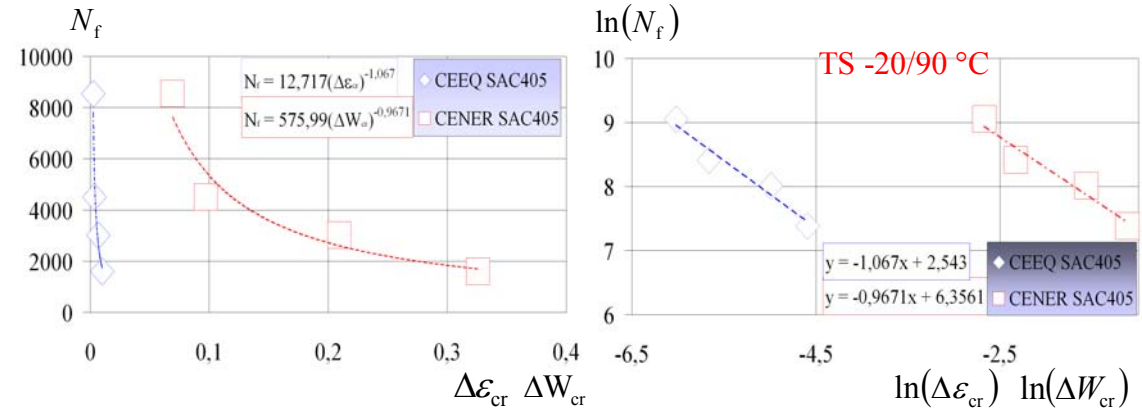


Abb. 5.56: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SAC405 bei TS -20/90 °C

Anhang 5.2

Die für SAC3807 und SnAg35 ermittelten Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten bei verschiedenen Temperaturwechseltests sind in den Abb. (5.57-62) zusammengefasst.

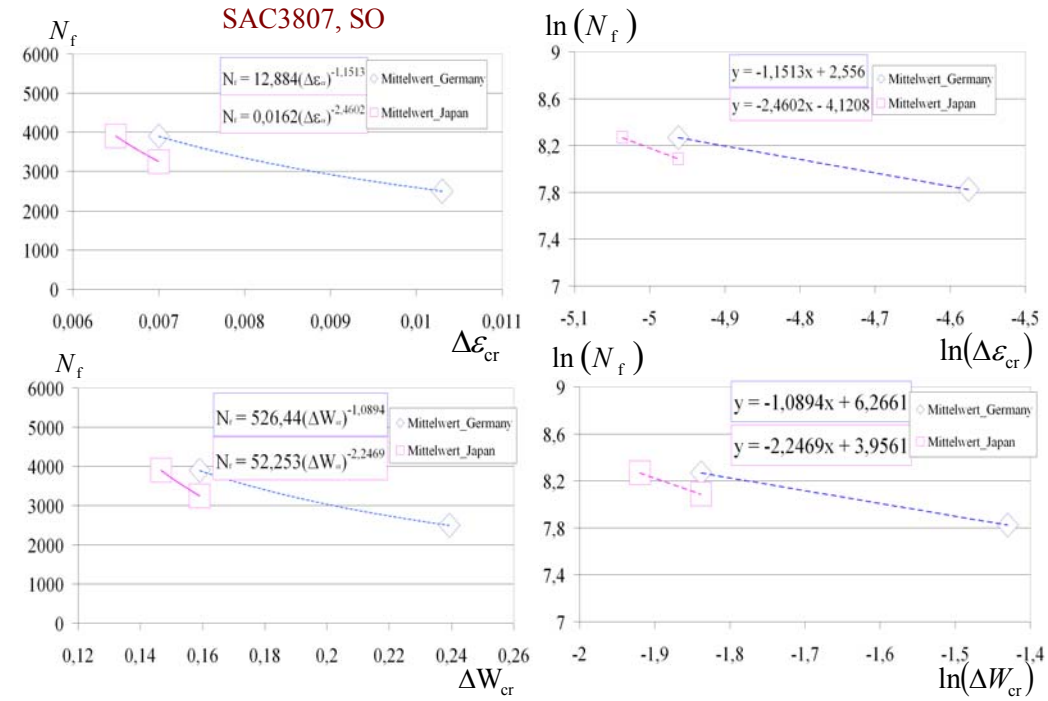


Abb. 5.57: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SAC3807 bei TS -40/125 °C (SO)

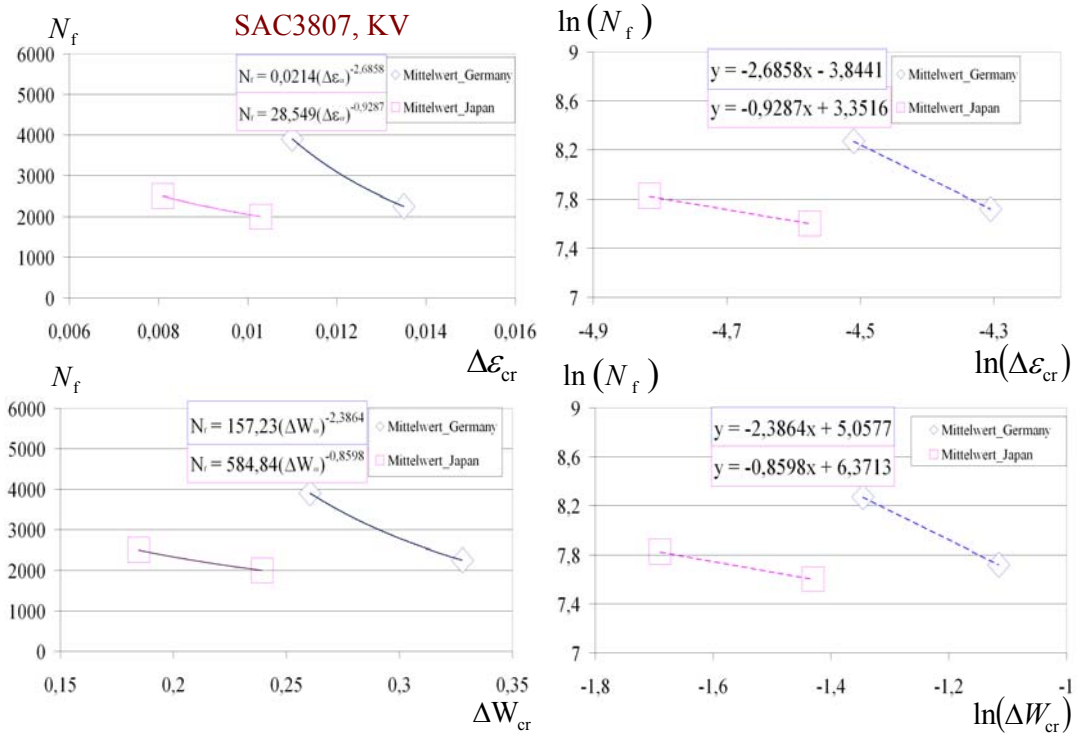


Abb. 5.58: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SAC3807 bei TS -40/125 °C (KV)

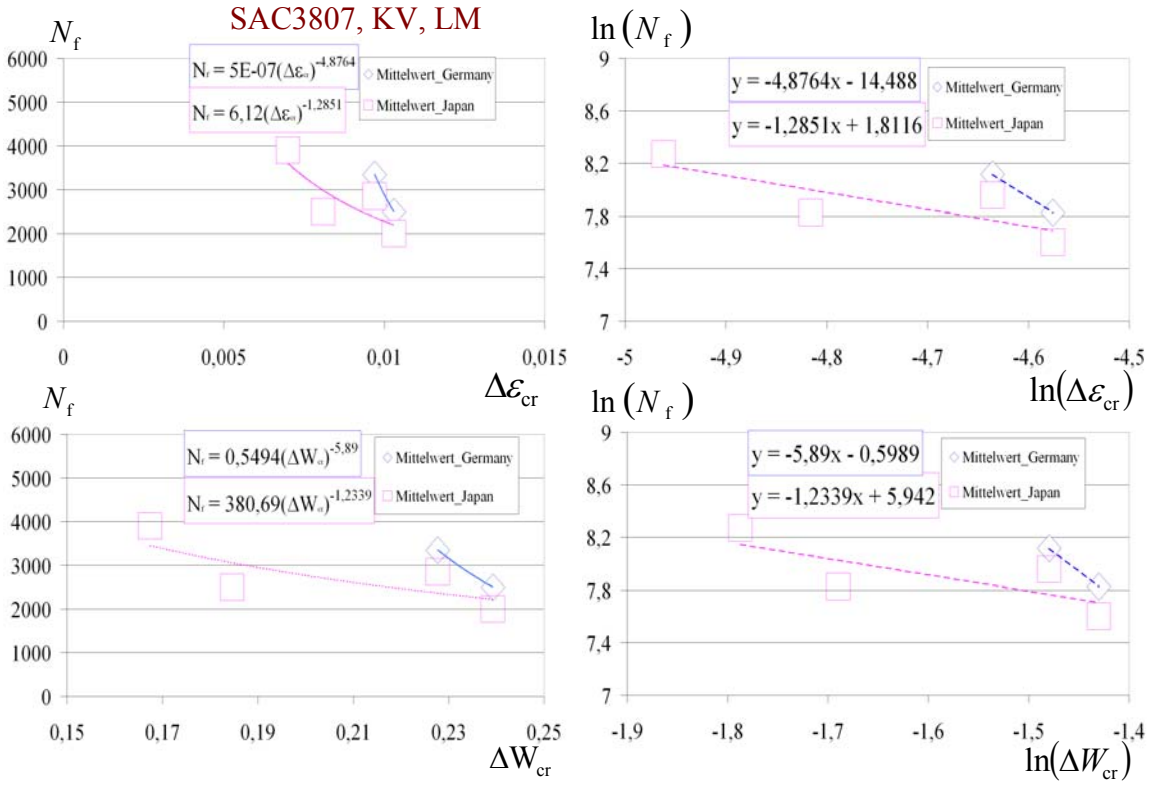


Abb. 5.59: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SAC3807 bei TS -40/125 °C (KV_LM)

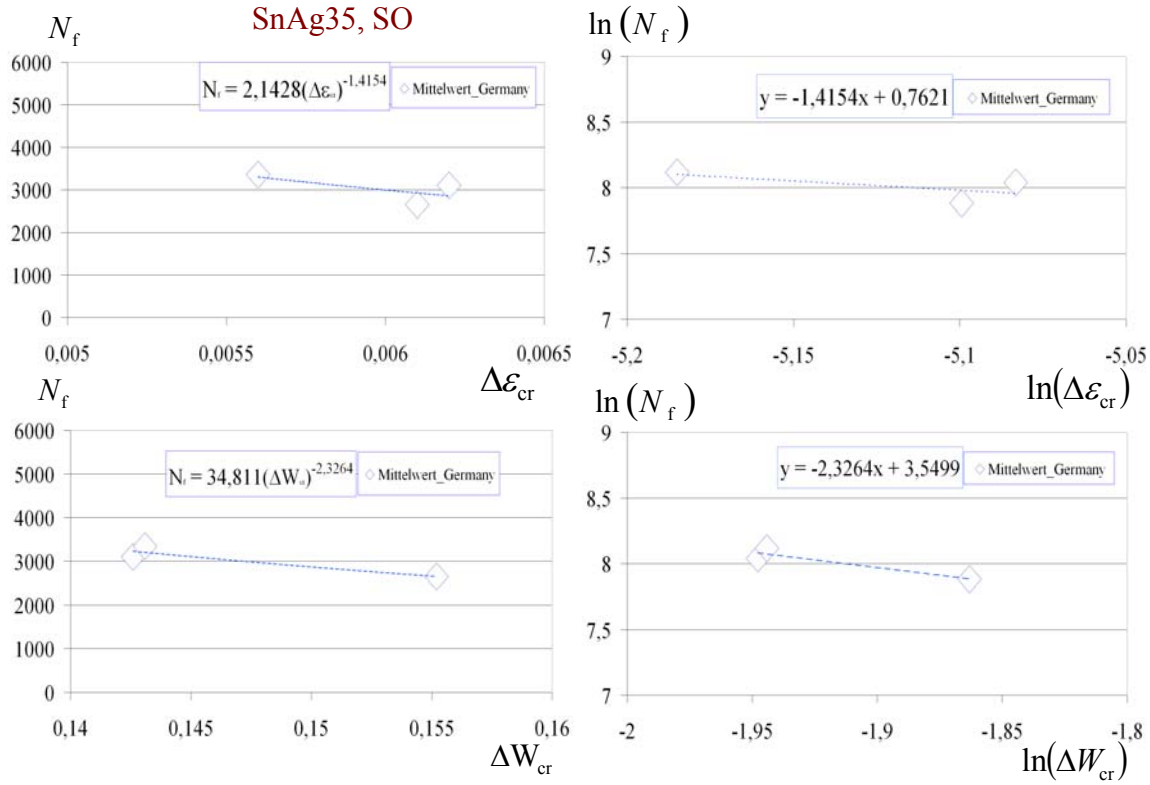


Abb. 5.60: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SnAg35 bei TS -40/125 °C (SO)

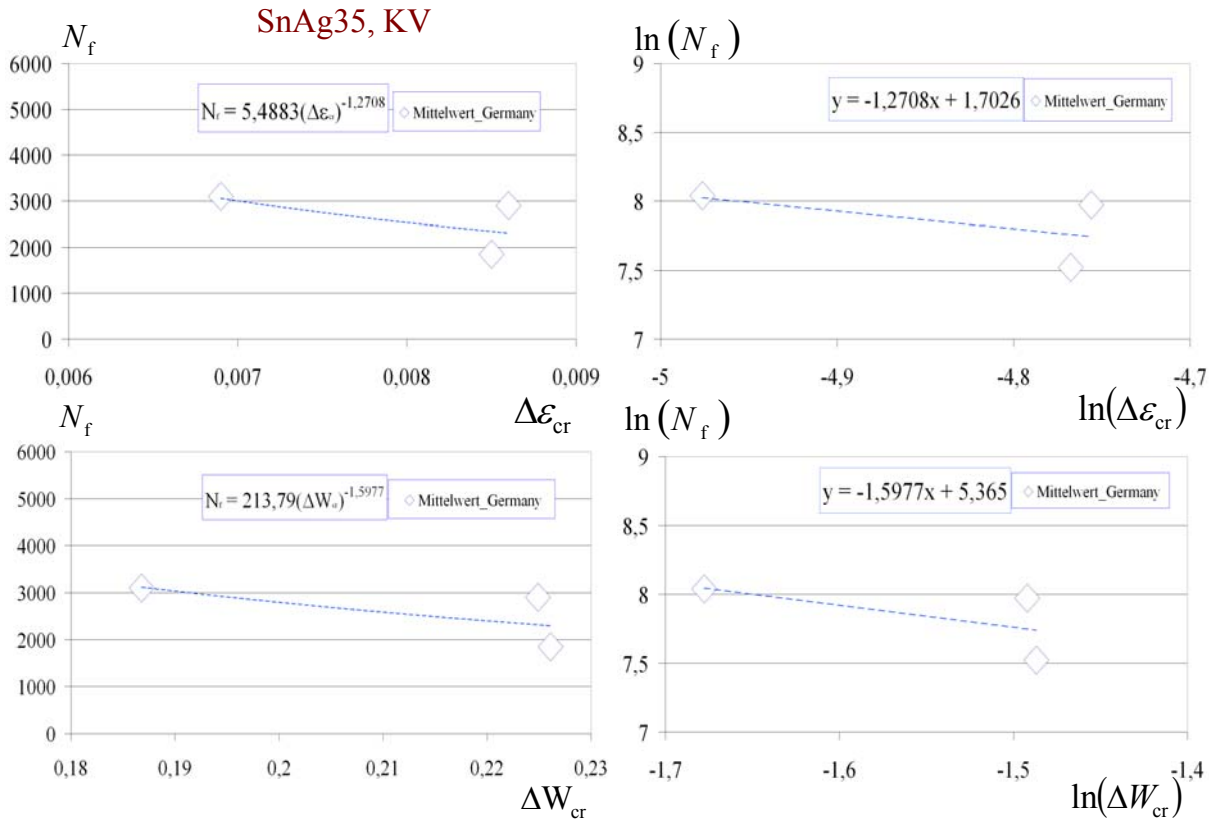


Abb. 5.61: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SnAg35 bei TS -40/125 °C (KV)

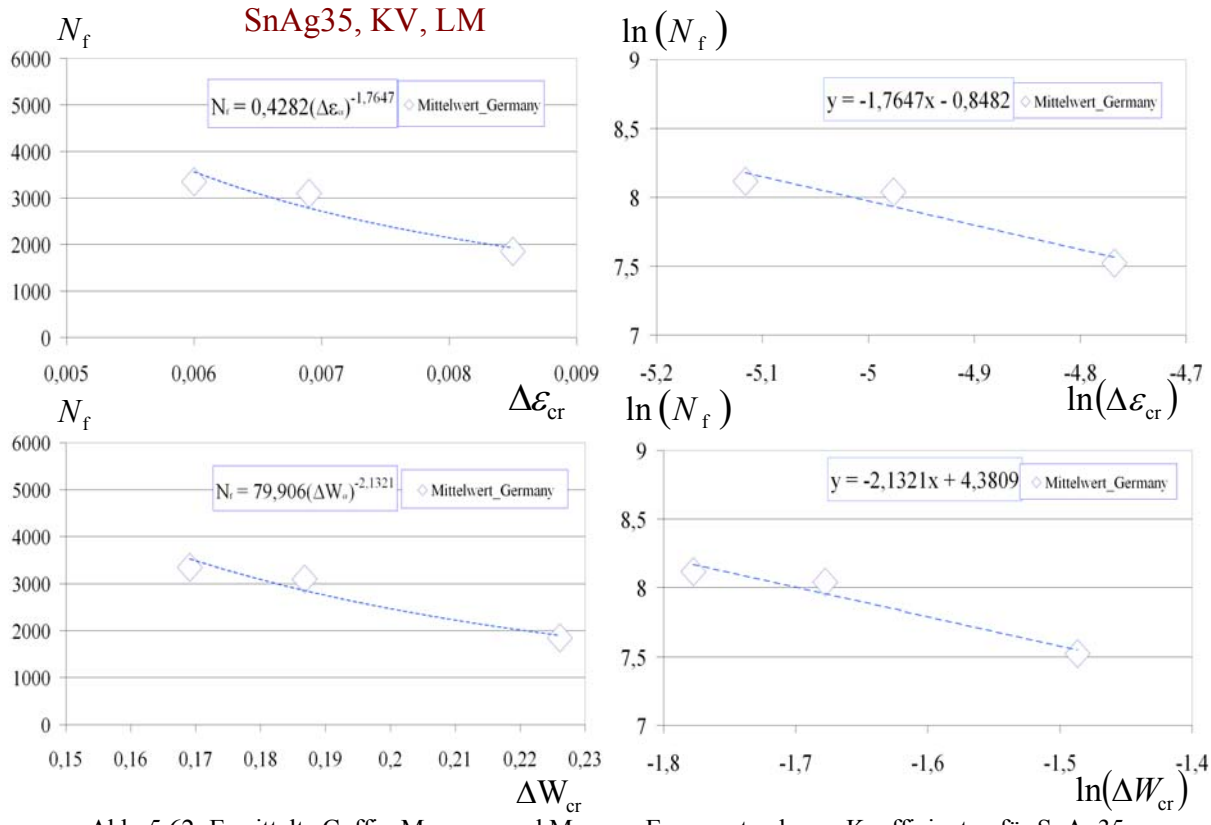


Abb. 5.62: Ermittelte Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten bzw. -Koeffizienten für SnAg35 bei TS -40/125 °C (KV_LM)

Anhang 5.3

Folgende Abbildungen (Abb. 5.63-5.69) sollen zeigen welche Coffin-Manson- und Morrow-Exponenten und Koeffizienten für die Lotlegierungen SnPb37, InnoLot und SAC405 bei Berücksichtigung aller Bausteine und Thermowechseltests im Fall der Leiterplattenoberfläche Chem. Sn resultieren.

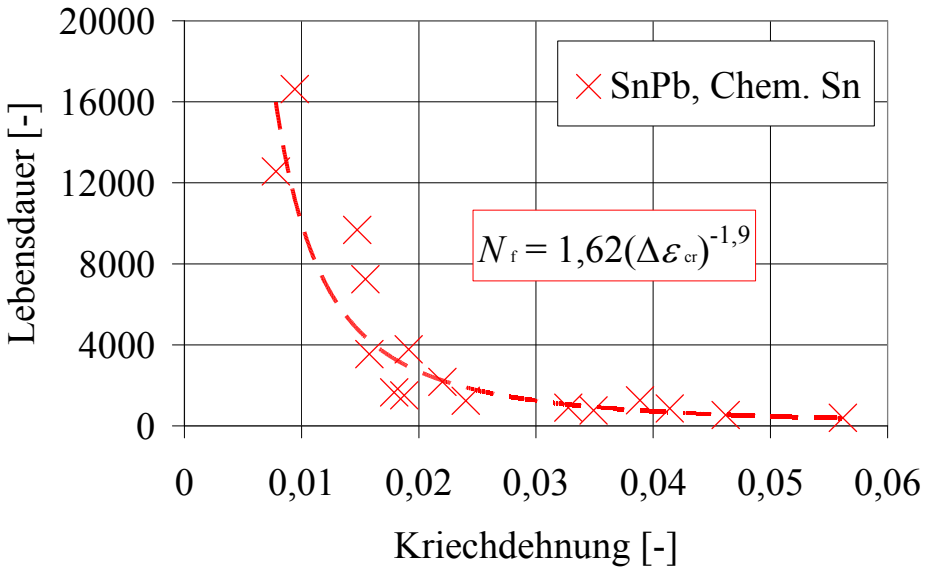


Abb. 5.63: Berechnete Coffin-Manson-Gleichung für das Lot SnPb37

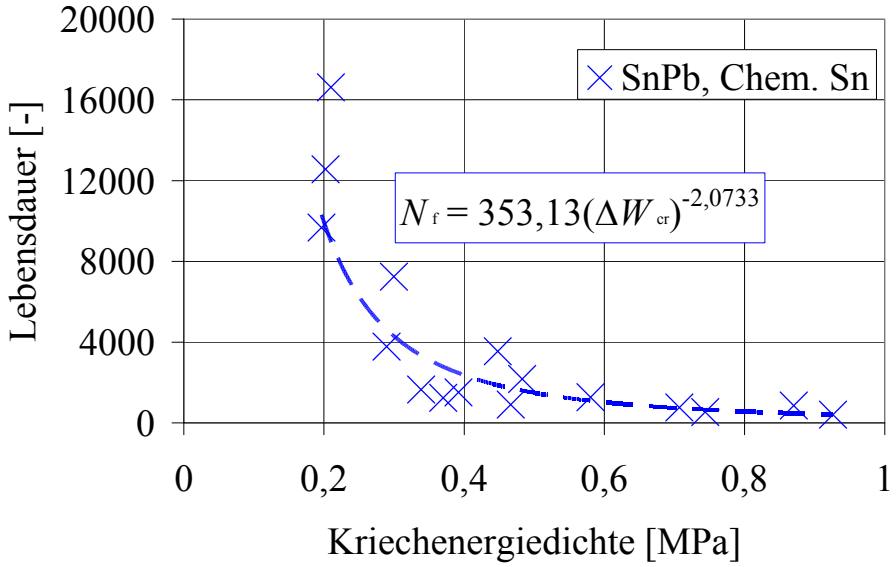


Abb. 5.64: Berechnete Morrow-Gleichung für das Lot SnPb37

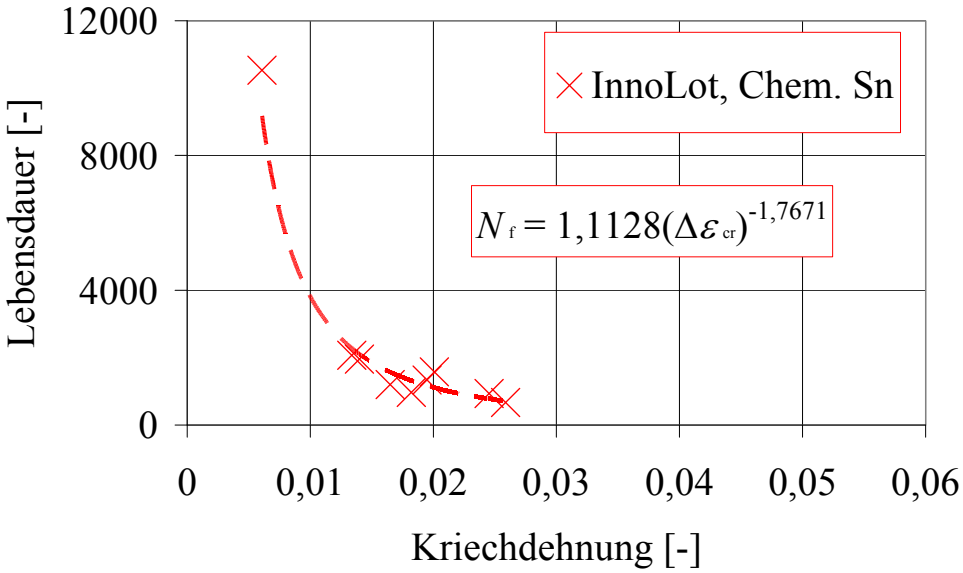


Abb. 5.65: Berechnete Coffin-Manson-Gleichung für das InnoLot

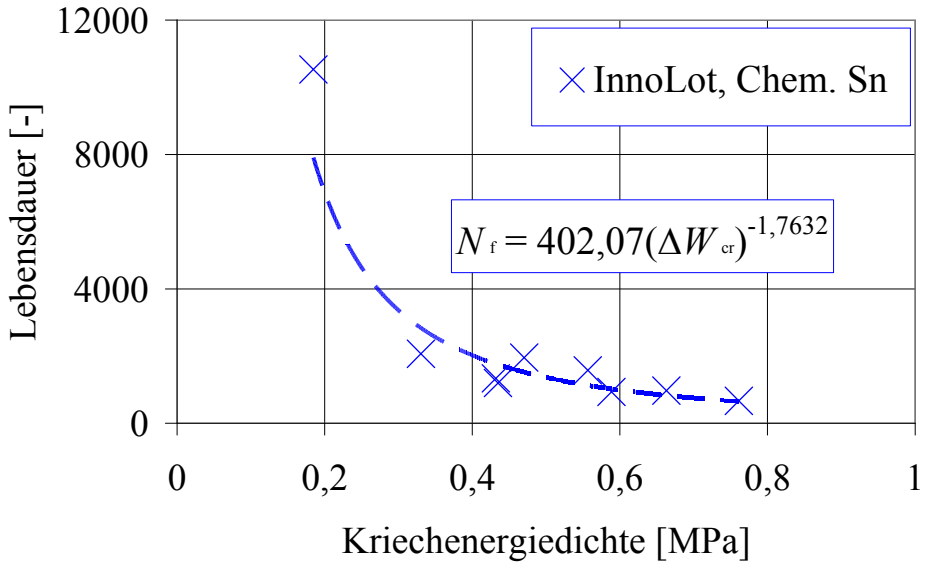


Abb. 5.66: Berechnete Morrow-Gleichung für das InnoLot

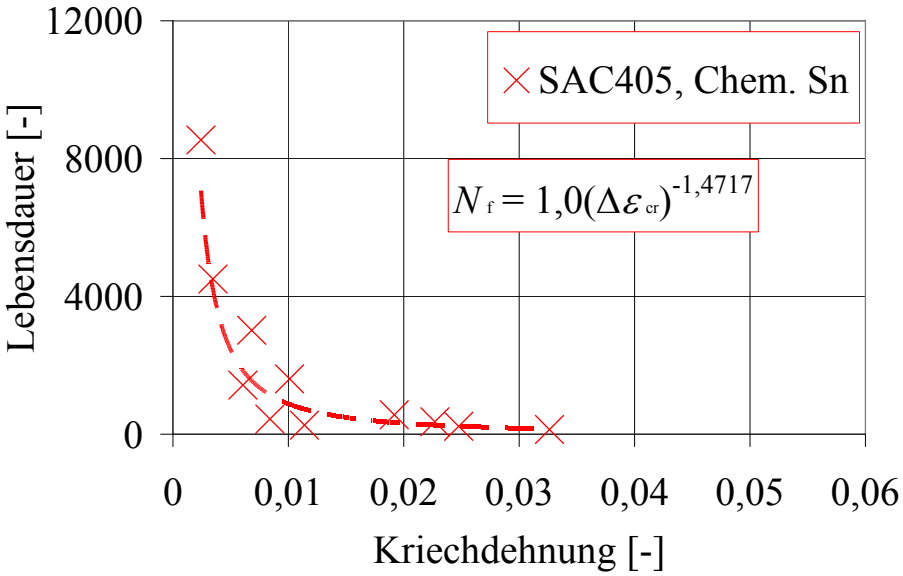


Abb. 5.67: Berechnete Coffin-Manson-Gleichung für das Lot SAC405

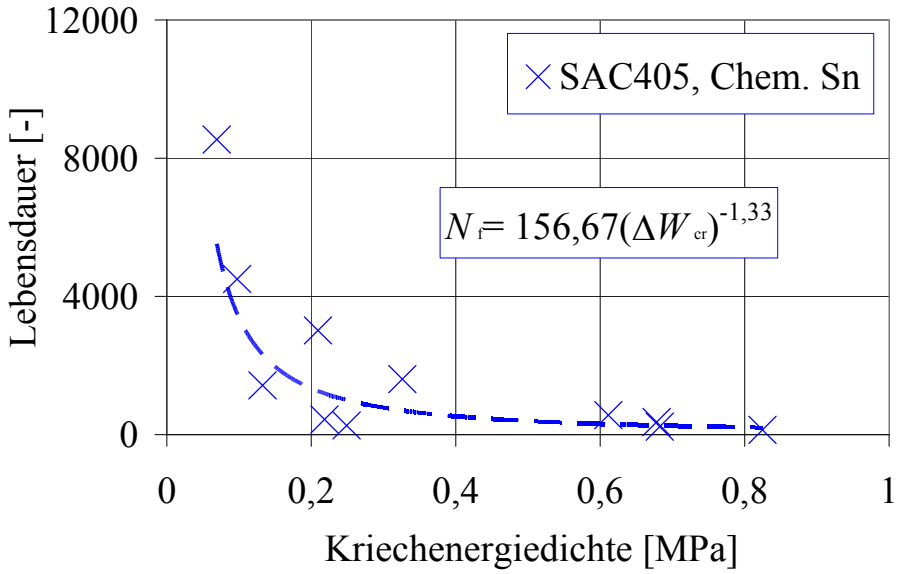


Abb. 5.68: Berechnete Morrow-Gleichung für das Lot SAC405

Literaturverzeichnis

Andersson C., Lai Z., Liu J., Jiang H., Yu Y., *Comparison of isothermal mechanical fatigue properties of lead-free solder joints and bulk solders*, Materials Science and Engineering A 394, pp. 20-27, 2005.

Andersson C., Sun P., Liu J., *Low cycle fatigue of Sn-based lead-free solder joints and the analysis of fatigue life prediction uncertainty proceedings* of IEEE, pp. 19-26, 2006.

Arrhenius-Gleichung, In: Wikipedia, Die freie Enzyklopädie. Bearbeitungsstand: 1. Juni 2009, 05:27 UTC. URL: http://de.wikipedia.org/w/index.php?title=Arrhenius-Gleichung&oldid=60652476 (Abgerufen: 7. Juli 2009, 11:02 UTC).

Ashby M.F., Jones R.H., *Engineering Materials, An introduction to their properties and applications*, Pergamon Press, Oxford, 1980.

Basquin O.H., *The exponential law of endurance test*, Proceedings of ASME, 10, pp. 625-630, 1910.

Bild, http://www.telephonetribute.com/images/teltone/tls-4_view3.jpg (Abgerufen: 25. Juni 2009, 13:55).

Blei, In: Wikipedia, Die freie Enzyklopädie. Bearbeitungsstand: 23. Juni 2009, 07:01 UTC. URL: http://de.wikipedia.org/w/index.php?title=Blei&oldid=61460034 (Abgerufen: 25. Juni 2009, 13:55 UTC).

Che F.X., Pang J.H.L., *Harsh solder joint reliability tests by impact drop and highly accelerated life test (halt)*, Electronics Packaging Technology Conference, pp. 205-209, 2004.

Chen L., Zhang Q., Wang G., Xie X., Cheng Z., *The effects of underfill and its material models on thermomechanical behaviors of a flip chip package*, IEEE Transactions on Advanced Packaging, 24(1), pp. 17-24, 2001.

Chiang K.-N., Chen W.L., *Electronic packaging reflow shape prediction for the solder mask defined ball grid array*, ASME Trans. J. Electron. Packag., 120, pp. 175-178, 1998.

Chiang K.-N., Lin Y.-T., Cheng H.-C., *On enhancing eutectic solder joint reliability using a second-reflow-process approach*, IEEE Transactions on Advanced Packaging, 23(1), pp. 9-14, 2000.

Clech J.-P., *Acceleration factors and thermal cycling test efficiency for lead-free Sn-Ag-Cu assemblies*, SMTA International, pp. 1-17, 2005.

Coffin L.F., *A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal,* Trans. ASME, 76(6), pp. 931-950, 1954.

Cortez R., Cutiongco E.C., M.E. Fine, *Correlation of uniaxial tension-tension, torsion, and multiaxial tension-torsion fatigue failure in a 63Sn-37Pb solder alloy*, IEEE, pp. 354-359, 1992.

Darveaux R., Baneji K., *Fatigue analysis of flip chip assemblies using thermal stress simulations and a coffin-manson relation*, IEEE, pp. 797-805, 1991.

Darveaux R., Banerji K., *Constitutive relations for tin-based solder joints*, IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology, Vol. 15(6), pp. 1013-1024, 1992.

Darveaux R., Banerji K., Mawer A., Dody G., *Reliability of Plastic Ball Grid Array Assembly*, in Ball Grid Array Technology, pp. 379-442, 1995.

Darveaux, R., *Effect of simulation methodology on solder joint crack growth correlations*, Proceedings of 50th Electronic Components & Technology Conference, pp. 1048-1058, 2000.

Dieter, G.E., *Mechanical Metallurgy*, McGraw-Hill Book Company, London, 1988.

Dudek R., Walter H., Doering R., Michel B., *Thermal fatigue modelling for SnAgCu and SnPb solder joints*, 5th. Int. Conf. on Thermal and Mechanical Simulation and Experiments in Micro-electronics and Micro-Systems, pp. 557-564, 2004.

Dudek R., Faust W., Vogel J., Michel B., *A Comparative Study of Solder Fatigue Evaluated by Microscopic In-situ Analysis, On-line Resistance Measurement and FE Calculations*, EumSimE, pp. 610-617, 2005.

Dudek, R. *Private Mitteilung der Materialdaten von Widerstandaufbauten während der Zusammenarbeit im Projekt LIVE, welches von der BMBF finanziert wurde*. 2007.

Dudek R., Kaulfersch E., Rzepka S., Röllig M., Michel B., *FEA based reliability prediction for different Sn-based solders subjected to fast shear and fatigue loadings*, International conference on electronic packaging technology & high density packaging, pp. 1-7, 2008.

Enke N.F., Kilinski T.J., Schroeder S.A. Lesniak J.R., *Mechanical behaviors of 60/40 tin-lead solder lap joints*, IEEE, pp. 264-272, 1989.

Engelmaier W., *Fatigue life of leadless chip carrier solder joints during power cycling*, IEEE Trans. Comp., Hybrids, Manufact. Technol, 6(3), pp. 232-237, 1983.

Engelmaier W., *Functional cycles and surface mounting attachment reliability,* Silver Spring, MD, pp. 87-114, 1984.

Engelmaier, W., *BGA and CGA Solder Attachments: Result of Low-Acceleration Reliability Tests and Analysis*, journal soldering & surface mount technology , 8(3), pp. 25-31, 1997.

Engelmaier W., *Achieving solder joint reliability lead-free world, Part 1, global SMT & Packaging*, Vol 7(6), pp. 40-42, 2007.

Fader F., http://en.wikipedia.org/wiki/File:Smt_closeup.jpg (Abgerufen: 25. Juni 2009, 13:55 UTC), 2004.

Fan X., Pei M., Bhatti P.K., *Effect of finite element modeling techniques on solder joint fatigue life prediction of flip-chip BGA packages*, IEEE Electronic Components and Technology Conference, pp. 972-980, 2006.

Ghorbani H.R., Spelt J.K., *An analytical elasto-creep model of solder joints in leadless chip resistors: part 2-applications in fatigue reliability predictions for SnPb and lead-free solders*, IEEE Transactions on Advanced Packaging, 30(4), pp. 695-704, 2007.

Griffith A.A., *The phenomena of rupture and flow in solids*, A221, pp. 163-198, 1920.

Grivas D., Murty K.L., Morris J.W.Jr., *Deformation of Pb-Sn alloys at relatively high strain rates*, Acta Metallurgica, 27, pp. 731-737, 1979.

Guo Q., Cutiongco E.C., Keer L.M., Fine M.E., *Thermomechanical fatigue life prediction of 63Sn/37Pb solder*, Journal of Electronic Packaging, 114, pp. 145-151, 1992.

Ha K.F., *Microscopic theory about mechanical properties of metals*, Science Press, Beijing, 1983.

Harders H *Ermüdung von Aluminiumschaum*, Dissertation, pp. 1-230, 2005. http://deposit.ddb.de/cgi-bin/dokserv?idn=977730387&dok_var=d1&dok_ext=pdf&filename= 977730387.pdf

Häse, A., Miniaturmessverfahren zur Bestimmung mechanischer Kennwerte von Lotwerkstoffen aus der Mikroelektronik, Dissertation, pp. 27-44, Berlin, 2006.

Heuberger, A., Wolter, K.-J., Reichl, H., *Volumeneffekte und technische Zuverlässigkeit von bleifreien Lötstellen*, Abschlussbericht für den Zeitraum, pp. 1-169, 2006

Hirth J.P., Lothe J., *Theory of dislocations*, 2nd Ausgabe, Wiley, New York, 1982.

Hong B.Z., Yuan T.-D., *Integrated flow-thermomechanical and reliability analysis of a densely packed C4/CBGA assembly*, InterSociety Conference on Thermal Phenomena, pp. 220-228, 1998.

Huang, J.H., Si, Y., Zheng, L.G., Dong, S.H., *A dislocation model of low-cycle fatigue damage and derivation of the Coffin-Manson equation*, Materials Letters, 15, pp. 212-216, 1992.

Instron, http://www.instron.de/wa/products/spec_equip/microtester.aspx?ref=http://www.google.de/search (abgerufen, am 03.07.09)

Itoh M., Sakai Y., Miwa M., Taketomi K., *Direct mounting of chip carriers on printed wiring board*, NEC Research and Development, pp. 33-38, 1982.

JMP. SAS Institute Inc.: Cary, NC; 1989-2005.

Kanchanomai C., Miyashita Y., Mutoh Y., *Strain-rate effects on low cycle fatigue mechanism of eutectic Sn-Pb solder, International Journal of Fatigue*, 24(9), pp. 987-993, 2002.

Kariya Y., Otsuka M., *Mechanical fatigue characteristics of Sn-3.5Ag-X (X = Bi, Cu, Zn and In) solder alloys*, Journal Electronic Material, 27(11), pp. 1229-1235, 1998.

Lai Y.-S., Wang T.H., Tsai H.-H., Wu J.-D., *A study of cyclic bending reliability of bare-die-type chip-scale packages*, EuroSimE, pp. 313-316, 2004.

Lai, Y.-S., Wang T.H., Wang C.-C., *Optimization of thermomechanical reliability of board-level package-on-package stacking assembly*, IEEE transactions on components and packaging technologies, Vol. 29(4), pp. 864-868, 2006.

Lall, P., Islam, M.N., Singh, N., Suhling J.C., Darveaux R., *Model for BGA and CSP reliability in automotive underhood applications*, IEEE transactions on components and packaging technologies, 27(3), pp. 585-593,2004.

Landgraf R.W., Francis R.C., *Material and Processing Effects on Fatigue Performance of Leaf Springs*, Congress and Exposition Cobo Hall, pp. 1-12, 1979.

Laserjob, http://www.laser-job.de/cmsportal/cms/front_content.php?idart=94 (Abgerufen: 25. Juni 2009, 13:56).Ekra, http://www.kitmondo.com/images/listing/9316986-1.jpg (Abgerufen: 25. Juni 2009, 13:58).

Lau J.H., Pao Y.-H., *Solder joint reliability of BGA, flip Chip and fine Pitch SMT assemblies*, pp. 1-408, 1996.

Lau J.H., Pao Y.-H., *Solder joint reliability of BGA, CSP, flip chip and fine pitch SMT assemblies*, New York: McGraw-Hill, pp. 297-328, 1997.

Lee K.O., YU J., Park T.S., Lee S.B., *low-cycle fatigue characteristics of Sn-based solder joints*, Journal of Electronic Materials, 33(4), pp. 249-257, 2004.

Lee W.W., Nguyen L.T., Selvaduray G.S., *Solder joint fatigue models: review and applicability to chip scale packages*, Microelectronics Reliability, 40(2), pp. 231-244, 2000.

Limaye P., Labie R., Vandevelde B., Vandepitte D., *Verlinden B., Creep behavior of mixed SAC 405/ SnPb soldered assemblies in shear loading*, IEEE, 9th Electronics Packaging Technology Conference, pp. 703-712, 2007.

Manson S.S., *Behaviour of materials under conditions of thermal stress*, NACA Report No. 1170, 1954.

Masazumi A., *Chip scale package (CSP) solder joint reliability and modeling*, IEEE, 36th Annual lnternational Reliability Physics Symposium, pp. 260-268, 1998.

Mauk P.J., Fischer A., Hoppe, R., Klein, U., *Schwingfestigkeit im Wöhlerversuch*, Übung im Rahmen der Vorlesung Bauteil und Betriebsfestigkeit, pp. 3-9, 2008.

Miyashita Y., Kanchanomai C., Mutoh Y., *Low-cycle fatigue behavior of Sn-Ag, Sn-Ag-Cu, and Sn-Ag-Cu-Bi lead-free solders*, Journal of Electronic Materials, 31(5), pp. 456-465, 2002.

Morrow J.D., *Cyclic plastic strain energy and fatigue of metals*, ASTM STP 378, pp. 45-87, 1964.

Mukai M., Kawakami T., *Thermal fatigue life prediction of solder joints using stress analysis,* IEMT/IMC Proceedings, pp. 204-208, 1997.

Müller H.W., Ferber F., *Übungsaufgaben zur technischen Mechanik*, Fachbuchverlag Leipzig 2004.

Mutoh Y., Kanchanomai C., Miyashita Y., *Low cycle fatigue behavior and mechanisms of a eutectic Sn-Pb solder 63Sn/37Pb*. International Journal of Fatigue, 24, pp. 671-683, 2002.

Norris K.C., Landzberg A.H., *Reliability of controlled collapse interconnections*, IBM J. Res. Dev., 13(3), pp. 266-271, 1969.

Nowottnick M., Pape U., Witt R., *Zuverlässigkeit bleifreier Weichlötverbindungen*, Fraunhofer Institut Zuverlässigkeit und Mikrointegration (IZM), pp. 1-53, 30 November 2004.

Pan N., Henshall G., Billaut F., Dai S., Strum M., Lewis R., Benedetto E., Rayner J., *An acceleration model for Sn-Ag-Cu solder joint reliability under various thermal cycle conditions*, Proc. SMTAI, pp. 876-883, 2006.

Pang J.H.L., Xiong B.S., Low T.H., *Low cycle models for lead-free solders*, Elsevier B.V., pp. 408-412, 2004.

Perkins A., Sitaraman S.K., *Universal fatigue life prediction equation for ceramic ball grid array (CBGA) packages,* Microelectronics Reliability, 47, pp. 2260-2274, 2007.

Ramberg W., Osgood W.R., *Description of stress-strain curves by three parameters*, National advisory committee for aeronautics, pp. 1-32, 1943.

Ratchev R., *Private Mitteilung der experimentellen Ergebnisse an Widerständen während der Zusammenarbeit im Projekt LIVE, welches von der BMBF finanziert wurde*. 2007.

Reichelt G. *Private Mitteilung über die experimentellen Lebensdauerergebnisse an Kondensatoren des Projektes Blei-Freie-ElektronikW5*, 2007.

Rehm, http://www.kitmondo.com/ViewListing.aspx?lid=72803&prodName=Rehm_SMS-N2-V6 (Abgerufen: 25. Juni 2009, 16:12), 2001.

Richard Trevithick, In: Wikipedia, Die freie Enzyklopädie. Bearbeitungsstand: 9. Juni 2009, 12:46 UTC. URL: http://de.wikipedia.org/w/index.php?title=Richard_Trevithick&oldid=60949771 (Abgerufen: 25. Juni 2009, 13:51 UTC).

Richtlinie, European Parliament. Richtlinie 2002/96/EG des Europäischen Parlaments und des Rates vom 27. Januar 2003 über Elektro- und Elektronik-Altgeräte. Amtsblatt der Europäischen Union, L 37:24–38, 2003.

Röllig M.; Wiese S.; Meier K.; Wolter, K.-J., *Creep measurements of 200 µm – 400 µm solder joints*, Proceedings of EuroSimE, pp. 255-264, 2007.

Wiese S., Röllig M., Meier K., *Materialgesetze für FEM-Simulation*, Fakultät Eletrotechnik und Informationstechnik, Institut für Aufbau- und Verbindungstechnik der Elektronik, TU-Dresden, Live Treffen Hanau, 2007.

Röllig M., Wiese S., Mitteilung der Bilder von einer Scherprobe während der Zusammenarbeit im Projekt LIVE, welches von der BMBF finanziert wurde, IZM, Dresden, 2006.

Salmela O., *Acceleration factors for lead-free solder materials*, IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies, 30(4), pp. 700-707, 2007.

Shah H.J., Kelly J.H., *Effect of dwell time on thermal cycling of the flip-chip joint*, Proceedings Intemational Microelectronics Symposium, pp. 3.4.1-3.4.6, 1970.

Scheel W., Wittke, K., Nowottnick, M., Materialmodifikation fr geometrisch und stofflich limitierte Verbindungsstrukturen hochintegrierter Elektronikbaugruppen - LIVE, Verlag Dr. Markus A. Detert, Templin, pp. 26-47, Germany, www.verlag-detert.de, 2008.

Shi X.Q., Pang H.L.J., Zhou W., Wang Z.P., *Low cycle fatigue analysis of temperature and frequency effects in eutectic solder alloy*, International Journal of Fatigue, 22(3), pp. 217-228, 2000.

Shim D.-J., Spearing S.M., Yang Q., *Crack initiation and growth in solder joints under cyclic shear deformation using piezomechanical actuation*, Journal of Engineering Materials and Technology, 129, pp. 19-28, 2007.

Shine, M.C., Fox, L.R., *Fatigue of solder joints in surface mount devices*, American Society for Testing and Materials, pp. 588-610, 1988.

Shockley W.B., Seite „William B. Shockley“. In: Wikipedia, Die freie Enzyklopädie. Bearbeitungsstand: 13. Mai 2009, 18:08 UTC. URL: http://de.wikipedia.org/w/index.php?title=William_B._Shockley&oldid=60021685 (Abgerufen: 25. Juni 2009, 13:53 UTC).

Schubert A., Dudek, R., Auerswald, E., Gollhardt, A., Michel, B., Reichl, B., Fatigue life models for SnAgCu and SnPb solder joints evaluated by experiments and simulation, Proceedings, Electronic Components & Technology Conference, pp. 603-610, 2003.

Solomon H.D., *Fatigue of 60/40 solder*, IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology, 9(4), pp. 423-432, 1986.

Solomon H.D., *Low cycle fatigue of 60/40 solder - plastic strain limited vs. displacement limited testing*, Electronic Packaging-Materials and Processes, ASM, pp. 29-47, 1985.

Spraul M., Nüchter W., Möller A., Wunderle B., Michel B., *Reliability of SnPb and Pb-free flip-chips under different test conditions*, Microelectronics Reliability 47, pp. 252-258, 2007.

Syed A., *Accumulated creep strain and energy density based thermal fatigue life prediction models for SnAgCu solder joints*, Electronic Components and Technology Conference, pp. 737-746, 2004.

Syed A., *Predicting Solder Joint Reliability for Thermal, Power, & Bend Cycle within 25% Accuracy*, EGTC, pp. 255-263, 2001.

Syed A.R., *Aces of finite element and life prediction models for solder joint reliability*, Design and Reliability of Solders and Solder Interconnections, Proceedings of Symposium, TMS Conference, pp. 347-355, 1997.

Vandevelde B., Beyne E., Zhang K., Caers J., Vandepitte D., Baelmans M., *Parametrized modeling of thermomechanical reliability for CSP assemblies*, ASME Transactions, Journal of Electronic Packaging, 125(4), pp. 498-505, 2003.

Vaynman S., *Effect of strain rate on fatigue of low- Tin lead-base solder, IEEE Transactions on Components*, Hybrids and Manufacturing Technology, 12(4), pp. 469-472, 1989.

Villain, J., U. Corradi, Weippert, U., Svetly, A., Mitteilung der Schliffbilder von Widerstand-aufbauten während der Zusammenarbeit im Projekt LIVE, welches von der BMBF finanziert wurde, HS Augsburg, 2006.

Viscom, http://www.viscom.de/de/documents/s3054qs_de.pdf, (Abgerufen: 25. Juni 2009, 16:14).Epp, http://www.epp-online.de/epp/live/de/fachartikelarchiv/ha_news/detail/1908572.html, (Abgerufen: 25. Juni 2009, 16:16), 2001.

Vogel D., Kuhnert R., Dost M., Michel B., *Determination of packaging material properties utilizing image correlation techniques*, Journal of Electronic Packaging, 124, pp. 345-351, 2002.

Watt J., Seite „James Watt“. In: Wikipedia, Die freie Enzyklopädie. Bearbeitungsstand: 23. Juni 2009, 15:34 UTC. URL: http://de.wikipedia.org/w/index.php?title=James_Watt&oldid=61479849 (Abgerufen: 25. Juni 2009, 13:48 UTC).

Welwyn, http://www.welwyn-tt.co.uk/pdf/datasheet/PCF.PDF, (Abgerufen: 28. Juni 2009, 16:24).

Wellenlöten, 2009, http://www.xpertgate.de/produkte/Wellenloeten-Miniwelle.html (Abgerufen: 25. Juni 2009, 16:13).

Wiese S., Meusel E., Wolter K.-J., *Microstructural dependendence of constitutive properties of eutectic SnAg and SnAgCu solders*, ECTC, pp. 197-206, 2003.

Wiesner U., http://www.ee-kolleg.com/Archiv/2008/VT/V4_2008_04_17_Wiesner_Fertigung.pdf, (Abgerufen: 25. Juni 2009, 13:58).

Wild R.N., *Some fatigue properties of solders and solder joints*, IBM Tech. Rep. 73Z000421, 1973.

Winter P.R., Wallach E.R., *Microstructural modelling and electronic interconnect reliability*, Journal Soldering and Surface Mount Technology, 9(2), pp. 61-64, 1997.

Wöhlerversuch, In: Wikipedia, Die freie Enzyklopädie. Bearbeitungsstand: 5. Juni 2009, 09:19 UTC. URL: http://de.wikipedia.org/w/index.php?title=W%C3%B6hlerversuch&oldid=60797748 (Abgerufen: 7. Juli 2009, 07:28 UTC).

Wong B., Helling D.E., Clark R.W., *A creep-rupture model for two-phase eutectic solders*, IEEE, 11(3), pp. 284-290, 1988.

Xiong B.S., Pang J.H.L., Low T.H., *Creep and fatigue characterization of lead free 95.5Sn-3.8Ag-0.7Cu solder*, Electronic Components and Technology Conference, pp. 1333-1337, 2004.

Yang H., Elenius P., Barrett S., Schneider C., Leal J., Moraca R., Moody R., Kweon Y.-D., Patterson D., Goodman T., *Reliability characterization in ultra CSP™ package development*, Proceedings, Electronic Components and Technology Conference, pp. 1376-1383, 2000.

Ying M., Chow S. G., Emigh R., Punzalan J. D, Ramakrishna K., *Design considerations on solder joint reliability of dual row quad flat no-lead packages*, Proc. Electronics Packaging Technology Conference, pp. 308-312, 2004.

Ying M., Chow S.G., Emigh R., Mitchell D., Yang S.U., *Fatigue life model of SnPb & SnAgCu solder joints with experimental correlation*, Proceedings of International Conference on Electronics Materials and Packaging (EMAP), pp. 338-343, 2004.

Zeng Q., Wang Z.G., Xian A.P., Shang J.K., *Low cycle fatigue behavior of Sn-3.8Ag-0.7Cu lead-free solder*, Journal of Materials Research. 18(1), pp. 11-17, 2004.

Zeng O.L., Wang Z.G., Xian A.P., Shang J.K., *Cyclic softening of the Sn-3.8Ag-0.7Cu lead-free solder alloy with equiaxed grain structure*, Journal Electronic Material, 34, pp. 62-67, 2005.

Zhang X., Lee S.W.R, Choi K.S., Kim Y.G., *Computational parametric analyzes on the solder joint reliability of bottom leaded plastic (BLP)*, Package IEEE Transactions on Advanced Packaging, 25(4), pp. 514-521, 2002.

Zuse K., Seite „Konrad Zuse“. In: Wikipedia, Die freie Enzyklopädie. Bearbeitungsstand: 12. Juni 2009, 10:52 UTC. URL: http://de.wikipedia.org/w/index.php?title=Konrad_Zuse&oldid=61072967 (Abgerufen: 25. Juni 2009, 13:53 UTC).