

**Entwicklung und Charakterisierung deformationsangepasster
Werkstoffverbundbodenplatten zur Reduzierung des
Pump-Out-Effekts leistungselektronischer Baugruppen**

Dissertation

zur Erlangung des Doktorgrades der Ingenieurwissenschaften
(Dr. Ing.)

der

Naturwissenschaftlichen Fakultät II
Chemie, Physik und Mathematik

der Martin-Luther-Universität
Halle-Wittenberg

vorgelegt von

Herrn Stefan Söhl
geb. am 26.09.1984 in Buxtehude

Vorsitz der Promotionskommission: Prof. Dr. Georg Schmidt

1. Gutachter/-in: Prof. Dr. Kathrin Dörr

2. Gutachter/-in: Prof. Dr. Matthias Petzold

3. Gutachter/-in: Prof. Dr. Thomas Zerna

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 02.06.2022

Inhaltsverzeichnis

1	Zielsetzung und Motivation	1
2	Stand der Technik	3
2.1	Die Leistungselektronik	3
2.2	Funktionsweise leistungselektronischer Bauelemente	4
2.3	Die Aufbau- und Verbindungstechnik	4
2.3.1	Das Löten	6
2.3.2	Die Niedertemperatur-Verbindungstechnik	7
2.4	Thermische Transportmechanismen	8
2.5	Temperaturgradient und Wärmespreizung	11
2.6	Das thermische Ersatzschaltbild	12
2.6.1	Der Sperrschicht-Gehäuse-Widerstand	12
2.6.2	Der Gehäuse-Kühlkörper-Widerstand	13
2.6.3	Der Kühlkörper-Umgebungs-Widerstand	15
2.7	Mechanisches Verhalten von Werkstoffen	16
2.7.1	Elastische und plastische Verformung	17
2.7.2	Das Spannungs-Dehnungs-Diagramm	19
2.7.3	Kriechen	20
2.7.4	Werkstoffversagen	21
2.7.5	Werkstoffermüdung	22
2.8	Thermomechanisches Verhalten von Werkstoffen	23
2.9	Ausfallmechanismen leistungselektronischer Baugruppen	24
2.9.1	Materialermüdung im Leistungsmodul	24
2.9.2	Der Pump-Out-Effekt	27
2.10	Materialien mit reduzierter thermischer Dehnung	30
2.10.1	Der Verbundwerkstoff	31
2.10.2	Der Werkstoffverbund	32
2.11	Thermomechanisches Verhalten von Leistungsmodulen	32
3	Präzisierung der Aufgabenstellung	38

4	Proben und Methoden	39
4.1	Verwendete Leistungsmodule	39
4.2	Verwendete Simulationsmodelle	40
4.2.1	FEM-Modelle der thermomechanischen Simulation	40
4.2.2	FEM-Modell der thermischen Simulation	41
4.3	Erzeugung der gesinterten Verbindungsschichten	42
4.3.1	Applikation der Sinterpaste	42
4.3.2	Der Sinterprozess	42
4.4	Die akustische Mikroskopie	43
4.5	Die Scheruntersuchung	44
4.6	Die Lichtschnittmethode	45
4.7	Messung des thermischen Widerstands	46
5	Der Pump-Out-Prüfstand	48
5.1	Allgemeine Beschreibung und Funktion	48
5.1.1	Die Prüfkammer	49
5.1.2	Analyse des Defektwachstums im Thermal-Interface-Material	51
5.1.3	Parameter und Einstellungen	52
5.2	Verifizierung des Pump-Out-Prüfstands	53
5.2.1	Analyse der Moduldeformation innerhalb der Prüfkammer	53
5.2.2	Untersuchung des Einflusses der Oberflächenbeschaffenheit	55
6	Analyse des thermomechanischen Verhaltens der Referenzmodule	57
6.1	Deformation der Referenzmodule ohne Fixierung	57
6.2	Deformation der Referenzmodule mit Fixierung	60
6.3	Der Pump-Out-Effekt der Referenzmodule	63
6.3.1	Analyse und Messung des Defektwachstums	63
6.3.2	Deformation im Randbereich der Wärmespreizplatte	66
6.3.3	Analyse der geometrischen Defekthöhe	66
6.4	Zusammenfassung der Analyse der Referenzmodule	67
7	Finite-Elemente-Simulation des thermomechanischen Verhaltens	69
7.1	Parameter und Randbedingungen	69
7.2	Analyse der Eigenschaften der NTV-Verbindung	70
7.2.1	Ermittlung der maximalen mechanischen Belastbarkeit	71
7.2.2	Ermittlung des spannungsfreien Zustands der gesinterten Verbindung	72
7.3	Thermomechanische Betrachtung des Werkstoffverbundes	75
7.3.1	Deformationsverhalten der hybriden Wärmespreizplatte	75
7.3.2	Deformationsverhalten der hybriden Leistungsbaugruppe	78
7.3.3	Mechanische Spannungen innerhalb der NTV-Verbindungen	81

7.3.4	Auswahl der Materialkombination des Technologiedemonstrators	83
7.3.5	Simulation des Technologiedemonstrators im fixierten Zustand	85
8	Die hybride Leistungsbaugruppe	87
8.1	Analyse des hybriden Technologiedemonstrators	88
8.1.1	Vermessung der hybriden Wärmespreizplatten	88
8.1.2	Vermessung des hybriden Leistungsmoduls im unfixierten Zustand	90
8.1.3	Überprüfung der im FEM-Modell getroffenen Vereinfachungen	91
8.1.4	Vermessung des hybriden Leistungsmoduls im fixierten Zustand	92
8.2	Der Pump-Out-Effekt des hybriden Leistungsmoduls	94
9	Finite-Elemente-Simulation des thermischen Verhaltens	98
10	Einfluss des Pump-Out-Effekts auf das thermische Langzeitverhalten	102
10.1	Messung der thermischen Widerstände	103
10.2	Korrelation zwischen dem thermischen Widerstand und der Defektbildung	105
11	Zusammenfassung und Ausblick	108
A	Danksagung	112
B	Lebenslauf	113
C	Publikationen	114
	Literaturverzeichnis	115

Abbildungsverzeichnis

2.1	Leistungsmodule der Danfoss Silicon Power GmbH	3
2.2	Schematischer Aufbau eines IGBTs und sein Ersatzschaltbild	4
2.3	Schematischer Aufbau der AVT eines Halbleiters mit einer DCB	5
2.4	Schematische Darstellung eines Leistungsmoduls mit Kühlungssystem	5
2.5	Schematische Darstellung der thermischen Transportmechanismen	9
2.6	Schematische Darstellung der Wärmespreizung innerhalb eines Leistungsmoduls .	11
2.7	Das thermische Ersatzschaltbild	12
2.8	Kontaktflächen mit und ohne TIM-Schicht	13
2.9	Wärmetransport über die Partikel der TIM-Schicht	14
2.10	Kontaktflächen mit und ohne TIM-Pad	15
2.11	Grafische Darstellung von Normal- und Scherdehnung	17
2.12	Spannungs-Dehnungs-Diagramm duktiler Werkstoffe	20
2.13	Zeitdehnschaubilder	21
2.14	Lotschichtdegradierung durch die Belastung eines TST	25
2.15	Rissbildung im Systemlot	26
2.16	Schliffbild eines Halbleiters nach aktiver Last	26
2.17	Draufsicht eines Rahmenmoduls mit drei DCBs	27
2.18	Hohlraum zwischen Modul und Kühlkörper vor und nach der Montage	27
2.19	Auswirkung der Moduldeformation auf das Thermal-Interface-Material	28
2.20	Zerrüttete TIM-Schicht mit Defekten und Pastenanhäufungen im Randbereich . . .	29
2.21	Wärmeleitfähigkeit und thermischer Ausdehnungskoeffizient verschiedener Mate- rialien	30
2.22	Leistungsmodul als vereinfachtes Modell aus fünf Schichten	33
2.23	Schematische Übersicht von Bodenplattendeformationen vor und nach der Verar- beitung	35
2.24	Höhendifferenzen in Abhängigkeit des CTEs	36
2.25	Höhendifferenzen von Aufbauten mit einer asymmetrischen Werkstoffverbundplatte	37
4.1	Darstellung eines E3XL-Moduls mit elektrischem Kontaktplan	39
4.2	FEM-Simulationsmodelle der hybriden Leistungsbaugruppe	40
4.3	FEM-Modell zur Untersuchung des thermischen Widerstands und der Junction- Temperatur	41

4.4	Schematische Darstellung des Stempelsystems der Sinterpresse und Ablauf des Sinterprozesses	43
4.5	Ultraschallmikroskop und Aufnahme einer degradierten Lotschicht	44
4.6	Schematischer Aufbau des Schertests und eine Condor Sigma der Firma XYZTEC	44
4.7	Darstellung der Lichtschnittmethode	45
4.8	Darstellung einer verformten Oberfläche mit farblicher Höhenunterteilung	46
4.9	Schematischer Versuchsaufbau zur Messung des thermischen Widerstands	47
5.1	Übersicht des Pump-Out-Prüfstands	48
5.2	Prozessablauf der Pump-Out-Untersuchung	49
5.3	Dimetrische Ansicht und Draufsicht der Prüfkammer im Schnitt	50
5.4	Aufnahme der TIM-Schicht nach 0 und nach 500 Zyklen mit dazugehörigen Histogrammen	51
5.5	TIM-Schicht auf dem Glasboden des Pump-Out-Prüfstandes	52
5.6	Messung zum Vergleich der Moduldeformation auf unterschiedlichen Trägern . . .	53
5.7	Präpariertes Rahmenmodul zur Messung der Deformation im fixierten Zustand . .	54
5.8	Vergleich der gemessenen Höhendifferenzen in der Prüfkammer und auf der Cold-Plate	54
5.9	Schematische Darstellung der Ultraschallvermessung einer TIM-Schicht	55
5.10	Vergleich des Defektwachstums innerhalb der TIM-Schicht auf einem Kühlkörper und auf einer Glasoberfläche	56
6.1	Versuchsaufbau zur Messung der Moduldeformation ohne Fixierung	58
6.2	Oberflächendarstellung der Referenzmodule in Abhängigkeit der Temperatur ohne Fixierung	59
6.3	Höhendifferenz der Referenzmodule ohne Fixierung in Abhängigkeit der Temperatur	59
6.4	Versuchsaufbau zur Messung der Moduldeformation mit Fixierung	60
6.5	Oberflächendarstellung der Referenzmodule in Abhängigkeit der Temperatur im fixierten Zustand	61
6.6	Schematische Darstellung des Messprofils in Breiten- und Längsrichtung	62
6.7	Höhendifferenzen der Referenzmodule in Breiten- und Längsrichtung im fixierten Zustand	62
6.8	Belastete TIM-Schicht der Referenzmodule in Abhängigkeit der Anzahl der Zyklen	63
6.9	Verdrängung des Thermal-Interface-Materials im Randbereich der Bodenplatte . .	64
6.10	Defektwachstum der Referenzmodule in Abhängigkeit der Anzahl der Zyklen . . .	65
6.11	Spaltbildung zwischen der Modulunterseite und der Oberfläche des Kühlkörpers . .	66
6.12	Höhenanalyse der zerrütteten TIM-Schicht nach 600 Zyklen	67
7.1	Schematische Darstellung der Zusammensetzung der Simulationsmodelle	70
7.2	Aufbau der verwendeten Scherproben und die Ergebnisse des Schertests	72

7.3	Oberflächendarstellungen einer vermessenen zweilagigen Probe in Abhängigkeit der Temperatur	73
7.4	Ermittlung des spannungsfreien Zustands der NTV-Verbindung anhand der Höhendifferenz gesinterter Proben	74
7.5	Simulationsmodell zur Analyse der hybriden Wärmespreizplatte	75
7.6	Variation der Molybdänschichtdicke und deren Position innerhalb der Bodenplatte .	76
7.7	Simulierte Höhendifferenzen der hybriden Wärmespreizplatten in Abhängigkeit des Mo-Anteils und dessen Position im Materialverbund	77
7.8	Simulierte Höhendifferenzen der hybriden Wärmespreizplatten in Abhängigkeit der Temperatur	78
7.9	Simulationsmodell zur Analyse der hybriden Leistungsbaugruppe ohne Fixierung .	79
7.10	Simulierte Höhendifferenzen der hybriden Leistungsmodule in Abhängigkeit des Mo-Anteils und dessen Position im Materialverbund nach dem Auflöten der DCBs	79
7.11	Simulierte Höhendifferenzen der hybriden Leistungsmodule in Abhängigkeit des Mo-Anteils und dessen Position im Materialverbund bei 130 °C	80
7.12	Differenz zwischen den Moduldeformationen bei 23 °C und 130 °C	81
7.13	Darstellung der Von-Mises-Vergleichsspannung im Eckbereich der NTV-Verbindung	82
7.14	Maximale Von-Mises-Vergleichsspannungen innerhalb der NTV-Verbindungen bei 23 °C	83
7.15	Auswahlkriterien zum Aufbau des Technologiedemonstrators	84
7.16	Simulationsmodell zur Analyse der hybriden Leistungsbaugruppe im fixierten Zustand	85
7.17	Deformationsverhalten der hybriden Leistungsbaugruppe im fixierten Zustand bei Raumtemperatur und bei 130 °C	86
8.1	Aufbauphasen des hybriden Technologiedemonstrators	87
8.2	Oberflächendarstellung der hybriden Wärmespreizplatte in Abhängigkeit der Temperatur	88
8.3	Höhendifferenzen der hybriden Wärmespreizplatten in Abhängigkeit der Temperatur	89
8.4	Oberflächendarstellungen der vermessenen hybriden Leistungsbaugruppen	90
8.5	Höhendifferenz der hybriden Module ohne Fixierung in Abhängigkeit der Temperatur	91
8.6	Oberflächendarstellung des Demonstrators der 2. Phase ohne Fixierung bei Raumtemperatur	92
8.7	Oberflächendarstellung der hybriden Module in Abhängigkeit der Temperatur im fixierten Zustand	93
8.8	Höhendifferenzen der hybriden Module in Breiten- und Längsrichtung im fixierten Zustand	93
8.9	Vergleich zwischen den belasteten TIM-Schichten von Referenzmodul 1 und der hybriden Baugruppe in Abhängigkeit der Anzahl der Zyklen	95

8.10	Überlagerte Darstellung des Defektwachstums und der Moduldeformation des hybriden Leistungsmoduls	96
8.11	Defektwachstum von Referenzmodul 1 und dem hybriden Leistungsmodul in Abhängigkeit der Anzahl der Zyklen	96
9.1	Modelle der thermischen Simulation mit kupferner und hybrider Wärmespreizplatte	98
9.2	Darstellung der TIM-Schichten der thermischen Simulation	99
9.3	Simulierte Oberflächentemperaturen der IGBTs	100
9.4	Simulierte thermische Widerstände der beiden Modulvarianten in Abhängigkeit der Anzahl der Zyklen	101
10.1	Prüfstand zur Messung des thermischen Widerstands	102
10.2	Thermografische Aufnahme der beiden Modulvarianten in Abhängigkeit der Anzahl der Zyklen	103
10.3	Gemessene Junction-Temperaturen der verwendeten Proben in Abhängigkeit der Anzahl der Zyklen	104
10.4	Gemessene thermische Widerstände der beiden Modulvarianten in Abhängigkeit der Anzahl der Zyklen	105
10.5	Ultraschallaufnahmen des Systemlots in Abhängigkeit der Anzahl der Zyklen . . .	106
10.6	Vergleich zwischen den thermischen Widerständen und dem Defektwachstum der Referenzmodule	107
10.7	Vergleich zwischen den thermischen Widerständen und dem Defektwachstum der Hybridmodule	107

Tabellenverzeichnis

2.1	Anhaltswerte für Wärmeübergangskoeffizienten	15
2.2	Mechanische Eigenschaften bei Raumtemperatur	34
7.1	Materialeigenschaften der mechanischen FEM-Analyse bei Raumtemperatur	69
7.2	Materialeigenschaften der NTV-Verbindung bei Raumtemperatur	75
7.3	Eigenschaften der hybriden und der kupfernen Wärmespreizplatte in Kombination mit den Substratkomponenten	85
9.1	Thermische Eigenschaften bei Raumtemperatur	99

Symbolverzeichnis

Symbol	Bezeichnung
A	Fläche; Bruchdehnung
Ag	Silber
Al	Aluminium
Al₂O₃	Aluminiumoxid
AlN	Aluminiumnitrid
AlSiC	Aluminium-Siliziumkarbid
AVT	Aufbau- und Verbindungstechnik
BN	Bornitrid
C	Kapazität
CAD	Computer Aided Design
CTE	Thermischer Ausdehnungskoeffizient
Cu	Kupfer
C_{ijkl}	Elastizitätstensor
C_{th}	Thermische Kapazität
D	Diode
d	Materialstärke; Tastgrad
DCB	Direct Copper Bonding
E	Elastizitätsmodul
F	Kraft
f	Frequenz
FEM	Finite-Elemente-Methode
G	Gate; Schubmodul
h	Höhe
I	Strom
IGBT	Insulated Gate Bipolar Transistor
I_f	Strom in Vorwärtsrichtung der Diode

L	Ausgangslänge
MMC	Metal Matrix Composite
Mo	Molybdän
NTC	Negative Temperature Coefficient
n_i	Relativer Volumenanteil eines Materials
P	Leistung
PMC	Polymer Matrix Composites
PV	Photovoltaik
P_{leit}	Leistungsverlust
P_{off}	Ausschaltverlust
P_{on}	Einschaltverlust
P_V	Verlustleistung
Q	Elektrische Ladung
Q_{th}	Thermische Energie
R	Widerstand
R_{eH}	Obere Streckgrenze
R_{eL}	Untere Streckgrenze
R_m	Zugfestigkeit
r_{on}	Durchlasswiderstand
$R_{p0,2}$	Dehngrenze mit 0,2 % plastischer Verformung
R_{th}	Thermischer Widerstand
$R_{th,CK}$	Thermischer Widerstand (Gehäuse-Kühlkörper)
$R_{th,JA}$	Thermischer Widerstand (Sperrschicht-Umgebung)
$R_{th,JC}$	Thermischer Widerstand (Sperrschicht-Gehäuse)
$R_{th,KA}$	Thermischer Widerstand (Kühlkörper-Umgebung)
s	Sekunde
SAM	Scanning Acoustic Microscopy
Si	Silizium
SiN	Siliziumnitrid
Sn	Zinn
T	Temperatur
t	Materialstärke
TIM	Thermal-Interface-Material
TST	Temperaturschocktest

T_0	Ausgangstemperatur
T_F	Fluidtemperatur
$T_{homolog}$	Homologe Temperatur
T_m	Schmelztemperatur
T_W	Wandtemperatur
U	Spannung
U_C	Kollektorspannung
U_{CE}	Kollektor-Emitter-Spannung
U_{GE}	Gate-Emitter-Spannung
U_T	Threshold-Spannung
ν	Poissonzahl
WLF	Wärmeleitfähigkeit
W_{off}	Einschaltverlust-Arbeit pro Puls
W_{on}	Ausschaltverlust-Arbeit pro Puls
z	Materialstärke
ZnO	Zinkoxid

Griechische Symbole

Symbol	Bezeichnung
α	Thermischer Ausdehnungskoeffizient
γ	Scherung
ΔL	Längenänderung
ΔT	Temperaturdifferenz
ε	Normaldehnung; Emissionsgrad
ε_{kl}	Verzerrungstensor
ε_{therm}	Thermisch bedingte Dehnung
$\dot{\varepsilon}_{II}$	Dehnungsgeschwindigkeit
θ	Winkel
λ	Wärmeleitfähigkeit
ρ	Radius
σ	Normalspannung; Stefan-Boltzmann-Konstante
σ_{ij}	Spannungstensor
τ	Schubspannung

1 Zielsetzung und Motivation

Die Leistungselektronik ist zum unverzichtbaren Element der Energiewandlung geworden und aus dem Alltag nicht mehr wegzudenken. Insbesondere die Themenbereiche regenerative Energien und Elektromobilität gewinnen in der heutigen Gesellschaft immer mehr an Bedeutung. Zwischen der Gewinnung, dem Transport, der Speicherung und dem Verbrauch muss die elektrische Energie mehrfach gewandelt werden. Für diesen Zweck kommen heutzutage sogenannte Leistungsmodule zum Einsatz. Ein Ziel im Bereich der Leistungselektronik ist die stetige Steigerung der Leistungsdichte und der Energieeffizienz derartiger Modulbaugruppen [49][86]. Dieses Bestreben führt einerseits zur Entstehung von höchst leistungsfähigen Systemen, andererseits allerdings auch zu gesteigerten Halbleitertemperaturen. In den letzten 25 Jahren hat sich die Größe eines Leistungstransistors um ca. 75 % reduziert, die Verlustleistung hingegen lediglich nur um ca. 50 %. Dieses Ungleichgewicht hat zur Folge, dass sich die Verlustleistung pro Halbleiterfläche in den letzten 25 Jahren nahezu verdoppelt hat [53]. Die erhöhte thermische Belastung führt sowohl dazu, dass die Kühlung derartiger Systeme zu einer immer wichtigeren und komplexeren Herausforderung wird als auch dazu, dass neue Materialkonzepte entwickelt werden, welche unter der gesteigerten Wärmeeinwirkung thermomechanische und verschleißbedingte Ausfallmechanismen verzögern. Ein Leistungsmodul besteht aus einer Vielzahl von Komponenten mit unterschiedlichen Materialeigenschaften. Während des Betriebes einer solchen Baugruppe entstehen im Halbleiter Verlustleistungen, welche in einer Erwärmung der Komponenten resultieren. Durch die Wirkung dieser thermischen Belastung haben die Materialien das Bestreben sich auszudehnen und somit ihr Volumen zu verändern. Dieses Bestreben ist sowohl von der Höhe der thermischen Last als auch von den materialspezifischen Eigenschaften abhängig. Die Verbindung der Komponenten einer Leistungsbaugruppe kann als stoffschlüssig angesehen werden. Daher ist in einem derartigen Materialverbund keine freie Dehnung unter der Wirkung einer thermischen Last möglich. Die gegenseitige Einschränkung der Dehnung der Einzelkomponenten resultiert in einer Deformation der gesamten Baugruppe. Neben der Höhe der thermischen Last ist der Unterschied in Bezug auf die thermischen Ausdehnungskoeffizienten (CTEs) für das Ausmaß der Deformation von entscheidender Bedeutung [73]. Der CTE-Unterschied ist besonders hoch bei der Betrachtung der Substratkomponenten und der kupfernen Bodenplatte / Wärmespreizplatte. Durch die stetig steigende thermische Belastung und der damit einhergehenden gesteigerten thermomechanischen Deformation können Fehler- und Ausfallmechanismen verfrüht auftreten und die Lebensdauer der leistungselektronischen Baugruppen herabsetzen.

Einer in Abhängigkeit der Moduldeformation auftretende Fehlermechanismus ist der sogenannte

Pump-Out-Effekt [94]. Hierbei tritt in Folge der temperaturabhängigen Moduldeformation eine Verdrängung des Thermal-Interface-Materials (TIM) zwischen der Leistungsbaugruppe und dem Kühlsystem auf. Durch die Verdrängung entstehen Defekte in der TIM-Schicht, welche eine Barriere im thermischen Pfad formen und somit zum Anstieg der Halbleitertemperatur führen. Das Ausmaß der Degradierung der TIM-Schicht ist maßgeblich von der Höhe der Moduldeformation abhängig [95].

Das Ziel dieser Arbeit ist es, die Zuverlässigkeit und die Lebensdauer leistungselektronischer Baugruppen zu erhöhen. Dieses Ziel soll durch eine Anpassung der thermomechanischen Eigenschaften des Leistungsmoduls erreicht werden. Im Fokus stehen hierbei Rahmenmodule, welche ein Thermal-Interface-Material zur Kompensation von Unebenheiten zwischen der Modulunterseite und der Kühlkörperoberfläche verwenden. Durch die Anpassung der thermomechanischen Eigenschaften soll eine Zerrüttung des Thermal-Interface-Materials durch eine reduzierte Moduldeformation minimiert und somit das thermische Langzeitverhalten der leistungselektronischen Baugruppe optimiert werden. Um dieses Ziel zu erreichen, wird die kupferne Wärmespreizplatte der Leistungsbaugruppe durch eine mehrschichtige Wärmespreizplatte aus einem asymmetrischen Materialverbund von Kupfer und Molybdän substituiert. Die mehrschichtige Wärmespreizplatte soll durch die asymmetrische Schichtung so gestaltet werden, dass die Deformation der Baugruppe dahingehend kompensiert wird, dass bei Raumtemperatur ein System mit einer geringen konvexen Deformation entsteht. Zudem soll die Wirkung einer thermischen Last in einer reduzierten Deformationsänderung resultieren. Durch diese Maßnahme soll die initialisierende Kraft zur Entstehung des Pump-Out-Effekts minimiert, die thermomechanische Zerrüttung der TIM-Schicht reduziert und somit die Lebensdauer leistungselektronischer Baugruppen maximiert werden.

2 Stand der Technik

2.1 Die Leistungselektronik

Elektrische Energie steht im Allgemeinen in Form von Gleich- bzw. Wechselspannung zur Verfügung. Viele Verbraucher benötigen diese Energie z. B. mit einer variablen Amplitude oder einer angepassten Frequenz. Eine klassische Anwendung hierfür ist die drehzahlgeregelte Steuerung eines Antriebes [86]. Zu diesem Zweck muss die zur Verfügung stehende Energie an den Verbraucher angepasst werden. Dies ist die grundlegende Aufgabe der Leistungselektronik. Dieser Bereich der Elektrotechnik befasst sich mit dem Wandeln elektrischer Leistung, bzw. deren Regelung und Aufbereitung. Für diese Aufgabe werden Schaltungen wie Wechselrichter, Gleichrichter und Gleichspannungswandler eingesetzt, welche in der Regel in Form von Leistungsmodulen ausgeführt sind [49][93]. Abbildung 2.1 zeigt verschiedene Leistungsmodule der Danfoss Silicon Power GmbH.

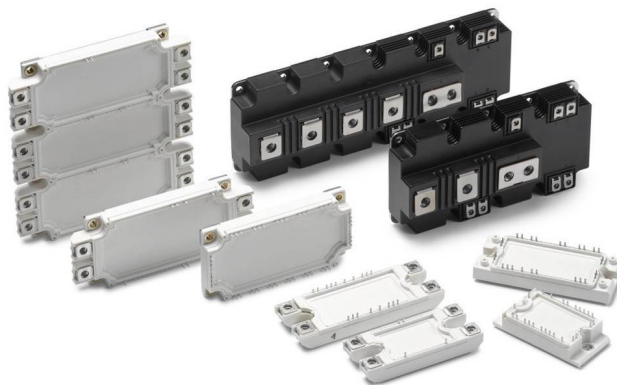


Abb. 2.1: Leistungsmodule der Danfoss Silicon Power GmbH [16]

In derartigen Modulen werden sowohl ansteuerbare als auch nicht ansteuerbare Halbleiterbauelemente eingesetzt. Als nicht ansteuerbare Bauelemente werden Dioden verwendet und als ansteuerbare Komponenten Transistoren und Thyristoren. Die Auswahl der schaltenden Bauelemente basiert dabei auf den zugrundeliegenden Systemanforderungen. Hierzu zählen unter anderem die Stromtragfähigkeit im durchgeschalteten Zustand und die maximale Sperrspannung [49].

2.2 Funktionsweise leistungselektronischer Bauelemente

Als ein häufig eingesetztes Halbleiterbauelement wird im Folgenden die Funktionsweise und der Aufbau eines **Insulated Gate Bipolar Transistor (IGBT)** erläutert. Der schematische Aufbau eines IGBTs in vertikaler Ausführung ist in Abbildung 2.2 dargestellt.

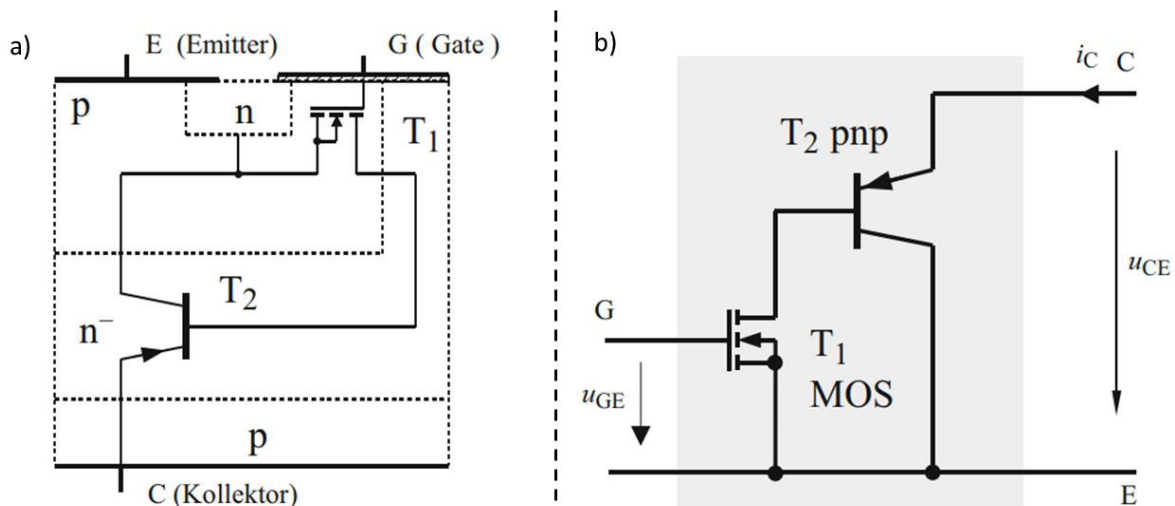


Abb. 2.2: Schematischer Aufbau eines IGBTs a); Ersatzschaltbild eines IGBTs b) [86]

Der Sperrzustand dieses Bauelementes ist gewährleistet, wenn zwischen dem Kollektor (C) und dem Emitter (E) eine positive Spannung U_{CE} anliegt. Erfolgt das Anlegen einer Spannung U_{GE} an das Gate (G) des IGBTs, welche größer ist als die Threshold-Spannung (U_T), bildet sich ein n-Kanal und die Elektronen können zum Kollektor fließen. Es erfolgt eine Injektion von Löchern in die niedrig dotierte Mittelzone. Dieser Vorgang hat eine Reduzierung des Widerstands zur Folge. Hierbei sinkt der Wert des Durchlasswiderstands r_{on} mit steigender Strombelastung. Dieser Vorgang wird als Leitfähigkeitsmodulation bezeichnet. Der Stromfluss endet, sobald die Gate-Spannung beim Ausschalten unter einen kritischen Wert fällt. Der Transistor wird dabei als Schalter verwendet, d.h. er wird entweder durchgeschaltet oder er sperrt. Der im Mittel über das Bauelement fließende Strom kann durch Pulsweitenmodulation eingestellt werden [49][86].

2.3 Die Aufbau- und Verbindungstechnik

Damit ein leistungselektronisches Bauelement in einer Schaltung verwendet werden kann, bedarf es einer elektrischen und thermischen Kontaktierung des Halbleiters. Diese muss zum einen eine hohe Stromtragfähigkeit gewährleisten und zum anderen eine ausreichend hohe Wärmeleitfähigkeit besitzen, damit die entstehenden Verlustleistungen nicht zu einer Überhitzung führen. In der klassischen Aufbau- und Verbindungstechnik (AVT) leistungselektronischer Baugruppen werden daher keramische Leiterplatten verwendet (DCB = **D**irect **C**opper **B**onding). Diese bestehen grundlegend aus zwei sich gegenüberliegenden Kupferflächen, welche durch eine keramische Isolationschicht voneinander getrennt sind. Typischerweise wird hierfür eine Aluminiumoxid-Keramik

(Al_2O_3) verwendet. Neuere Generationen von keramischen Leiterplatten verwenden auch Isolationswerkstoffe aus Aluminiumnitrid (AlN) oder Siliziumnitrid (Si_3N_4) [15]. Die oberseitige Kupferlage ist in Abhängigkeit der Schaltungstopologie strukturiert [68][69]. In der nachfolgenden Abbildung (Abb. 2.3) ist die AVT für einen IGBT mit einer DCB schematisch dargestellt.

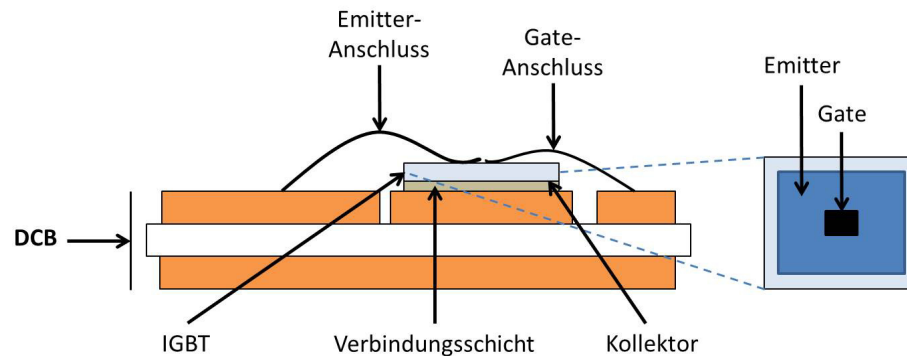


Abb. 2.3: Schematischer Aufbau der AVT eines Halbleiters mit einer DCB

Der Emitter- und der Gate-Kontakt werden oberseitig mit Drahtbondverbindungen kontaktiert. Hierbei entsteht die Verbindung zwischen der metallisierten Chipoberfläche und dem Aluminium-Bonddraht mittels eines Ultraschall-Reibschweißprozesses. Der Drahtdurchmesser liegt in einem Bereich von $> 100 \mu\text{m}$, weshalb dieser Prozess auch als Dickdrahtbonden bezeichnet wird [46][60]. Der Kollektor-Anschluss entsteht durch die Unterseitenkontaktierung des Halbleiters zur strukturierten Substratoberfläche. Im Betrieb eines Halbleiters kommt es durch Sperrschichtverluste zur Wärmeentwicklung. Um die Wärme auf eine größere Fläche zu spreizen und somit den Wärmeabtrag durch das Kühlmedium zu optimieren, sind die Substrate mit einer Bodenplatte bzw. Wärmespreizplatte verbunden. Diese besteht aufgrund der hohen Wärmeleitfähigkeit meistens aus Kupfer und bildet die Koppelkomponente zwischen der keramischen Leiterplatte und dem Kühlsystem (vgl. Abb. 2.4). Bei Rahmenmodulen hat die Wärmespreizplatte typischerweise eine Dicke von 2-3 mm [48][75].

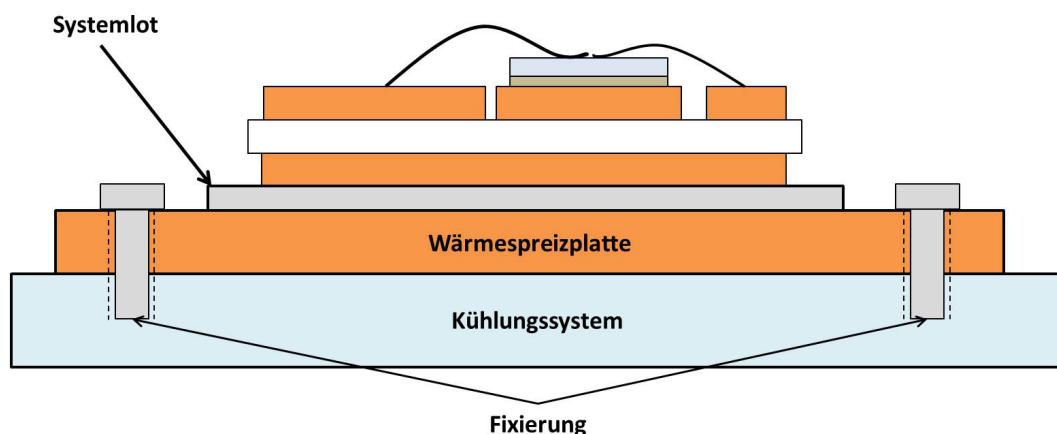


Abb. 2.4: Schematische Darstellung eines Leistungsmoduls mit Kühlsystem

Die Kontaktierung der Leistungsbaugruppe mit dem Kühlungssystem erfolgt in der Regel durch eine kraftschlüssige Verbindung. Bei dieser Art der Kontaktierung sorgt eine definierte Normalkraft für eine Haftreibung zwischen den beiden Fügepartnern, wodurch deren Oberflächen zueinander fixiert werden. In der schematischen Darstellung der Leistungsbaugruppe aus Abbildung 2.4 erfolgt die Erzeugung der kraftschlüssigen Verbindung durch den Einsatz von Montageschrauben. Im Gegensatz dazu erfolgt sowohl die Verbindung zwischen Halbleiter und Substrat als auch die Kontaktierung zwischen Substrat und Wärmespreizpatte durch eine stoffschlüssige Verbindung. Hierbei werden die Fügepartner durch molekulare Kräfte zusammengehalten. Zur Realisierung der stoffschlüssigen Verbindungen werden im Bereich der Leistungselektronik grundlegend zwei unterschiedliche Fügeverfahren eingesetzt:

- Löten
- Niedertemperatur-Verbindungstechnik (NTV)

Diese sind im Folgenden näher erläutert.

2.3.1 Das Löten

Beim Löten liegt das Fügmaterial in Form von Lötpasten oder Lötformteilen (Preforms) vor. Je nachdem welche Anforderungen an die Lötverbindung gestellt werden, steht eine Vielzahl unterschiedlicher Legierungen zur Verfügung. Zur Anwendung im Elektronikbereich werden primär eutektische Legierungen verwendet. Das Schmelzverhalten dieser Lötlegierungen ist identisch mit dem von Reinstoffen, das heißt, dass sowohl das Erstarren als auch das Schmelzen bei einer festen Temperatur erfolgt [32]. In einem Leistungsmodul werden größtenteils Zinn-Silber- oder auch Zinn-Silber-Kupfer-Lote verwendet. Im Fügeprozess wird die Lötsschicht aufgeschmolzen, wobei die Atome des Lotes mit den Atomen der zu fügenden Komponenten eine stoffschlüssige Verbindung eingehen [93]. Im Anschluss erfolgt ein Abkühlprozess, wodurch das Lot erstarrt. Im Bereich der Leistungselektronik wird grundlegend zwischen dem Chiplot und dem Systemlot unterschieden. Für das Chiplot werden in der Regel Lötpasten verwendet. Das Auftragen der Paste erfolgt mittels Schablonendruck. Im Anschluss werden die Halbleiter auf das vorgedruckte Lötpastenvolumen gesetzt und der Fügeprozess durchgeführt. Durch das Systemlot werden die DCBs mit der Wärmespreizplatte kontaktiert. Diese Verbindungsschicht hat eine deutlich größere Grundabmessung, weshalb hier primär Preforms zum Einsatz kommen. Diese werden zwischen den Komponenten positioniert und durch spezielle Vorrichtungen fixiert [49]. Sowohl unter der Verwendung von Lötpasten als auch unter der von Preforms, ist eine Grundvoraussetzung für eine thermisch und elektrisch einwandfreie Verbindungsschicht, dass eine saubere und oxidfreie Oberfläche vorliegt. Ist diese Grundvoraussetzung nicht erfüllt, können Fehlstellen in Form von Lunkern auftreten. Lunker sind Hohlräume innerhalb der Lötverbindung, welche sich einerseits negativ auf die mechanische Stabilität und andererseits verschlechternd auf das gesamte thermische Verhalten der Baugruppe auswirken [57][91]. Um Probleme durch Verunreinigungen und Oxide zu vermeiden,

findet der Lötprozess häufig unter der Zugabe eines Flussmittels oder Ameisensäure statt. Des Weiteren wird der Fügeprozess in der Regel unter Vakuum (Vakuumlöten) durchgeführt, um Gas einschüsse zu vermeiden [8].

Der Lötprozess zur Kontaktierung der Halbleiter wird allerdings aufgrund der besseren thermischen und thermomechanischen Eigenschaften mit steigender Tendenz durch die Niedertemperatur-Verbindungstechnik ersetzt [30].

2.3.2 Die Niedertemperatur-Verbindungstechnik

Bei der Niedertemperatur-Verbindungstechnik wird eine stoffschlüssige Verbindung zwischen zwei Fügepartnern durch eine intermetallische Diffusion erzeugt [40][52]. Hierbei besteht das Füge material grundlegend aus einem Silberpulver, welches unter der Zugabe von Lösungsmitteln häufig Terpeneol, Tetradecanol oder Butanol zu einer pastösen Masse verarbeitet wird [52][71]. Das Auftragen der Paste auf das Trägermaterial wird mithilfe der Schablonen- oder Siebdrucktechnik durchgeführt. Nach dem Auftragen erfolgt ein Trocknungsprozess, um die hinzugefügten Lösungsmittel aus der Paste zu treiben. Je nach Pastenhersteller variieren die vorgegebenen Prozessparameter. Die getrocknete Verbindungsschicht wird mit der zu fügenden Komponente bestückt und im Anschluss dem Sinterprozess unterzogen. Während dieses Prozesses werden die zu fügenden Komponenten und die NTV-Schicht auf die benötigte Sintertemperatur erwärmt. Das Ergebnis ist eine Reinmetallverbindungsschicht, welche aufgrund des Schmelzpunktes von Silber (960 °C) für technische Anwendungen mit erhöhten Betriebstemperaturen eingesetzt werden kann. Zudem weist die NTV-Verbindung gegenüber Standard-Lötverbindungen nicht nur eine höhere Temperaturbeständigkeit auf, sondern auch eine bessere Wärmeleitfähigkeit [52]. Im Hinblick auf den Fügeprozess wird bei der Niedertemperatur-Verbindungstechnik grundlegend zwischen den beiden folgenden Verfahren unterschieden:

- Druckunterstütztes Sintern
- Quasi-druckloses Sintern

Das druckunterstützte Sintern

Das druckunterstützte Sintern wurde ursprünglich von H. Schwarzbauer bei der Siemens AG entwickelt [77]. Die Druckaufbringung wird bei diesem Prozess häufig durch einen mit Silikon gefüllten Stempel realisiert. Das Silikonkissen ist innerhalb des Stempels so abgedichtet, dass es während des Prozesses den eingestellten Prozessdruck quasi-hydrostatisch über das zu sinternde Objekt verteilt [40][56]. Bei diesem Verfahren bilden mikroskalige, meist plättchenförmige Silberpartikel die Basis des Verbindungsmaterials. Zur Herstellung des Verbindungsmaterials werden im ersten Schritt die Silberpartikel durch einen Fällungsprozess aus einer Silbernitratlösung gewonnen. Diese Partikel werden im nächsten Arbeitsschritt in einer Trommelmühle unter der Zugabe von Stahl-, Glas- oder Kupferkugeln weiterverarbeitet. Durch diesen Prozess entstehen die typischen

flake-förmigen Partikel. Die Plättchen haben nach dem Mahlen eine laterale Abmessung im Mikrometerbereich. Die Dicke hingegen liegt im Bereich von 100 nm bis 300 nm. Aufgrund dieser Abmessungen weisen die Plättchen eine große Oberfläche im Verhältnis zum Gesamtvolumen auf [56]. Durch die Druckeinwirkung während des Fügeprozesses werden die Abstände zwischen den einzelnen Pulverpartikeln verringert und die Anzahl der Kontaktstellen nimmt zu. Des Weiteren bewirkt die Druckeinwirkung einen Ausgleich der Mikrorauheiten zwischen den Fügeflächen und den Partikeln, wodurch sich ebenfalls die Anzahl der Metall-Metall-Kontaktstellen erhöht [40].

Das quasi-drucklose Sintern

Das druckunterstützte Sintern hat den Nachteil, dass zur Herstellung der Verbindungen kostenintensive Sinterpressen angeschafft werden müssen. Zudem besteht das Risiko, dass durch die Einwirkung des Prozessdruckes Bauteile beschädigt werden können. Um dieses Risiko zu minimieren und die Investitionen zu umgehen, werden aktuell Sinterpasten auf Basis nanoskaliger Silberpartikel erforscht und entwickelt. Das Ziel dieser Forschung ist es, die Sintertemperatur und den Sinterdruck zu senken, indem die geringere Partikelgröße zu einer höheren Oberflächendiffusion der Nanopartikel führt. Die Pasten enthalten häufig sphärische Silberpartikel mit einem Durchmesser von bis zu 50 nm [41][56]. Wie auch bei den mikroskalierten Silberpartikeln wird durch die Zugabe von Organik- und Lösemittelanteilen das Agglomerieren der Partikel verhindert. Allerdings wird aufgrund der geringeren Größe der Nanopartikel ein höherer Anteil an Zusätzen benötigt. Dies hat zur Folge, dass es beim Trocknungsprozess zur Ausbildung von Trocknungskanälen kommen kann [41]. Dieser Effekt ist abhängig von der Größe der zu sinternden Fläche, wodurch sich das drucklose Sintern primär für Komponenten mit kleinen Grundabmessungen eignet.

2.4 Thermische Transportmechanismen

Unabhängig von der Art der Verbindungstechnik kommt es durch den elektrischen Widerstand des Bauelementes im eingeschalteten Zustand zu Durchschaltverlusten. Zusätzlich entstehen beim Ein- und Ausschalten Schaltverluste, diese sind auf die Kapazitäten zurückzuführen, welche bei Änderung des Schaltzustandes umgeladen werden müssen [49]. Die gesamte Verlustleistung eines Halbleiterbauelementes kann wie folgt beschrieben werden:

$$P_V = P_{leit} + P_{on} + P_{off} = d * I_f * U_C + f * W_{on} + f * W_{off} \quad (2.1)$$

P_{leit}	= Leitungsverlust
P_{on}	= Einschaltverlust
P_{off}	= Ausschaltverlust
d	= Tastgrad
I_f	= Strom in Vorwärtsrichtung der Diode
U_C	= Kollektorspannung
f	= Frequenz
W_{on}	= Ausschaltverlust-Arbeit pro Puls
W_{off}	= Einschaltverlust-Arbeit pro Puls

Die Verlustleistung (P_V) eines Halbleiters ist das Produkt aus den Schaltverlusten und den Verlusten im leitenden Zustand. Die somit entstehende Verlustleistung resultiert in einer Erwärmung der gesamten Leistungsbaugruppe [9][49]. Ist die Umgebungstemperatur niedriger als die Gehäusetemperatur des Bauteils, erfolgt eine Übertragung der Wärme vom Bauteil auf seine Umgebung (vgl. Abb. 2.5). Hierbei sind die folgenden drei Transportmechanismen beteiligt:

- Konvektion
- Wärmeleitung
- Wärmestrahlung

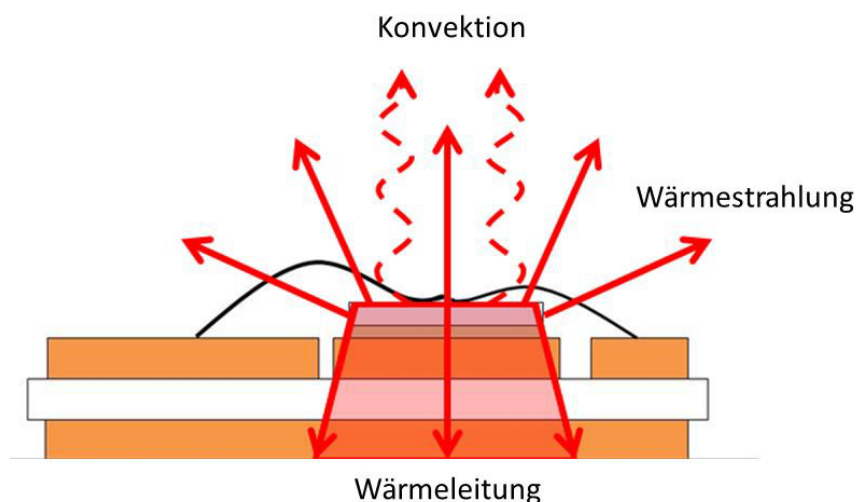


Abb. 2.5: Schematische Darstellung der thermischen Transportmechanismen

Die Konvektion

Die Konvektion beschreibt im Allgemeinen das Mitführen von thermischer Energie mittels eines strömenden Mediums. Hierbei ist ein wichtiger Faktor der Wärmeaustauschkoefizient. Dieser beschreibt die Übertragung von Wärmeenergie während des Austauschs zwischen dem strömenden Medium und dem Festkörper. Grundsätzlich wird zwischen der freien und der erzwungenen Konvektion unterschieden. Bei der erzwungenen Konvektion kann die Bewegung des Fluids z. B. auf

eine Druckdifferenz zurückgeführt werden, welche mithilfe eines Lüfters erzeugt wird. Bei der freien Konvektion sind Auftriebskräfte, die z. B. auf Dichteunterschiede zurückzuführen sind, die Ursache der Strömung [7]. Des Weiteren wird zwischen turbulenter und laminarer Strömung unterschieden [26]. Der konvektiv übertragene Wärmestrom \dot{Q} von einem Festkörper in ein Fluid, oder von einem Fluid in einen Festkörper kann wie folgt beschrieben werden:

$$\dot{Q} = \alpha * A * (T_F - T_W) \quad (2.2)$$

Hierbei ist α der Wärmeübergangskoeffizient in $W/(m^2K)$, A die wärmeübertragende Fläche, T_F die Fluidtemperatur und T_W die Wandtemperatur.

Die Wärmeleitung

Bei der Wärmeleitung handelt es sich um einen Energietransport zwischen benachbarten Molekülen. Der Transport findet auf Grund eines im Material vorhandenen Temperaturgradienten statt [4]. Der Mechanismus der Wärmeleitung richtet sich nach der Art der Materie. In Fluiden wird die Wärme aufgrund der Bewegung von Molekülen auf Mikroebene transportiert. In Festkörpern wird die Wärme durch elastische Gitterschwingungen weitergeleitet. In elektrisch leitenden Festkörpern wie Metallen wird Wärme auch durch den Strom freier Elektronen transportiert. Dieser Mechanismus ist analog zur Leitung von elektrischem Strom. Daher besitzen Metalle mit einer hohen elektrischen Leitfähigkeit auch eine hohe Wärmeleitfähigkeit [31][89]. Der Zusammenhang zwischen Wärmestrom und Temperaturgradient wird durch das Fouriersche Wärmeleitungsgesetz beschrieben. Im Falle einer eindimensionalen Betrachtung kann der übertragene Wärmestrom \dot{Q} durch eine ebene und homogene Schicht wie folgt beschrieben werden:

$$\dot{Q} = \lambda * A * \frac{\Delta T}{d} \quad (2.3)$$

Hierbei ist λ die Wärmeleitfähigkeit des Materials in W/mK , A die wärmeübertragende Fläche, ΔT die Temperaturdifferenz und d die Schichtdicke.

Die Wärmestrahlung

Grundlegend unterscheidet sich die Wärmestrahlung von der Wärmeleitung und der Konvektion dadurch, dass diese Art der Wärmeübertragung nicht an Materie gebunden ist. Die Abgabe von Energie erfolgt in Form von elektromagnetischen Wellen, wodurch die Wärmestrahlung auch im luftleeren Raum vonstattengeht. Bei der Betrachtung der Wärmestrahlung wird zwischen Emission und Absorption unterschieden. Bei der Emission wird die innere Energie eines Körpers dahingehend umgewandelt, dass diese durch elektromagnetische Wellen vom Körper wegtransportiert wird. Somit wird bei der Emission Wärme von einem Körper aus abgestrahlt. Die Absorption hingegen ist durch den gegenteiligen Prozess definiert. Eine elektromagnetische Welle, die auf einen Körper trifft, wird zum Teil absorbiert und zum Teil reflektiert. Der absorbierte Teil wird in innere Energie gewandelt. Bei der Betrachtung von Wärmestrahlung in Festkörpern sind Emission

und Absorption lediglich Oberflächeneffekte, da die Wärmestrahlung meist schon nach wenigen Mikrometern vollständig absorbiert wird [4]. Der von einem Körper abgestrahlte Wärmestrom \dot{Q} kann mit nachfolgender Formel beschrieben werden:

$$\dot{Q} = \sigma * \varepsilon * A * (T_1^4 - T_2^4) \quad (2.4)$$

Hierbei ist ε der Emissionsgrad und T_1 die Temperatur des Körpers. Die Umgebungstemperatur ist durch T_2 definiert. Das Formelzeichen σ repräsentiert die Stefan-Boltzmann-Konstante.

Wie bereits beschrieben entsteht aus der Verlustleistung des Halbleiters Wärmeenergie. Diese wird durch die thermischen Transportmechanismen weitergeführt. Der Hauptanteil der Wärmeenergie wird durch Wärmeleitung vom Halbleiter durch die Baugruppe zum Kühlsystem weitergegeben. Ein deutlich geringerer Anteil wird in Form von Wärmestrahlung von der Halbleiteroberfläche an die Umgebung abgegeben.

2.5 Temperaturgradient und Wärmespreizung

Der in Abbildung 2.4 schematisch dargestellte Aufbau eines Leistungsmoduls wird häufig auch als thermischer Stapel bezeichnet. Der thermische Stapel wird hierbei modellhaft als eine Anordnung von einzelnen Schichten abgebildet. In dieser vereinfachten Darstellung wird die im Halbleiter erzeugte Wärmeenergie senkrecht durch die darunter befindlichen Schichten bis zum Kühlsystem übertragen. In Abhängigkeit der Dicke der einzelnen Schichten und deren materialspezifischen thermischen Eigenschaften breitet sich die Wärme ebenfalls in der lateralen Ebene aus. Somit entsteht im eingeschwungenen Zustand ein Temperaturgradient. Dieses Verhalten wird auch als Wärmespreizung bezeichnet (vgl. Abb. 2.6).

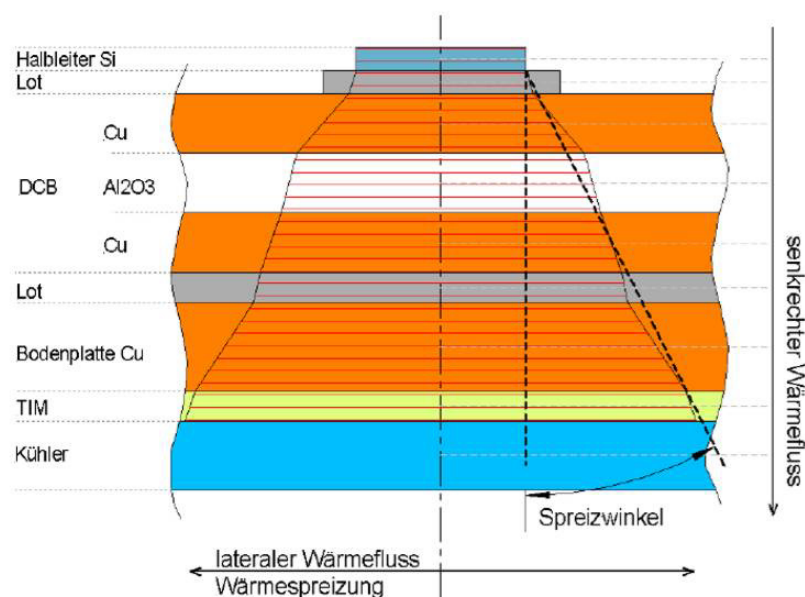


Abb. 2.6: Schematische Darstellung der Wärmespreizung innerhalb eines Leistungsmoduls [6]

2.6 Das thermische Ersatzschaltbild

Zur Bemessung des Kühlsystems und zur Bestimmung des thermischen Widerstands der Leistungsbaugruppe ist es erforderlich, den Wärmetransport vom Ort der Verlustleistungsentstehung bis zum Kühlmedium zu beschreiben. Ein anschauliches Hilfsmittel zur Beschreibung des Wärmetransports ist das thermische Ersatzschaltbild als Analogie zum elektrischen Widerstand. Die Darstellung eines thermischen Ersatzschaltbildes ist in Abbildung 2.7 aufgeführt. Alle am Wärmetransport beteiligten Komponenten können vereinfacht als eine Reihe von verketteten Widerständen, mit einem zur Schichtung senkrechten Wärmestrom, angesehen werden. Der Wärmewiderstand einer beliebigen Schicht i kann über Formel 2.5 bestimmt werden [42].

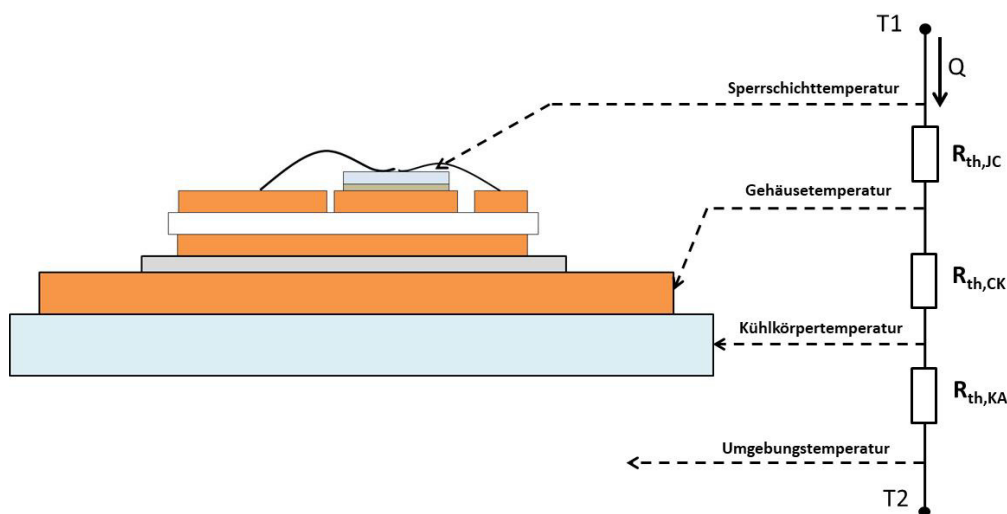


Abb. 2.7: Das thermische Ersatzschaltbild

$$R_{th,i} = \frac{d_i}{\lambda_i * A} \quad (2.5)$$

Hier ist d_i die Dicke der Schicht, A die Grundfläche und λ_i die Wärmeleitfähigkeit des Materials. Im dargestellten Ersatzschaltbild sind die Widerstände der Einzelschichten zu drei Gruppenwiderständen zusammengefasst:

- $R_{th,JC}$ = Sperrschicht-Gehäuse-Widerstand
- $R_{th,CK}$ = Gehäuse-Kühlkörper-Widerstand
- $R_{th,KA}$ = Kühlkörper-Umgebungs-Widerstand

2.6.1 Der Sperrschicht-Gehäuse-Widerstand

Der Widerstand $R_{th,JC}$ ist einerseits vom Halbleiter und andererseits von der verwendeten AVT abhängig. Durch die Variation der Verbindung zwischen dem Halbleiter und dem Substrat (Löten

oder Sintern) oder durch die Wahl des keramischen Schaltungsträgers (Al_2O_3 , SiN oder AlN) kann der thermische Widerstand variiert werden. Im Normalfall sind allerdings alle Komponenten vom Modulhersteller vorgegeben, sodass der Anwender keinen Einfluss auf den $R_{th,JC}$ hat.

2.6.2 Der Gehäuse-Kühlkörper-Widerstand

Der Widerstand $R_{th,CK}$ ist durch den Übergang vom Leistungsmodul zum Kühlkörper definiert. Für eine optimale Wärmeübertragung zwischen der Wärmespreizplatte und dem Kühlkörper ist eine möglichst große Kontaktfläche erforderlich. Die Kontaktfläche der Wärmespreizplatte und des Kühlkörpers werden mit hohem Druck verbunden und sollten im Idealfall absolut eben und vollflächig aufeinanderliegen. Dies ist allerdings aufgrund von thermomechanischen Einflüssen, Fertigungstoleranzen und Oberflächenrauheiten in der Realität nicht umsetzbar. Es besteht das Risiko, dass zwischen den beiden Komponenten Lufteinschlüsse und Hohlräume entstehen. In den Hohlräumen befindet sich Luft mit einer Wärmeleitfähigkeit von ca. $0,02 \text{ W/mK}$. Die eingeschlossene Luft bildet eine Barriere im thermischen Pfad [47]. Der Wärmestrom fließt primär über die Metall-Metall-Kontaktstellen (vgl. Abb. 2.8 a)). Die thermische Barriere und die geringe Fläche des Metall-Metall-Kontaktes resultieren in einem Anstieg des Gehäuse-Kühlkörper-Widerstands. Die Wärme wird nicht mehr ordnungsgemäß zum Kühlsystem übertragen, was zu einer Überhitzung des Halbleiters führen kann [83][91]. Zur Vermeidung von Hohlräumen und zur Verringerung des $R_{th,CK}$ erfolgt häufig die Verwendung eines Thermal-Interface-Materials [76].

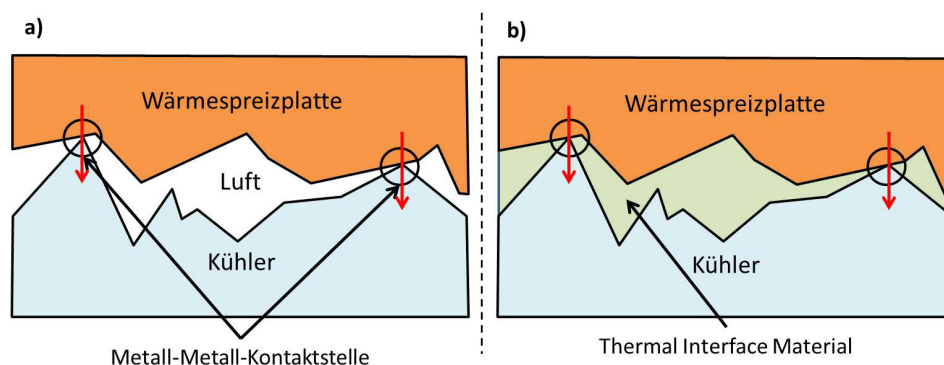


Abb. 2.8: Kontaktflächen ohne TIM-Schicht a); Kontaktflächen mit TIM-Schicht b)

Der Zweck eines Thermal-Interface-Materials ist es, die vorhandenen Lufteinschlüsse mit einem Material mit höherer Wärmeleitfähigkeit zu füllen und dabei die Bereiche mit dem Metall-Metall-Kontakt nach Möglichkeit zu erhalten (vgl. Abb.2.8 b)) [83][95]. Es gibt unterschiedliche Thermal-Interface-Materials, welche im Bereich der Leistungselektronik Anwendung finden. Diese können in die folgenden drei Kategorien unterteilt werden [37][64]:

- TIM-Paste
- TIM-Pad
- Phase-Change-Material

Die Wärmeleitpaste

Wärmeleitpasten bestehen grundlegend aus einem Trägermaterial, welches häufig aus einer Silikonbasis gebildet wird. Um die Wärmeleitfähigkeit der Basis zu erhöhen, ist diese hochgradig mit gut wärmeleitenden Partikeln gefüllt. Zudem wird durch den hohen Füllgrad die Anzahl der Wärmepfade über die Partikel erhöht. Zur Füllung der Basis werden unter anderem Partikel aus Metalloxid (ZnO , BN , Al_2O_3), Silber oder Graphit verwendet [83]. Die Leitfähigkeit des Thermal-Interface-Materials wird durch die Menge und die Art der wärmeleitfähigen Partikel bestimmt. Die meisten TIM-Pasten sind Bingham-Fluide und gehören somit zu den Nicht-Newton'schen Flüssigkeiten [94]. Dies bedeutet, dass die Viskosität der TIM-Paste von der wirkenden Schergeschwindigkeit abhängig ist. Somit muss eine Mindestschubspannung vorherrschen bzw. die Fließgrenze erreicht werden, damit das Bingham-Fluid fließen kann. Vor dem Erreichen der Fließgrenze lässt sich das TIM lediglich elastisch verformen. Dies hat zum einen den Vorteil, dass die Hohlräume auch bei niedrigem Anpressdruck vollständig gefüllt werden können und zum anderen, dass überflüssiges Material zwischen der Leistungsbaugruppe und dem Kühlkörper herausfließen kann. Somit entsteht ein reduzierter Gehäuse-Kühlkörper-Widerstand, da einerseits die TIM-Schicht möglichst dünn wird und andererseits der Metall-Metall-Kontakt der beiden Verbindungsflächen weiterhin bestehen bleibt (vgl. Abb.2.9) [39].

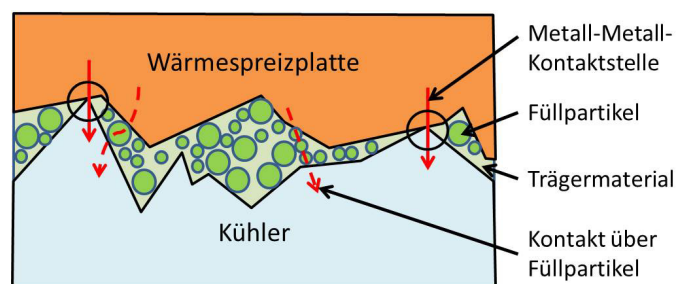


Abb. 2.9: Wärmetransport über die Partikel der TIM-Schicht

Das Wärmeleitpad

Elastomere Wärmeleitpads bestehen in ihrer grundlegenden Zusammensetzung im Wesentlichen aus einem Silikonkautschuk, welcher wärmeleitende Partikel wie Zinkoxid, Aluminiumoxid, Aluminiumnitrid und Bornitrid enthält. Der Vorteil bei der Verwendung dieser Pads liegt unter anderem in ihrer Anwendbarkeit. Zum Auftragen der TIM-Paste ist ein Prozess in Form von Sieb- oder Schablonendruck notwendig. Der Druckprozess und das damit einhergehende Risiko, eine fehlerhafte Pastenmenge aufzutragen, entfällt bei der Anwendung von vorgefertigten Pads. Der Nachteil derartiger Materialien ist jedoch, dass die Elastomere nicht so frei fließen können wie Pasten. Somit kann es bei niedrigem Druck dazu kommen, dass nicht alle Hohlräume gefüllt und Bereiche mit einem Metall-Metall-Kontakt reduziert werden (vgl. Abb. 2.10). Des Weiteren tritt bei den Wärmeleitpads eine unveränderliche Verformung auf, welche sich der temperaturabhängigen Moduldeformation nicht anpasst und somit weitere Lufteinschlüsse hervorruft [11][39]. Die-

ses Verhalten führt im Vergleich zu gängigen TIM-Pasten zu einem um das 6 - 10 - fache höheren Wärmewiderstand [82].

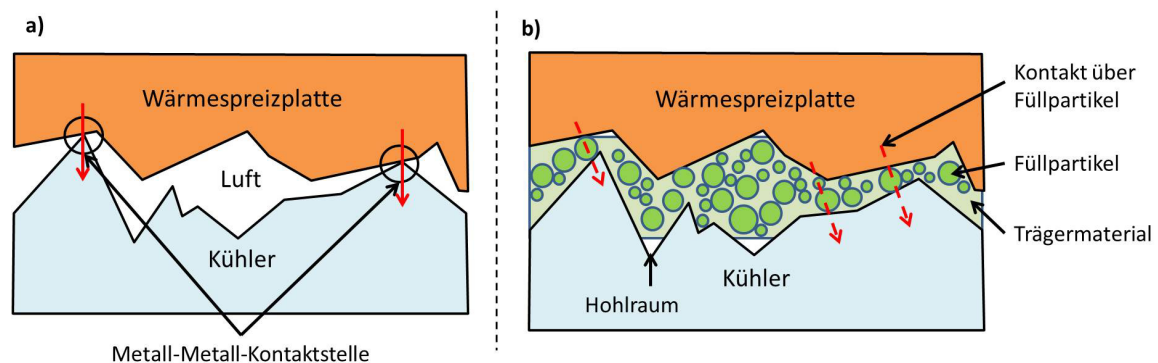


Abb. 2.10: Kontaktflächen ohne TIM-Pad a); Kontaktflächen mit TIM-Pad b)

Das Phase-Change-Material

Phase-Change-Materials wurden entwickelt, um die Vorteile der TIM-Paste mit den Vorteilen der TIM-Pads zu kombinieren. Diese Art der Wärmeleitmaterialien ist bei Raumtemperatur fest. Daher ist die Applikation ähnlich wie die eines TIM-Pads. Durch die Erwärmung des Materials wird beim Erreichen der Schmelztemperatur ein Phasenwechsel vollzogen und das Phase-Change-Material verhält sich wie eine Paste. Somit kann das Material auftretende Verformungen ähnlich wie eine TIM-Paste kompensieren. Allerdings steht das Material unter einem konstanten Druck, wodurch beim Phasenwechsel Lufteinschlüsse und Hohlräume entstehen können [82].

2.6.3 Der Kühlkörper-Umgebungs-Widerstand

Mithilfe des Kühlkörpers erfolgt die Übertragung der Wärme an das Kühlmedium. Dieser Übergang definiert den $R_{th,KA}$. Im Bereich der Leistungselektronik erfolgt in der Regel ein konvektiver Wärmeübergang. Hierbei geschieht die Wärmeübertragung zwischen einem ruhenden Festkörper und einem bewegten Fluid. Das Fluid kann sowohl gasförmig als auch flüssig sein. Sowohl die Art des Fluids als auch die Art der Strömung haben einen erheblichen Einfluss auf den Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Kühlkörper und Umgebung. In Tabelle 2.1 sind Anhaltswerte für den Wärmeübergangskoeffizienten für Luft- und Flüssigkühlung aufgelistet [26].

Luft		Wasser		
Unbewegt	Stark bewegt	Laminare Strömung	Turbolente Strömung	
5	50	500	5000	α in $W/m^2 * K$
2,5	25	250	2500	P in W

Tab. 2.1: Anhaltswerte für Wärmeübergangskoeffizienten

Die Auswahl der Kühlungsart bzw. des thermischen Managements hängt neben den Kosten, dem zur Verfügung stehenden Platzbedarf und den Umgebungsbedingungen primär von den zulässigen

Grenzwerten des Halbleiters ab.

Durch die Verwendung der drei thermischen Widerstände, unter der Annahme eines idealen Wärmeübergangs zwischen den einzelnen Schichten, eines konstanten Wärmestroms Q und einer konstanten Grundfläche A kann der thermische Gesamtwiderstand $R_{th,JA}$ (Sperrschicht-Umgebung) wie folgt berechnet werden:

$$R_{th,JA} = R_{th,JC} + R_{th,CK} + R_{th,KA} = \frac{T_1 - T_2}{Q} = \frac{\Delta T}{Q} \quad (2.6)$$

2.7 Mechanisches Verhalten von Werkstoffen

Materialien bzw. Bauelemente können durch äußere oder innere Kräfte belastet werden. Innere Kräfte können beispielsweise durch eine erzwungene Verformung hervorgerufen werden. Das ist insbesondere der Fall bei thermomechanischen Problemen, wo die unterschiedliche Verformung mehrerer Materialien bei Erwärmung zu einer Einprägung von Dehnungen und in deren Folge zur Bildung innerer Spannungen führt. Die daraus resultierende Materialbeanspruchung ist einerseits von der Höhe der Kraft (F) und andererseits von der Größe der Fläche (A), auf die die Krafteinwirkung ausgeübt wird, abhängig. Dieser Zusammenhang definiert die Spannung σ . Grundlegend wird hierbei die Spannung anhand der Orientierung zwischen Kraft und Fläche unterschieden. Die Spannung wird als Normalspannung bezeichnet, wenn die wirkende Kraft senkrecht auf der Fläche steht [33][73].

$$\sigma = \frac{F \perp}{A} \quad (2.7)$$

Wirkt die Kraft hingegen parallel zur Fläche, wird die Spannung als Schubspannung τ definiert.

$$\tau = \frac{F \parallel}{A} \quad (2.8)$$

Für alle anderen Belastungsfälle handelt es sich um eine Spannung, bestehend aus einem Schub- und einem Normalspannungsanteil. Bei der Betrachtung eines 3-dimensionalen Materialvolumens werden diese im Spannungstensor σ_{ij} zusammengefasst:

$$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \tau_{12} & \tau_{13} \\ \tau_{21} & \sigma_{22} & \tau_{23} \\ \tau_{31} & \tau_{32} & \sigma_{33} \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

Der Spannungstensor besitzt neun Komponenten. Aufgrund seiner Symmetrie können diese auf eine Anzahl von sechs unabhängige Komponenten reduziert werden ($\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$).

Die unter der Wirkung einer Belastung entstehende Verformung wird als Dehnung bezeichnet. Alle

möglichen Formänderungen sind aus einer Kombination der Längenänderung und der Winkelverzerrung darstellbar. In Bezug auf die Längenänderung ist die Normaldehnung ε wie folgt definiert:

$$\varepsilon = \frac{l_1 - l_0}{l_0} = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (2.10)$$

Hierbei wird die Differenz Δl zwischen der Länge nach der Verformung (l_1) und der Ausgangslänge (l_0) gebildet (vgl. Abb. 2.11 a)). In Bezug auf die Winkelverzerrung ist die Scherung γ wie folgt definiert:

$$\gamma = \frac{\Delta x}{y} \quad (2.11)$$

Hierbei wird die Winkeländerung eines ursprünglich rechteckigen Körpers herangezogen. Dabei stehen Δx und y senkrecht aufeinander (vgl. Abb. 2.11 b)).

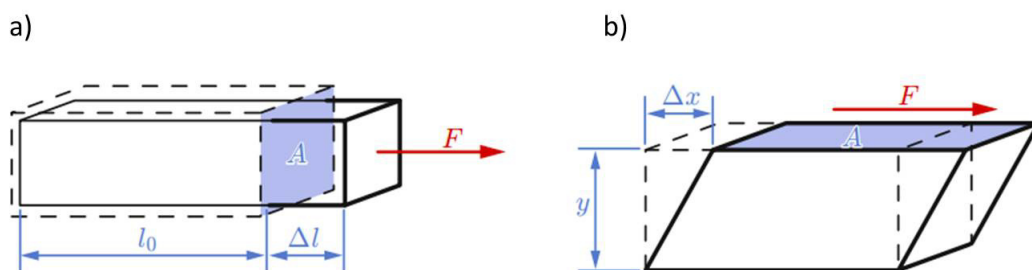


Abb. 2.11: Normaldehnung a), Scherdehnung b) [73]

Bei der Betrachtung eines 3-dimensionalen Materialvolumens werden die Deformationen im Verzerrungstensor ε_{kl} zusammengefasst:

$$\varepsilon_{kl} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} & \varepsilon_{12} & \varepsilon_{13} \\ \varepsilon_{21} & \varepsilon_{22} & \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{31} & \varepsilon_{32} & \varepsilon_{33} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} & \gamma_{12}/2 & \gamma_{13}/2 \\ \gamma_{21}/2 & \varepsilon_{22} & \gamma_{23}/2 \\ \gamma_{31}/2 & \gamma_{32}/2 & \varepsilon_{33} \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

Wie auch bei dem Spannungstensor besitzt der Verzerrungstensor neun Komponenten, welche aufgrund der vorhandenen Symmetrie auf sechs reduziert werden können ($\varepsilon_{kl} = \varepsilon_{lk}$).

2.7.1 Elastische und plastische Verformung

Eine Materialverformung kann verschiedene Ursachen haben, wie z. B. die Wirkung einer äußeren Kraft oder eine thermische Belastung, die auf ein Bauelement aus unterschiedlichen Materialien wirkt. Die Verformung bewirkt eine Verschiebung der Atome innerhalb des Werkstoffes. Grundsätzlich werden hierbei zwei Kategorien unterschieden:

- elastische Verformung bzw. reversible Verformung
- plastische Verformung bzw. irreversible Verformung

Eine reversible Verformungen liegt vor, wenn ein Körper durch eine Krafteinwirkung verformt werden kann, allerdings nach dem Abfall der Kraft seine ursprüngliche Form wieder annimmt. Verläuft die elastische Verformung proportional zur Belastung, wird diese als linear-elastisch bezeichnet [33][73]. Dieses Verhalten wird durch das hookesche Gesetz beschrieben und kann für eine einachsige Belastung wie folgt ausgedrückt werden:

$$\sigma = E * \varepsilon \quad (2.13)$$

Hierbei ist E der Elastizitätsmodul (E-Modul), welcher den Proportionalitätsfaktor zwischen der Spannung und der Dehnung bildet. Der E-Modul ist ein Maß für die Steifigkeit eines Werkstoffes. Umso größer sein Wert ist, umso geringer ist die elastische Verformung bei gleicher Belastung. Wird eine Probe durch eine Zugkraft belastet, tritt neben der reinen Dehnung eine Verringerung des Querschnitts auf [73]. Dieses Verhalten ist durch die Querkontraktion ε_{quer} beschrieben:

$$\varepsilon_{quer} = -\nu * \varepsilon \quad (2.14)$$

Hierbei ist ν die Querkontraktions- bzw. Poissonzahl. Bei vielen Metallen liegt der Wert der Poissonzahl bei ca. 0,33. Für eine reine Schubbelastung gilt:

$$\tau = G * \gamma \quad (2.15)$$

Hierbei entspricht G dem Schubmodul. Dieser gibt Auskunft über die linear-elastische Verformung eines Bauteils, welche infolge einer Scherkraft entsteht. Bei isotropen Werkstoffen kann der Schubmodul wie folgt ausgedrückt werden:

$$G = \frac{E}{2 * (1 + \nu)} \quad (2.16)$$

Erfolgt eine Dehnung in mehrere Raumrichtungen wird das hookesche Gesetz grundlegend als eine lineare Tensorgleichung der 4. Stufe ausgedrückt:

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} * \varepsilon_{kl} \quad (2.17)$$

Hierbei ist C_{ijkl} der Elastizitätstensor, welcher 81 Komponenten besitzt. Sowohl der Spannungs- als auch der Verzerrungstensor besitzen aufgrund ihrer Symmetrie nur jeweils sechs unabhängige Komponenten. Daher reduzieren sich die Anzahl der Komponenten des Elastizitätstensors von 81 auf 36 unabhängige Materialkonstanten. Mittels der Voigtschen Notation, in Kombination mit der reduzierten Anzahl der Komponenten, können die Tensoren 2. Stufe auf Spaltenmatrizen und der

Tensor 4. Stufe auf eine quadratische 6x6 Matrix umgeschrieben werden. Somit lässt sich das Hookesche Gesetz wie folgt darstellen:

$$\begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ C_{12} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ C_{13} & C_{23} & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ C_{14} & C_{24} & C_{34} & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ C_{15} & C_{25} & C_{35} & C_{45} & C_{55} & C_{56} \\ C_{16} & C_{26} & C_{36} & C_{46} & C_{56} & C_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{12} \end{bmatrix} \quad (2.18)$$

Im Gegensatz zur elastischen Verformung ist eine plastische Verformung irreversibel. Dies bedeutet, dass die plastische Verformung nach der Entlastung des Bauteils weiterhin vorhanden ist. Eine reale plastische Verformung ist immer mit einer elastischen Verformung überlagert. In Bezug auf die linear-elastische Verformung wurde die Dehnung als Quotient der Längenänderung Δl und der Ausgangslänge l_0 beschrieben. Diese Betrachtung ist bei der Beschreibung plastischer Verformungen nicht anwendbar, da hier eine bleibende Umverteilung der Atome im Material stattfindet [73]. Um eine Unterscheidung zwischen den Dehnungen zu treffen, wird die Dehnung bezogen auf die Ausgangslänge häufig als technische Dehnung und die Dehnung der plastischen Verformung als wahre Dehnung φ bezeichnet [33]. In vielen technischen Anwendungen ist die auftretende Dehnung relativ gering, somit ist hier die Beschreibung der Dehnung in Bezug zur Ausgangslänge ausreichend genau. Zur Berechnung der wahren Dehnung wird diese in unendlich viele kleine Schritte aufgeteilt und jeweils die infinitesimale Längenänderung auf die aktuelle Länge bezogen [73]. Somit gilt für die Dehnungsänderung ($d\varphi$) zu jedem Zeitpunkt:

$$d\varphi = \frac{(l + dl) - l}{l} = \frac{dl}{l} \quad (2.19)$$

Die Gesamtdehnung ergibt sich aus der Integration der Teildehnungen:

$$\varphi = \int_{l_0}^{l_1} \frac{dl}{l} = \ln \frac{l_1}{l_0} = \ln \left(1 + \frac{\Delta l}{l_0} \right) = \ln(1 + \varepsilon) \quad (2.20)$$

2.7.2 Das Spannungs-Dehnungs-Diagramm

Das elastisch-plastische Verhalten von Werkstoffen wird häufig über Spannungs-Dehnungs-Kurven beschrieben. In Abbildung 2.12 sind für metallische Werkstoffe typische Kurvenverläufe dargestellt.

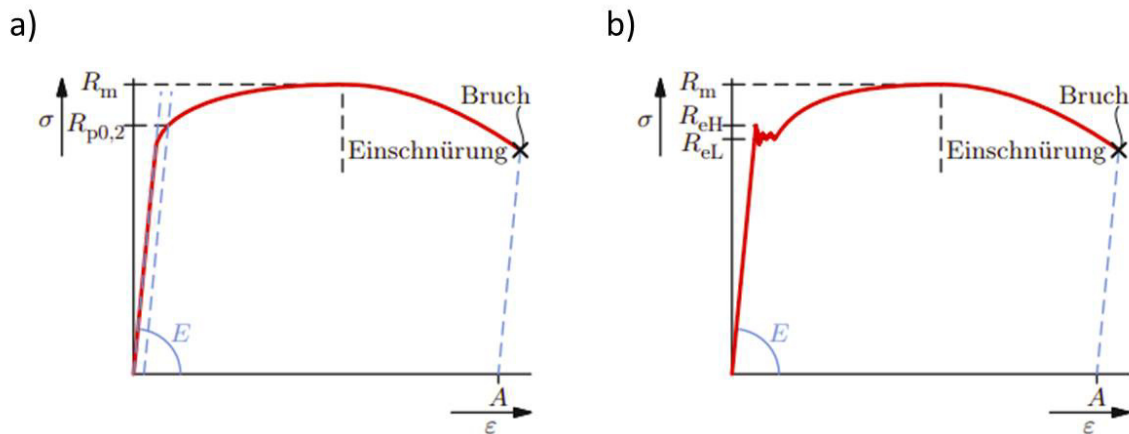


Abb. 2.12: Duktiler Werkstoff ohne ausgeprägte Streckgrenze a), Duktiler Werkstoff mit ausgeprägter Streckgrenze b) [73]

Diese werden oft aus Zugversuchen generiert und liefern materialspezifische Kennwerte [73]. Bei einem Zugversuch werden genormte Proben mit einer konstanten Geschwindigkeit auseinandergezogen und dabei die Längenänderung und die aufbrachte Kraft gemessen. Je nachdem, welcher Werkstoff im Zugversuch belastet wird, entstehen charakteristische Spannungs-Dehnungs-Diagramme [72][73]. Im ersten Teil der Diagramme verhält sich das Material vollständig elastisch. Mit einer Zunahme der Spannung setzt allmählich eine plastische Verformung ein. Der Übergang vom elastischen zum plastischen Verhalten ist bei Metallen mit ausgeprägter Streckgrenze durch einen Spannungsabfall zu lokalisieren (2.12 b)). Liegt keine Streckgrenze vor, ist der Übergang nicht exakt bestimmbar. Daher wird als Grenzwert der Spannungswert verwendet, der bei 0,2 % bleibender Dehnung erreicht wird (2.12 a)). Die 0,2 % Dehnung werden im Ingenieurwesen als akzeptabel angesehen und als $R_{p0,2}$ -Wert bezeichnet. Durch eine weitere Belastung der Probe steigt die technische Spannung an. Der erreichte Maximalwert wird als Zugfestigkeit R_m bezeichnet [73]. Nach dem Erreichen der Zugfestigkeit kommt es an der schwächsten Stelle der Probe zu Einschnürungen. Die plastischen Verformungen konzentrieren sich auf diesen Bereich, was eine rapide Einschnürung des Probenquerschnitts zur Folge hat. Die Probe wird bis zum Bruch weiter belastet. Die vorhandene Dehnung nach dem Bruch wird als Bruchdehnung A bezeichnet. Die Eigenschaft, sich vor dem Bruch plastisch zu verformen, wird als Duktilität tituliert. Als Festigkeit wird die Spannung benannt, die eine Probe bis zum Bruch erträgt [3][72][73].

2.7.3 Kriechen

Die zeitabhängige plastische Verformung unter Last wird als Kriechen bzw. als Viskoplastizität bezeichnet. Erfolgt z.B. die Belastung eines metallischen Werkstoffes mit einer Temperatur, die einer homologen Temperatur (T/T_m) von mindestens 0,3 bis 0,4 entspricht, so nimmt die Dehnung des Werkstoffes bei konstanter Spannung mit der Zeit zu [33][73]. Dieses Prinzip ist schematisch als sogenannte Kriechkurve in Abbildung 2.13 dargestellt.

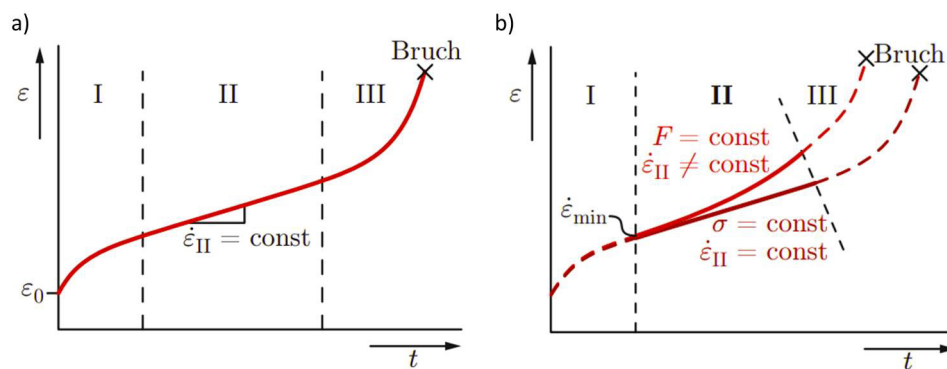


Abb. 2.13: Zeitdehnschaubild a), Vergleich der Zeitdehnschaubilder bei konstanter Spannung und konstanter Kraft b) [73]

Die abgebildeten Diagramme sind in drei Bereiche aufgeteilt. Der Vorgang im ersten Bereich wird als Übergangskriechen oder primäres Kriechen bezeichnet. Hier reagiert das belastete Bauteil zeitunabhängig mit einer Dehnung ε_0 . Diese setzt sich, wie auch bei der Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Diagramms, aus einem elastischen und einem plastischen Anteil zusammen. Hierbei kommt es im Allgemeinen zunächst zu einer Erhöhung der Versetzungen im Material. Dies führt zu einer Verfestigung, welche in einer Abnahme der Kriechgeschwindigkeit resultiert. In dem Bereich des primären Kriechens nimmt die Dehnung im Laufe der Zeit weiter zu.

Der Vorgang im zweiten Bereich wird als stationäres oder sekundäres Kriechen bezeichnet. Innerhalb dieses Bereiches ist die Dehnungsgeschwindigkeit ($\dot{\varepsilon}_{II}$) näherungsweise konstant. In einer realen technischen Anwendung weicht allerdings die Darstellung des sekundären Kriechens von dem Verlauf in Abbildung 2.13 a) ab. Eine konstante Dehnungsgeschwindigkeit wird nur erreicht sofern auch die Spannung im Bauteil konstant gehalten wird. Durch die Zugbelastung und die daraus resultierende Verformung nimmt der Querschnitt der Probe ab. Daher muss eine Reduzierung der Zugkraft erfolgen, um eine konstante Dehnungsgeschwindigkeit zu erzielen. Dies ist in den meisten technischen Anwendungen nicht der Fall. Bleibt die Kraft konstant, wird die Kriechrate im sekundären Kriechbereich stetig zunehmen (vgl. Abb. 2.13 b)).

Der Vorgang im dritten Bereich wird als das tertiäre Kriechen bezeichnet. In diesem Bereich nimmt die Kriechgeschwindigkeit stark zu und es treten massive innere Schädigungen auf, die am Ende zum Bruch des Bauteils führen [73][92].

2.7.4 Werkstoffversagen

Als ein grundlegendes Werkstoffversagen wird häufig die plastische Deformation von Bauteilen betrachtet. Dies liegt daran, dass beim Auftreten plastischer Verformungen die Fließgrenze überschritten wird und sich diese bei den meisten Materialien in der Nähe der Zugfestigkeit befindet [73]. Anstelle der plastischen Verformung kann ein Bauteil allerdings auch durch einen Sprödbbruch versagen. Der sogenannte Kriechbruch wurde bereits im vorangegangenen Abschnitt beschrieben. Grundlegend können Brüche und Risse anhand ihrer Ursache in die folgenden Kategorien unterteilt werden:

- Mechanisch bedingte Risse und Brüche
- Thermisch bedingte Risse und Brüche
- Thermomechanisch bedingte Risse und Brüche
- Korrosionsbedingte Risse und Brüche

Mechanisch bedingte Risse und Brüche können z. B. durch eine äußere Krafteinwirkung entstehen. Diese können unter anderem in Form eines Gewalt-, Schwing- oder Ermüdungsbruchs auftreten. Zu den thermisch bedingten Rissen und Brüchen wird z. B. der Kriechbruch zugeordnet (vgl. Kapitel 2.7.3). Thermomechanisch bedingte Brüche und Risse entstehen beispielsweise in einem Materialverbund aus unterschiedlichen Werkstoffen, welcher einer thermischen Last ausgesetzt ist. In Folge der thermischen Last kommt es zur Entstehung von Dehnungen und in deren Folge zur Bildung innerer Spannungen, welche zu Rissen und Brüchen führen können. Korrosionsbedingte Risse und Brüche entstehen beispielsweise durch das Eindringen eines korrosiven Mediums entlang eines Risses. Der im Laufe der Zeit voranschreitende Korrosionsprozess kann zur Materialschwächung an der Risspitze führen, wodurch die lokale Bruchzähigkeit sinkt und eine Rissfortpflanzung zur Folge hat [73].

Die genannten Brucharten können als Gleitbruch, als Spaltbruch oder als eine Mischform auftreten. Ein Gleitbruch tritt typischerweise bei duktilen Werkstoffen auf. Hierbei kommt es vor dem Eintritt des Gleitbruchs zu starken plastischen Verformungen und Einschnürungen. Im Gegensatz zu sehr reinen Metallen sind bei technischen Werkstoffen Einschlüsse oder Fremdphasen in Form von Partikeln enthalten. Durch die Belastung lösen sich die Partikel aus der Matrix oder brechen. Zum Partikelbruch kommt es hauptsächlich bei spröden Partikeln sowie bei hohen Zugspannungen. Das Herauslösen der Partikel hingegen wird hauptsächlich durch eine große Deformation der Matrix hervorgerufen. Beide Varianten führen zur Entstehung von Mikrorissen, welche zu kleinen Hohlräumen zusammenwachsen [73]. Dem Gleitbruch steht der Spaltbruch gegenüber, welcher auch als spröder Bruch bezeichnet wird. Dieser erfolgt aus dem elastischen Dehnungszustand heraus, ohne dass ein wesentliches Fließverhalten aufgetreten ist. Der Werkstoff bricht aber nicht auf der gesamten Bruchfläche gleichzeitig. Es kommt zuerst zur Bildung von lokalen Anrissen durch das Lösen von Atombindungen. Die Anrisse verlaufen durch den Querschnitt hindurch und führen somit zum Auseinanderbrechen der Probe [33][73].

2.7.5 Werkstoffermüdung

Das bisher beschriebene Werkstoffversagen basiert auf statisch und monoton veränderlichen Belastungen. In realen Anwendungen sind Bauteile allerdings häufig zyklischen Belastungen ausgesetzt. Eine zyklische Belastung kann unterschiedliche Ursachen haben wie z. B. durch Verschiebungen, welche durch wiederkehrende thermische Dehnungen hervorgerufen werden. Die aus der Wiederholung gleicher oder ähnlicher Belastungen resultierenden Brüche werden auch als Schwing- oder

Ermüdungsbrüche bezeichnet. Im Allgemeinen kann das Bauteilversagen für elastisch-plastisch verformende Werkstoffe in mehrere Phasen unterteilt werden [73]:

- Anrissbildung
- Risswachstum (Schwingungsrissbildung)
- Restbruch (Gewaltbruch)

Durch die zyklische Verformung eines Bauteils können bereits geringe plastische Verformungen zur Entstehung eines Anrisses führen. Mikroskopisch betrachtet ist jede Werkstoffoberfläche nicht perfekt glatt und eben, sondern weist Risse und Rauigkeiten auf. Eine solche Oberflächenrauheit wirkt wie kleine Kerben, an denen erhöhte Spannungen entstehen können. An diesen lokalen Stellen kann die erhöhte Spannung zur Überschreitung der Fließgrenze führen und plastische Verformungen hervorrufen. Hierbei kommt es zur Bildung von Materialverschiebungen, welche in Abhängigkeit der Belastung entweder Extrusionen oder Intrusionen an der Oberfläche zurücklassen. Diese wiederum wirken verstärkend auf die Rissbildung. Infolge der plastischen Verformung werden Versetzungen erzeugt, welche sich durch das Kristallgitter bewegen und eine lokale Werkstoffversprödung zur Folge haben. Die Bewegung der Versetzungen kann beispielsweise durch Gitterfehler bzw. Korngrenzen behindert werden. Dies hat einen Anstieg der Spannung zur Folge, welche für die weitere plastische Verformung benötigt wird. Eine weitere zyklische Belastung des Bauteils führt mehr und mehr zur Ausbreitung des Anrisses tiefer ins Material. Die fortschreitende Rissausbreitung führt zum Einsetzen des Ermüdungsbruchs. Durch das zyklische Voranschreiten des Risses nimmt der tragende Restquerschnitt immer mehr ab. Die Last verteilt sich somit auf eine immer kleiner werdende Fläche, bis der Werkstoff der Beanspruchung nicht mehr standhalten kann. Der Bruch breitet sich dann als Gewaltbruch über den restlichen Querschnitt aus.

2.8 Thermomechanisches Verhalten von Werkstoffen

Im vorangegangenen Kapitel wurde erwähnt, dass eine zyklische Belastung durch thermische Dehnungen hervorgerufen werden kann. Diese Art der Belastung wird im folgenden Abschnitt näher betrachtet. Aufgrund der spezifischen Materialeigenschaften ändern Stoffe ihre äußeren Abmessungen in Abhängigkeit der Temperatur. Sofern von einem isotropen Materialverhalten ausgegangen werden kann, erfolgt die Änderung gleichmäßig in alle Richtungen. Die Ausdehnung der Stoffe ist dadurch bedingt, dass mit einer steigenden Temperatur die Schwingungsamplitude der Atome im Gitter zunimmt. Die thermisch bedingte Dehnung ϵ_{therm} ist im linearen Fall abhängig von zwei Faktoren. Zum einen von der Temperaturdifferenz ΔT und zum anderen von dem materialspezifischen thermischen Ausdehnungskoeffizienten α [26]. Der thermische Ausdehnungskoeffizient (CTE) ist wie folgt definiert:

$$\alpha = \frac{1}{L} * \frac{\Delta L}{\Delta T} \quad (2.21)$$

Somit ergibt sich für die thermische Dehnung:

$$\varepsilon_{therm} = \alpha(T) * (T - T_0) \quad (2.22)$$

Im Falle der freien thermischen Dehnung treten keine mechanischen Spannungen im Material auf. Wird allerdings der betrachtete Werkstoff beim Erwärmen behindert, z. B. durch eine Fixierung, so können sich die thermischen Verformungen nicht ungehindert ausbreiten. Dies führt dazu, dass mechanische Spannungen im Material hervorgerufen werden. Vereinfacht kann die thermisch induzierte Spannung wie folgt beschrieben werden:

$$\sigma_{therm} = \frac{E * \alpha}{1 - \nu} * \Delta T \quad (2.23)$$

2.9 Ausfallmechanismen leistungselektronischer Baugruppen

Vereinfacht kann eine leistungselektronische Baugruppe als ein stoffschlüssig gefügter Verbund von Bauteilen mit unterschiedlichen Abmessungen und ungleichen thermischen und thermomechanischen Eigenschaften betrachtet werden. Die Belastung, die hauptsächlich auf diesen Verbund wirkt, hat einen thermischen Ursprung. Dieser ist einerseits durch die Temperatur im Fügeprozess und andererseits durch die Wärmeentwicklung im Betrieb bedingt. Im Fügeprozess erfolgt eine Erwärmung der Modulkomponenten. Unterhalb der Fügetemperatur können sich alle Komponenten gemäß ihres CTEs ungehindert ausdehnen. Ist die Fügetemperatur erreicht, entsteht eine stoffschlüssige Verbindung zwischen den Fügepartnern. Nach dem Fügen erfolgt ein Abkühlungsprozess auf Raumtemperatur. Durch die stoffschlüssige Verbindung ist eine freie Kontraktion während der Abkühlung nicht mehr möglich, was zur Entstehung von mechanischen Spannungen im Material und zur Verformung der Baugruppe führt.

Wie im Kapitel 2.4 beschrieben, resultiert die im Betrieb entstehende Verlustleistung in einer Erwärmung der Baugruppe. Durch den Anstieg der Modultemperatur reduziert sich die Temperaturdifferenz zur eigentlichen Fügetemperatur, was mit einer Verringerung der mechanischen Spannung und der Moduldeformation einhergeht. Im Betrieb wird ein solches Modul im Normalfall zyklisch angesteuert. Daher sind alle Komponenten der leistungselektronischen Baugruppe ständig wechselnden thermischen und thermomechanischen Belastungen ausgesetzt, welche unterschiedliche Ausfallmechanismen zur Folge haben können [14].

2.9.1 Materialermüdung im Leistungsmodul

Wie bereits beschrieben, werden Lötverbindungen in leistungselektronischen Baugruppen sowohl zur Verbindung des Halbleiters mit dem Substrat als auch zur Verbindung des Substrats mit der Wärmespreizplatte verwendet. Die Lötsschicht zwischen dem Substrat und der Bodenplatte ist neben der thermischen Last auch hohen thermomechanischen Belastungen ausgesetzt. Ein Al_2O_3 -Substrat weist einen thermischen Ausdehnungskoeffizienten von $7 - 9 * 10^{-6} K^{-1}$ auf, die kupfer-

ne Wärmespreizplatte hat einen CTE von $16,8 \cdot 10^{-6} K^{-1}$. Somit liegt zwischen diesen beiden Komponenten ein hoher CTE-Mismatch vor. Dieser Mismatch führt unter dem Einfluss einer thermischen Last zu einer Scherbelastung der Lötverbindung. Zudem zeigen Zinn-basierte Lötverbindungen bereits bei geringer mechanischer Belastung eine hohe Kriechneigung. Werden die Lötverbindungen noch zusätzlich einer erhöhten thermischen Last ausgesetzt, kann dies zu Frühausfällen führen [67][73]. Ausgehend von einer Sn97Ag3-Lötverbindung, welche eine Schmelztemperatur von $221 \text{ }^\circ\text{C}$ aufweist, kann bei einer Betriebstemperatur von $130 \text{ }^\circ\text{C}$ eine homologe Temperatur von 0,59 bestimmt werden. Dieser Wert liegt über der Grenze von 0,3. Somit kann bereits bei einer Betriebstemperatur von $130 \text{ }^\circ\text{C}$ mit erheblichen Kriecheffekten gerechnet werden. Daher können mit einer gesteigerten Anzahl an Lastzyklen Degradierungen und Anrisse innerhalb der Verbindungsschichten entstehen. In Abbildung 2.14 sind Ultraschallaufnahmen einer Lötverbindung zwischen DCB und Bodenplatten dargestellt.

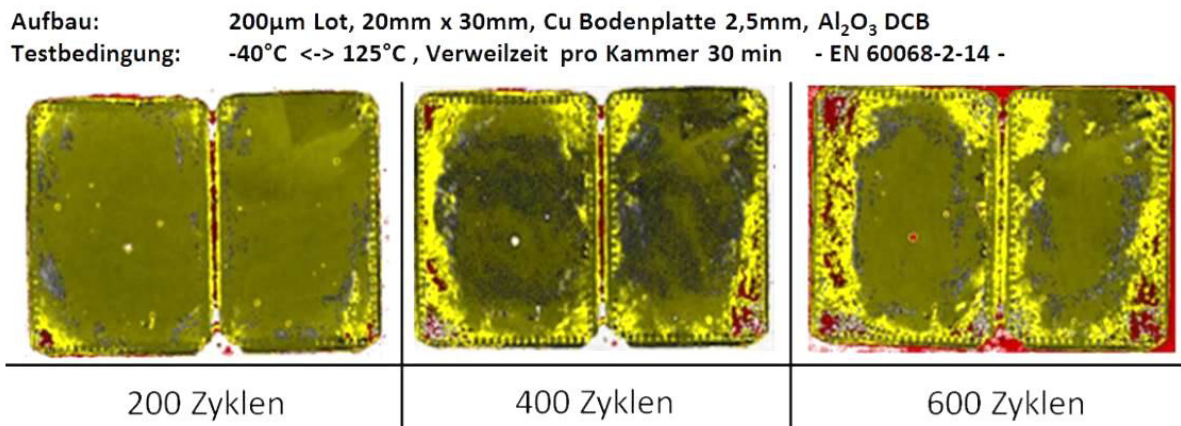


Abb. 2.14: Lotschichtdegradierung durch die Belastung eines TST [21]

Die Lötverbindungen sind in den Aufnahmen gelblich dargestellt und die Degradierungen rot. Der untersuchte Aufbau wurde durch einen Temperaturschocktest (TST) belastet. Die Untersuchung des Systemlots erfolgte nach 200, 400 und 600 Zyklen mithilfe eines Ultraschallmikroskops (SAM). Die Aufnahmen zeigen, dass mit einer steigenden Anzahl an Lastzyklen Degradierungen im Randbereich der Verbindungsschichten auftreten. Diese führen sowohl zur Reduzierung der mechanischen Stabilität als auch zu einer Erhöhung des thermischen Widerstands.

In Abbildung 2.15 ist ein Schlibbild einer DCB dargestellt, welche mittels Löttechnik mit einer Wärmespreizplatte verbunden ist.

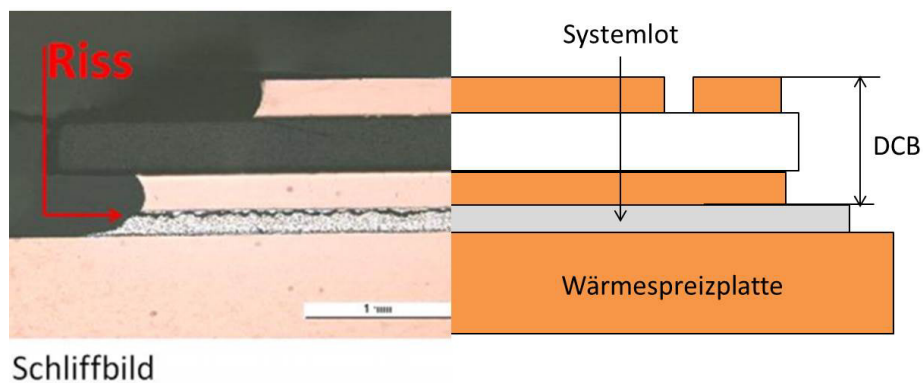


Abb. 2.15: Rissbildung im Systemlot [70]

Durch das Systemlot verläuft ein horizontaler Riss, der auf die thermomechanischen Belastungen zurückgeführt werden kann. Dieser Fehlermechanismus kann zur Delamination des Substrates und somit zum Ausfall des Leistungsmoduls führen [50].

Die Lötverbindung zwischen Halbleiter und Substrat ist aufgrund ihrer Position im Aufbau hohen und schnell wechselnden thermischen Belastungen ausgesetzt. Hohe Temperaturwechselbelastungen begünstigen die Rissbildung und deren Ausbreitung. Zudem kommt es durch die hohe thermische Belastung zu einer beschleunigten Kornvergrößerung, wodurch die Korngrenzen anwachsen und es zur Bildung von intermetallischen Phasen kommt. Intermetallische Phasen entstehen an der Grenzfläche zwischen dem Lot und dem Verbindungspartner. Diese Phasen sind meist sehr spröde, wodurch die mechanische Spannung nicht ausreichend durch irreversible lokale Verformungsprozesse wie plastisches Fließen oder Kriechen abgebaut werden kann. Weiterhin weisen intermetallische Phasen häufig diffusionsinduzierte Defekte auf. Daher können die intermetallischen Phasen die Zuverlässigkeit der Lötverbindung negativ beeinflussen und zur Entstehung von Anrissen führen [6][63][67]. Ein ähnlicher Ermüdungsprozess kann zwischen dem Halbleiter und seiner oberseitigen Bonddrahtkontaktierung auftreten (vgl. Abb. 2.16).

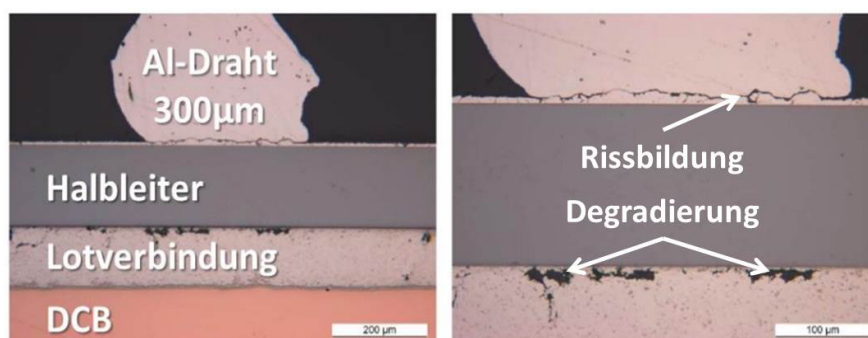


Abb. 2.16: Schliffbild eines Halbleiters nach aktiver Last [6]

Ausgehend von einem Silizium-Halbleiter und einem Aluminium-Bonddraht liegt hier ebenfalls ein hoher CTE-Mismatch vor. Der Bonddraht weist einen CTE von $23,8 \cdot 10^{-6} K^{-1}$ und der Halbleiter einen CTE von $2,6 \cdot 10^{-6} K^{-1}$ auf. Durch die hohe thermische Belastung kommt es zu Rekristallisationsprozessen und Vergrößerungen in der Drahtbondverschweißung, welche in Kombination mit den mechanischen Spannungen zur Materialermüdung führt [63]. In Abbildung 2.16

sind die damit im Zusammenhang stehenden Fehlermechanismen dargestellt. Es sind sowohl Anrisse in der Bondverbindung als auch Degradierungserscheinungen in der Verbindungsschicht erkennbar. Die Delamination der oberseitigen Chipkontaktierung wird auch als Bonddraht Lift-Off bezeichnet.

2.9.2 Der Pump-Out-Effekt

Neben den Alterungsvorgängen wie Vergrößerung, Rekristallisation und Materialermüdung treten auch Fehlermechanismen auf, die primär durch das Deformationsverhalten der Baugruppe entstehen. Einer dieser deformationsbedingten Fehlermechanismen bezieht sich auf die Zerrüttung des Thermal-Interface-Materials.

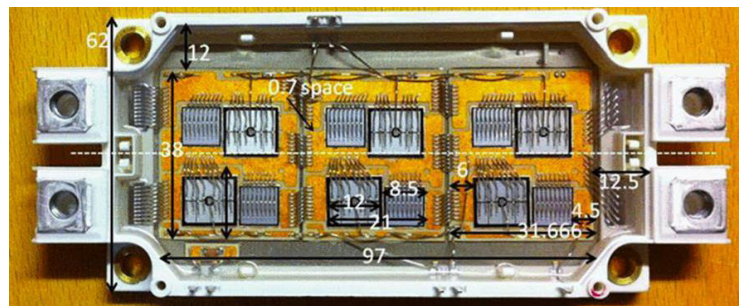


Abb. 2.17: Draufsicht eines Rahmenmoduls mit drei DCBs [35]

Ein wie in Abbildung 2.17 dargestelltes Rahmenmodul wurde in der Arbeit von Jue, Myllykoski und Paulasto-Kröckel analysiert und das Design in ein Simulationsmodell überführt [35]. Ein Ziel dieser Arbeit bestand in der Untersuchung der Modulverformung und des Hohlraums, der nach der Durchführung der Montage zwischen der Wärmespreizplattenunterseite und der Kühlkörperoberfläche entsteht. Derartige Module werden in der Regel durch Schraubkontakte in den Ecken mit einem darunter befindlichen Kühler kraftschlüssig verbunden. Das Ergebnis der Simulation ist in Abbildung 2.18 dargestellt.

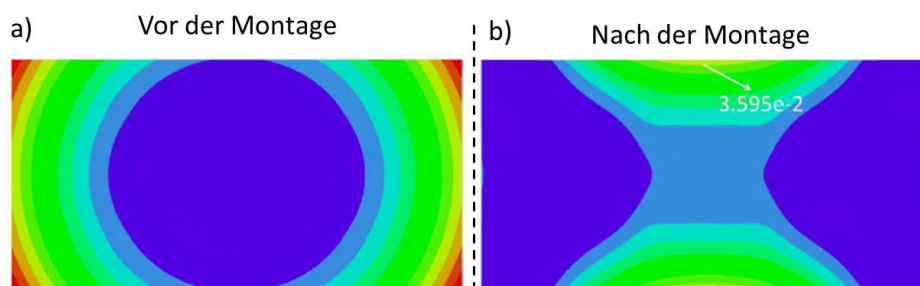


Abb. 2.18: Hohlraum zwischen Modul und Kühlkörper vor der Montage a) und nach der Montage b) [35]

Im linken Teil der Abbildung ist der Hohlraum vor und im rechten nach der Montage aufgeführt. Die unterschiedlichen Höhen des Hohlraums sind farblich voneinander unterteilt, wobei die größten Unterschiede rot und die kleinsten Differenzen dunkelblau dargestellt sind. Anhand der farblichen Unterteilung ist in Abbildung 2.18 a) zu erkennen, dass der größte Hohlraum in den Ecken

vorliegt. Somit weist das Modul gegenüber der Kühlkörperoberfläche eine konvexe Deformation auf. Durch den Druck der Schraubkontakte werden die Ecken des Moduls heruntergedrückt. Da zwischen dem Modul und dem Kühlkörper lediglich eine kraftschlüssige Verbindung vorliegt, bleibt nach der Montage eine Restballigkeit vorhanden, die einen wie in Abbildung 2.18 b) dargestellten Hohlraum erzeugt. Zur Kompensation dieses Hohlraums erfolgt vor der Montage des Moduls die Applikation des Thermal-Interface-Materials. In Abbildung 2.18 b) ist zu erkennen, dass insbesondere im Randbereich der Modullängsseiten eine hohe konvexe Verformung entsteht. Wird das Modul betrieben, führt die Verlustleistung zur Entstehung von Wärmeenergie, welche wiederum die Baugruppe erwärmt und zu einer Dehnung der Einzelkomponenten führt. Da die kupferne Wärmespreizplatte einen größeren CTE als die übrigen Komponenten aufweist, resultiert die Erwärmung in einer Zunahme der Deformation. In Abbildung 2.19 ist schematisch dargestellt, welche Auswirkungen die Deformationsänderung auf das Thermal-Interface-Material hat.

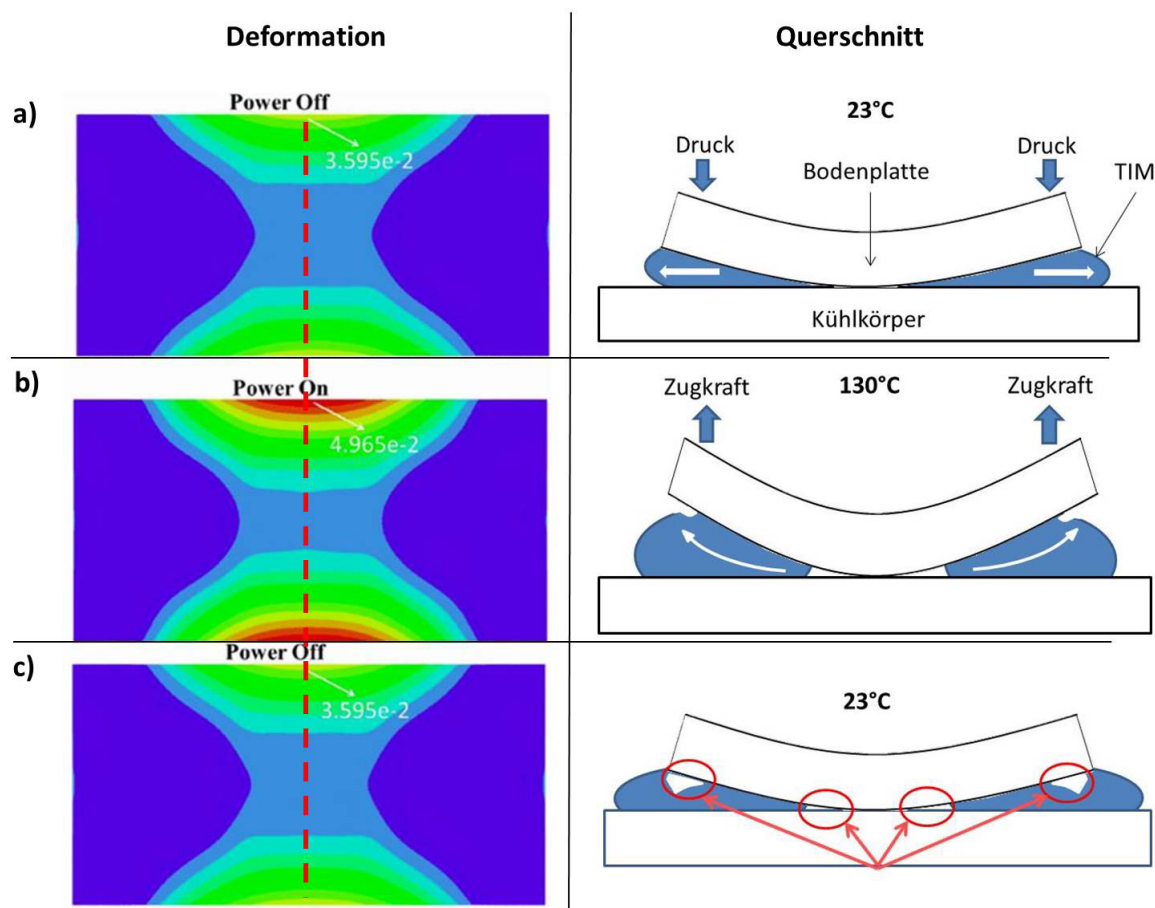


Abb. 2.19: Auswirkung der Moduldeformation auf das Thermal-Interface-Material; links Hohlraum zwischen Modul und Kühler [35]; rechts Querschnitt durch die maximale Verformung

Die linke Seite der Abbildung stellt den Hohlraum zwischen der Kühleroberfläche und der Modulunterseite dar. In dem Bereich der höchsten Deformationen erfolgt ein Schnitt durch das Modul (rote Linie). Der Querschnitt entlang der Linie ist schematisch im rechten Teil der Abbildung dargestellt. Durch die Montage des Moduls wird das überschüssige Thermal-Interface-Material zwischen der Wärmespreizplatte und dem Kühlkörper nach außen verdrängt (a). Erfolgt eine Er-

wärmung des Moduls, resultiert dies in einer Erhöhung der Moduldeformation (b). Die Deformationserhöhung führt zu einer auf die TIM-Schicht wirkenden Zugkraft. Aufgrund der rheologischen Eigenschaften der pastösen TIM-Schicht ist diese in der Lage, die Deformationsänderung bis zu einem gewissen Grad zu kompensieren. Fällt die Deformationszunahme zu groß aus, führt dies einerseits dazu, dass die Paste im Randbereich den Abstand zwischen der Wärmespreizplatte und dem Kühlkörper nicht mehr kompensieren kann und andererseits dazu, dass die TIM-Schicht aus der Mitte des Moduls nach außen gezerrt wird. Dies erzeugt sowohl direkt unterhalb der Bodenplatte als auch im Randbereich Defekte innerhalb der TIM-Schicht. Kühlt die Baugruppe wieder auf Raumtemperatur ab, kehrt das Modul aufgrund der reversiblen Dehnung in seinen Ausgangszustand zurück (c). Die Paste wird hierbei von der Mitte aus weiter nach außen gedrängt, somit befindet sich im Randbereich ein erneuter Pastenüberschuss, der durch die sinkende Moduldeformation unter der Bodenplatte hervorgepresst wird. Durch den zyklischen Betrieb der Leistungsbaugruppe wiederholt sich dieser Vorgang mit jedem Temperaturwechsel. Die membranartige Pumpbewegung der Baugruppe führt mit jedem Zyklus zu einer Reduzierung des Thermal-Interface-Materials. Aufgrund dieser Reduzierung ist es der TIM-Schicht nicht mehr möglich, den Hohlraum zwischen Modul und Kühler vollständig zu kompensieren. Somit können Defekte zwischen den beiden Oberflächen entstehen, welche das thermische Verhalten der Baugruppe negativ beeinflussen. Dieser Fehlermechanismus wird auch der Pump-Out-Effekt genannt [22][24]. In Abbildung 2.20 ist eine zerrüttete TIM-Schicht auf einer Kühleroberfläche dargestellt. In der Fläche sind Defekte zu erkennen, wodurch die Oberseite des Kühlers sichtbar ist. Im Randbereich der TIM-Schicht sind Materialanhäufungen sichtbar (rote Pfeile), welche durch das Verdrängen der Paste entstanden sind.

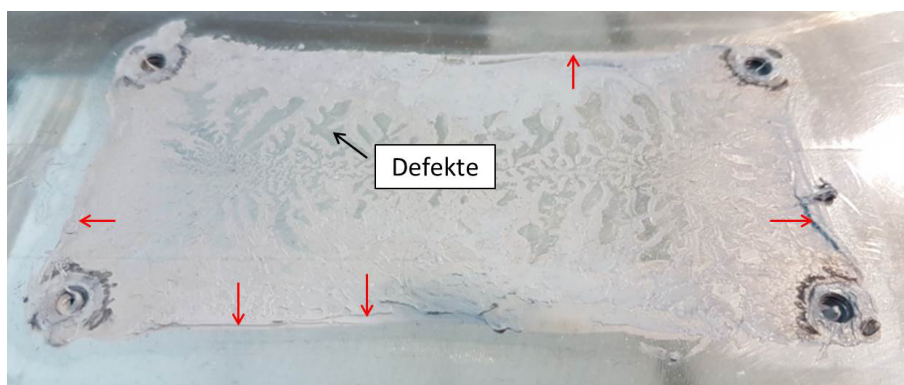


Abb. 2.20: Zerrüttete TIM-Schicht mit Defekten und Pastenanhäufungen im Randbereich

Alle Fehlermechanismen haben eine Wechselwirkung miteinander und laufen zeitlich nicht linear ab [6]. Fehlermechanismen wie Degradierungen und Risse treten in einer leistungselektronischen Baugruppe in der Regel erst mit einer höheren Anzahl an Lastzyklen auf. Der Pump-Out-Effekt hingegen kann bereits nach wenigen Zyklen detektiert werden [18][95]. Somit führt der Pump-Out-Effekt in den ersten Zyklen zur Entstehung von Defekten innerhalb der TIM-Schicht. Diese formen eine Barriere im thermischen Pfad, wodurch es zu einer erhöhten Betriebstemperatur kommt [20]. Die Temperaturerhöhung verstärkt die Zerrüttung der Lötverbindungen. Diese wiederum führen

zu einer erhöhten Halbleitertemperatur, wodurch das Risswachstum in den Kontakten zwischen den Al-Drähten und dem Halbleiter beschleunigt wird. Die Risse im Aluminiumdraht führen zu einer Einschnürung des Leiterquerschnitts und steigern somit die elektrischen Durchlassverluste des Leistungsmoduls, was mit einem weiteren Temperaturanstieg einhergeht. Somit erscheint es plausibel, dass durch eine Reduzierung des Pump-Out-Effekts das Entstehen der thermomechanischen Degradationsprozesse verzögert werden kann und dies mit einer Erhöhung der Lebensdauer der leistungselektronischen Baugruppen einhergeht.

2.10 Materialien mit reduzierter thermischer Dehnung

Der Pump-Out-Effekt basiert auf einer zyklischen Deformationsänderung des Leistungsmoduls, welche auf den CTE-Mismatch zwischen der Wärmespreizplatte und den keramischen Substraten in Kombination mit der Wirkung einer thermischen Last zurückzuführen ist. Eine Möglichkeit diesen Mismatch zu verringern, ist die Reduzierung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Wärmespreizplatte. Um dies zu realisieren, werden für einige Anwendungen im Bereich der Leistungselektronik Verbundmaterialien eingesetzt. Diese bestehen grundlegend aus einer Kombination von mindestens zwei Werkstoffen [79][88]. Durch die Kombination von unterschiedlichen Materialien werden in der Regel thermische oder thermomechanische Materialverbesserungen angestrebt. Hierbei werden allerdings nicht nur die positiven, sondern ebenfalls die negativen Eigenschaften kombiniert. Somit weisen viele Materialien mit einem reduzierten CTE ebenfalls eine verminderte Wärmeleitfähigkeit auf (vgl. Abb. 2.21).

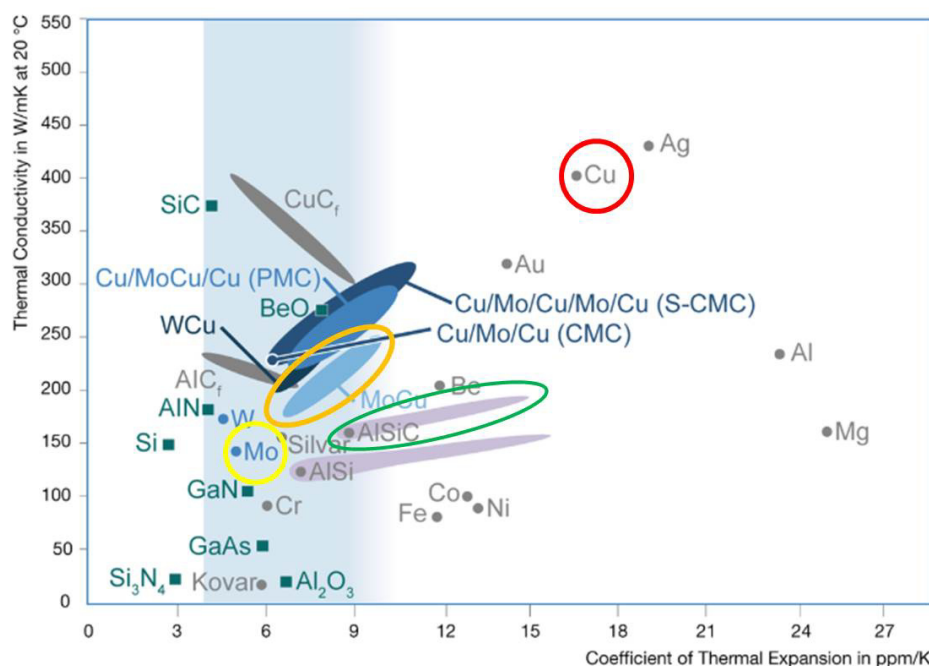


Abb. 2.21: Wärmeleitfähigkeit und thermischer Ausdehnungskoeffizient verschiedener Materialien [62]

In Abbildung 2.21 sind einige Materialkombinationen und Reinmaterialien bezüglich ihrer Wärmeleitfähigkeit und ihres CTEs aufgeführt. Beispielsweise ist reines Kupfer (rot) in der Abbildung mit einer Wärmeleitfähigkeit von ca. 400 W/mK und einem CTE von rund $17 \cdot 10^{-6} K^{-1}$ dargestellt. Reines Molybdän (gelb) hingegen ist mit einer Wärmeleitfähigkeit von ca. 140 W/mK und einem CTE von $5,5 \cdot 10^{-6} K^{-1}$ aufgeführt. Erfolgt eine Kombination der beiden Materialien, entsteht ein MoCu-Werkstoffverbund (orange) mit kombinierten Eigenschaften. Diese variieren in Abhängigkeit des Mischungsverhältnisses, in einem Wertebereich zwischen den beiden Reinmaterialien. Die kombinierten Eigenschaften von Verbundwerkstoffen sind neben der Art und der Menge der beteiligten Materialien (Phasen), auch von deren Verteilung und gegenseitiger Anhaftung abhängig. Hierbei wird grundlegend zwischen den beiden folgenden Kategorien unterschieden [79]:

- Verbundwerkstoff
- Werkstoffverbund

2.10.1 Der Verbundwerkstoff

Bei den Verbundwerkstoffen werden die beiden Materialien als Matrix- und als Verstärkungsphase bezeichnet. Hierbei ist das Verstärkungsmaterial in der Matrixphase verteilt. Die Matrix bildet das kontinuierliche bzw. umhüllende Material. Die Verstärkungsphase hingegen ist in der Matrix verteilt und in der Regel nicht zusammenhängend. Makroskopisch betrachtet sind Verbundwerkstoffe homogen und mikroskopisch betrachtet heterogen. Grundlegend lassen sich die Verbundwerkstoffe nach der verwendeten Matrix unterteilen [79]:

- Polymermatrix-Verbundwerkstoffe (PMC Polymer Matrix Composites)
- Metallmatrix-Verbundwerkstoffe (MMC Metal Matrix Composites)
- Verbundwerkstoffe mit einer nichtmetallischen-anorganischen Matrix

Im Bereich der Leistungselektronik kommen aufgrund ihrer thermischen und thermomechanischen Eigenschaften MMC-Materialien zum Einsatz. Beispielsweise kann zur Reduzierung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten eine Kupfer (Cu)- oder Aluminiummatrix (Al) mit Partikeln aus Wolfram (W), Molybdän (Mo), Siliziumcarbid (SiC) oder Silizium (Si) versetzt werden (vgl. Abb. 2.21). Ein Beispiel für ein MMC-Bodenplattenmaterial ist Aluminium-Siliziumcarbid (AlSiC). Dieses Material ist in Abbildung 2.21 durch eine grüne Umrandung hervorgehoben. AlSiC besteht aus einer mit Siliziumcarbidpartikeln gefüllten Aluminiummatrix. Der thermische Ausdehnungskoeffizient von AlSiC kann anhand des Siliziumcarbidanteils dem jeweiligen Verwendungszweck angepasst werden. Neben der Anwendung als Wärmespreizer findet AlSiC außerdem als Kühlkörper oder Gehäuse für Mikroprozessoren Verwendung. Der Siliziumcarbidanteil reduziert zwar einerseits den CTE des Verbundwerkstoffes, andererseits aber auch die Wärmeleitfähigkeit. Eine speziell für Wärmespreizerplatten ausgelegte Zusammensetzung ist AlSiC-9. Diese Zusammensetzung hat einen Siliziumcarbidanteil von 63 vol%. Dies führt zu einem CTE von $8 \cdot 10^{-6} K^{-1}$ und einer Wärmeleitfähigkeit im Bereich von 180 bis 200 W/mK [58][59].

2.10.2 Der Werkstoffverbund

Bei einem Werkstoffverbund sind die beiden Materialien nicht miteinander vermischt, sondern liegen gefügt nebeneinander vor [79]. Hierbei besteht der Werkstoffverbund aus einer Schichtung von unterschiedlichen Werkstoffen, die miteinander verbunden sind. Ein klassisches Beispiel eines solchen Werkstoffverbundes ist ein Bimetallstreifen. Diese Art der Verbundmaterialien ist häufig als ein symmetrisches Dreischichtsystem ausgeführt [34]. Hierbei bestehen die beiden äußeren Schichten (Mantelschichten) aus einem gut wärmeleitenden Material wie Kupfer (Cu) und die mittlere Schicht (Kernschicht) aus einem Material mit einem niedrigen thermischen Ausdehnungskoeffizienten wie z. B. Molybdän [84]. In Abbildung 2.21 sind Werkstoffverbunde aus Kupfer, Molybdän und Kupfer (CuMoCu) bezüglich ihres thermischen Ausdehnungskoeffizienten und ihrer Wärmeleitfähigkeit dargestellt. Typischerweise erfolgt das Fügen der einzelnen Schichten durch einen Walzplattierprozess [34]. Die effektiven Eigenschaften eines solchen Verbundes sind grundlegend von den Volumenanteilen der einzelnen Materialien abhängig [80][81]. Den effektiven thermischen Ausdehnungskoeffizienten eines fiktiven Verbundmaterials aus zwei unterschiedlichen Metallen, kann in der Orientierung parallel zu den Kontaktebenen nach Formel 2.24 bestimmt werden [61].

$$\alpha_{eff} = \frac{\alpha_2 \frac{E_2}{1-\nu_2} n_2 + \alpha_1 \frac{E_1}{1-\nu_1} n_1}{\frac{E_2}{1-\nu_2} n_2 + \frac{E_1}{1-\nu_1} n_1} \quad (2.24)$$

Hierbei sind E_1 und E_2 der jeweilige Elastizitätsmodul, ν_1 und ν_2 die entsprechende Poissonzahl, α_1 und α_2 sind die thermischen Ausdehnungskoeffizienten und n_1 bzw. n_2 ist der relative Volumenanteil des jeweiligen Materials.

2.11 Thermomechanisches Verhalten von Leistungsmodulen

Zur Beschreibung des Deformationsverhaltens einer leistungselektronischen Baugruppe wird diese im Folgenden in einem vereinfachten Modell betrachtet, welches aus einem Schichtsystem mit fünf Komponenten besteht (vgl. Abb. 2.22). Die angegebenen Schichtdicken basieren auf den Abmessungen der Leistungsmodule, welche im Rahmen der vorliegenden Arbeit verwendet werden. Die untere Schicht repräsentiert eine 3 mm dicke kupferne Wärmespreizplatte. Es folgt eine 200 μm dicke Lötsschicht und die Al_2O_3 -DCB.

In dieser Form vereinfachte Schichtsysteme wurden bezüglich ihrer Deformation und mechanischen Spannungen häufig untersucht und mathematisch beschrieben [5][87][90]. Im Folgenden wird das strukturanalytische Modell nach Suhir betrachtet. Dieses Modell bietet die Möglichkeit mechanische Spannungen und Deformationen in einem beliebigen mehrschichtigen Aufbau, unter dem Einfluss einer thermischen Last, zu berechnen. Unter der Voraussetzung einer achsensymmetrischen Geometrie mit gleichmäßiger Wärmeverteilung und einem isotropen und rein elastischen Materialverhalten, kann die Dehnung des Schichtaufbaus wie folgt bestimmt werden [27]:

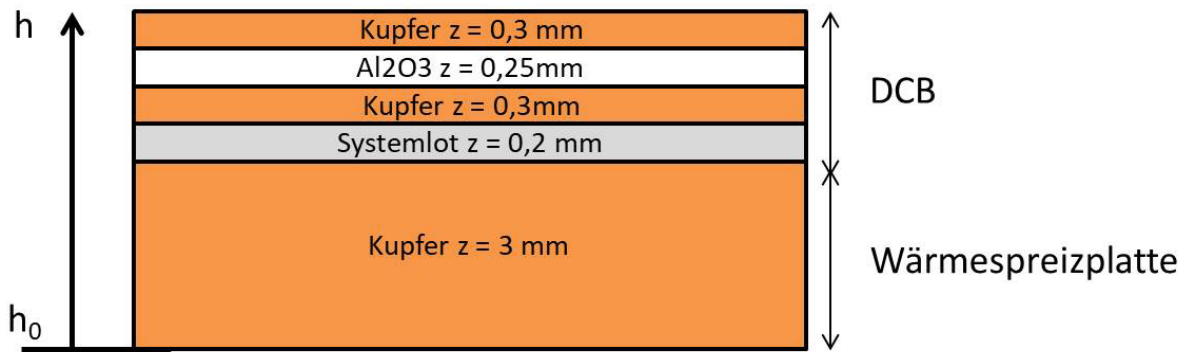


Abb. 2.22: Leistungsmodul als vereinfachtes Modell aus fünf Schichten

$$\varepsilon_T = \frac{h\Delta T}{F} [3(D_2 - C_2)(2hA_1 - 2hB_1 + B_2 - A_2) - 2(D_1 - C_1) * (3hA_2 - 3hB_2 + 2B_3 - 2A_3)] \quad (2.25)$$

$$\varepsilon_B = \frac{h\Delta T}{F} [4(D_1 - C_1)(A_3 - B_3) - 3(D_2 - C_2)(A_2 - B_2)] \quad (2.26)$$

Mit:

$$A_k = \sum_{i=1}^{i=N} \left(\frac{E_i}{1 - \nu_i} \right) z_i^k \quad \text{mit } k = 1, 2, 3 \quad (2.27)$$

$$B_k = \sum_{i=1}^{i=N} \left(\frac{E_i}{1 - \nu_i} \right) z_{i-1}^k \quad \text{mit } k = 1, 2, 3 \quad (2.28)$$

$$C_k = \sum_{i=1}^{i=N} \left(\frac{E_i}{1 - \nu_i} \right) \alpha_i z_i^k \quad \text{mit } k = 1, 2 \quad (2.29)$$

$$D_k = \sum_{i=1}^{i=N} \left(\frac{E_i}{1 - \nu_i} \right) \alpha_i z_{i-1}^k \quad \text{mit } k = 1, 2 \quad (2.30)$$

und

$$F = -2(A_3 - B_3)(2hA_1 - 2hB_1 + B_2 - A_2) + (A_2B_2)(3hA_2 - 3hB_2 + 2B_3 - 2A_3) \quad (2.31)$$

Hierbei beschreibt ε_T die Dehnung auf der Oberseite (Top) und ε_B die Dehnung auf der Unterseite (Bottom) einer beliebigen Schicht N. Die Variable h definiert die Gesamthöhe des Schichtverbundes, welche sich aus den Dicken (z) der einzelnen Schichten zusammensetzt. Das ΔT gibt die wirkende Temperaturdifferenz zwischen Füge- und Raumtemperatur an. Die Deformation des Schichtaufbaus wird durch den Radius (ρ) der Biegung bestimmt:

$$\frac{1}{\rho} = \frac{\varepsilon_T - \varepsilon_B}{h} \quad (2.32)$$

Über den Radius und die Breite des Aufbaus kann die Höhendifferenz Δh , zwischen der minimalen und maximalen Verformung bestimmt werden. Diese wird im folgenden als Maß der Deformation verwendet.

Zum Erreichen der Fügetemperatur wird der Aufbau erwärmt und die Komponenten dehnen sich gemäß ihres CTEs aus (vgl. Tab. 2.2).

	Molybdän	Kupfer	Al₂O₃	Sn97Ag3
Elastizitätsmodul [GPa]	330	132	370	41,6
Poissonzahl	0,38	0,39	0,22	0,33
Thermischer Ausdehnungskoeffizient [$10^{-6}K^{-1}$]	5,35	16,8	5,5	23,8

Tab. 2.2: Mechanische Eigenschaften bei Raumtemperatur [1][45][51][54]

Nach dem Erreichen der Fügetemperatur und anschließender Abkühlung auf Raumtemperatur treten in Folge des Abkühlprozesses mechanische Spannungen und Deformationen auf. Die Kontraktion der kupfernen Wärmespreizplatte ist aufgrund des größeren CTEs stärker ausgeprägt als die der DCB. Ausgehend von einer Fügetemperatur von 230 °C (Schmelztemperatur des Lotes) entsteht nach Formel 2.32 und den in Tabelle 2.2 aufgeführten Materialparametern, eine konkave Balligkeit gegenüber der Kühleroberfläche mit einer Höhendifferenz von $-363 \mu\text{m}$ (vgl. Abb. 2.23 1. b)). Da eine reversible Verformung vorherrscht, führt eine erneute Erwärmung des Modells dazu, dass beim Erreichen der Fügetemperatur ein ebenes System vorliegt. Im Falle des vereinfachten Modells liegt beim Erreichen der Fügetemperatur ein ΔT von 0 K vor, wodurch ebenfalls ε_T und ε_B einen Wert von 0 annehmen und daher keine Krümmung mehr vorhanden ist. Wie bereits in Kapitel 2.6.2 beschrieben, wird zur Optimierung des Wärmetransports zwischen der Bodenplatte und dem Kühlsystem ein Thermal-Interface-Material aufgetragen. Im Falle einer konkaven Moduldeformation wie in Abbildung 2.23 1. b) dargestellt, muss der gesamte Hohlraum unterhalb der Wärmespreizplatte mit dem Thermal-Interface-Material ausgefüllt werden, um Lufteinschlüsse zu verhindern. Dies würde aufgrund der verhältnismäßig geringen Wärmeleitfähigkeit des Thermal-Interface-Materials einen negativen Einfluss auf die thermische Performanz der Baugruppe haben. Daher kommen im Bereich der Leistungselektronik mechanisch vorgebogene Wärmespreizplatten zum Einsatz (vgl. Abb. 2.23 2. a)) [75]. Die Vorballigkeit wird direkt im Stanzprozess erzeugt und kann, je nach Verwendungszweck und Anwendung, unterschiedlich stark ausgeprägt sein. Diese ist so ausgelegt, dass die eigentlich resultierende konkave Balligkeit kompensiert wird und nach

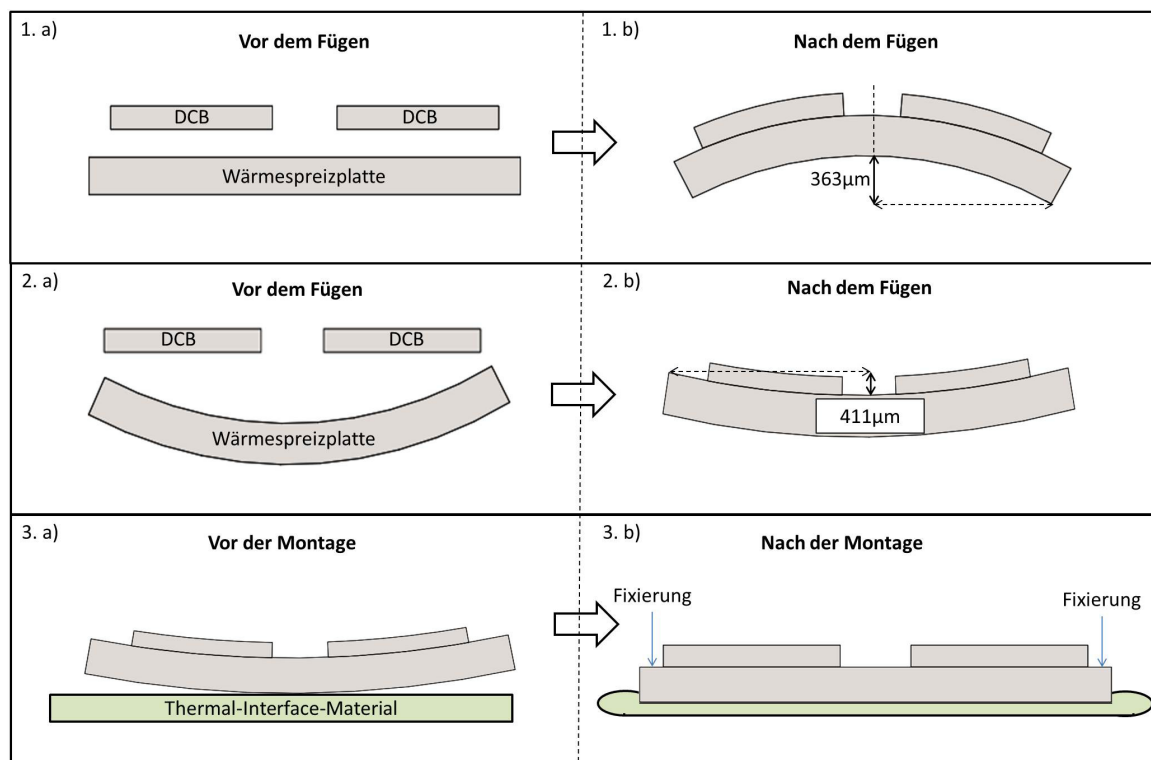


Abb. 2.23: Schematische Übersicht von Bodenplattendeformationen vor und nach der Verarbeitung

dem Fügen der übrigen Komponenten zu einem Aufbau mit einer konvexen Verformung führt (vgl. Abb. 2.23 2. b)). Die Angabe der Höhendifferenz von $411 \mu\text{m}$ basiert auf den Messergebnissen aus Kapitel 6.1. Diese Methode hat sich in der Leistungselektronik etabliert, da durch die konvexe Balligkeit lediglich eine dünne TIM-Schicht benötigt wird. Durch die konvexe Verformung liegt das Modul vor der Montage mit der Baugruppenmitte auf dem Kühlsystem auf (vgl. Abb. 2.23 3. a)). Die Fixierung in den Ecken des Moduls führt dazu, dass die Wärmespreizplatte flach an die Kühleroberfläche gepresst wird (vgl. Abb. 2.23 3. b)). So entsteht einerseits ein nahezu ebenes System und andererseits wird überschüssiges TIM zwischen dem Modul und dem Kühler nach außen gepresst. Durch die mechanische Vorballigkeit der Wärmespreizplatte kann somit die Ausrichtung der Deformation gesteuert werden, allerdings besteht trotzdem noch ein hoher CTE-Mismatch zwischen der kupfernen Bodenplatte und den keramischen Schaltungsträgern.

Um einerseits eine konvexe Deformation zu erzeugen und andererseits den CTE-Mismatch zu reduzieren, werden in einigen Applikationen dehnungsarme Materialien verwendet (vgl. Kapitel 2.10). Unter der Annahme eines identischen Schichtmodells, wie in Abbildung 2.22 dargestellt, wird die Wärmespreizplatte durch ein fiktives Material ersetzt. Der CTE dieses fiktiven Materials wird in einem Bereich von $1 \cdot 10^{-6} \text{K}^{-1}$ bis $17 \cdot 10^{-6} \text{K}^{-1}$ variiert und die Höhendifferenzen nach Formel 2.32 berechnet. Die Ergebnisse der berechneten Höhendifferenzen sind in Abbildung 2.24 aufgeführt (CTE variabel).

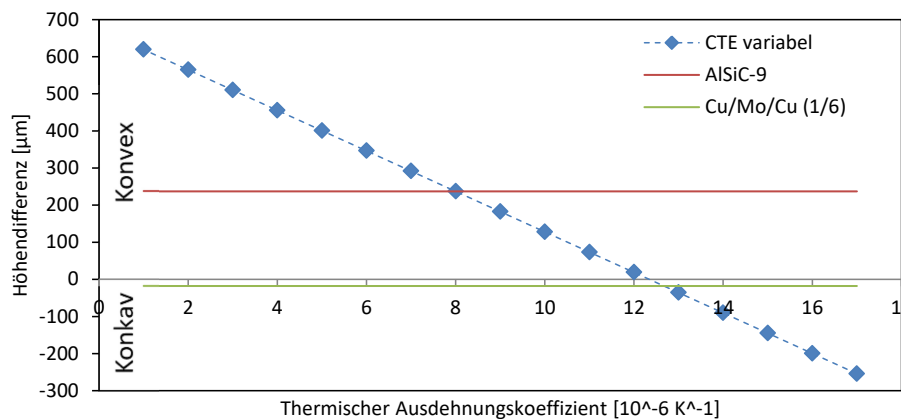


Abb. 2.24: Höhendifferenzen in Abhängigkeit des CTEs

Ausgehend von einem CTE von $17 \cdot 10^{-6} K^{-1}$ führt eine Reduzierung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten zu einer verringerten konkaven Deformation. Bei einem CTE von $12,5 \cdot 10^{-6} K^{-1}$ entsteht ein Schnittpunkt mit der x-Achse. An dieser Stelle liegt ein Wechsel von der konkaven zur konvexen Balligkeit vor. Eine weitere Reduzierung des CTEs führt zu einem Anstieg der konvexen Verformung. Dies zeigt, dass durch die Variation des thermischen Ausdehnungskoeffizienten ein direkter Einfluss auf die Deformation der Leistungsbaugruppe und deren Ausrichtung genommen werden kann. Würde also ein Aufbau erfolgen, welcher eine 3 mm dicke Wärmespreizplatte aus z. B. AlSiC-9 beinhaltet (vgl. Kapitel 2.10), würde nach Formel 2.32 eine konvexe Deformation mit einer Höhendifferenz von $237,15 \mu m$ entstehen (vgl. Abb. 2.24). Eine derartig geringe Deformation ist aus mechanischer Sicht erstrebenswert, allerdings weist AlSiC-9 eine verhältnismäßig geringe Wärmeleitfähigkeit von 180 - 200 W/mK auf, wodurch die thermische Performanz der Baugruppe stark herabgesetzt wird. Eine höhere Wärmeleitfähigkeit kann durch den Einsatz von Werkstoffverbundmaterialien erzielt werden (vgl. Kapitel 2.10). Unter der Annahme, dass eine dreischichtige Cu/Mo/Cu-Wärmespreizplatte verwendet wird, welche zu einem Sechstel aus Molybdän besteht, kann nach Formel 2.5 eine Wärmeleitfähigkeit von ca. 300 W/mK erzielt werden. Dieser Wert ist 40 % größer als der einer AlSiC-9 Wärmespreizplatte. Allerdings führt der geringe Mo-Anteil nach Formel 2.24 lediglich zu einem effektiven CTE von ca. $13 \cdot 10^{-6} K^{-1}$, wodurch nach Formel 2.32 eine konkave Balligkeit mit einer Höhendifferenz von $-17,85 \mu m$ entsteht (vgl. Abb. 2.24).

Wie bereits beschrieben, verwenden Leistungsmodule Wärmespreizplatten mit einer mechanisch eingepprägten Vorballigkeit, um die Verformung der Baugruppe nach der Durchführung der Systemlötlötung zu beeinflussen. Ein ähnliches Prinzip kann mit den mehrschichtigen Wärmespreizplatten durch die Erzeugung einer thermomechanischen Vordeformation erzielt werden. Durch eine Abweichung von dem symmetrischen Aufbau des Werkstoffverbundes zu einer asymmetrischen Schichtfolge wird ein Bimetall erzeugt, welches bei Raumtemperatur eine definierte Deformation aufweist. Diese Deformation kann anhand der Position und der Dicke der Mo-Schicht innerhalb der Stapelfolge variiert und so gewählt werden, dass nach dem Fügen der DCBs ein konvexes System mit geringer Balligkeit vorliegt. Zur Verdeutlichung dieses Prinzips erfolgt die Berechnung der De-

formation einiger Aufbauten mit asymmetrischer Werkstoffverbundbodenplatte nach Formel 2.32. Die Bodenplatte besteht aus einer Cu/Mo/Cu Schichtfolge. Der Molybänanteil beträgt ein Sechstel der Gesamtdicke. Die berechnete Höhendifferenz der symmetrischen Zusammensetzung ist in Abbildung 2.25 links aufgeführt.

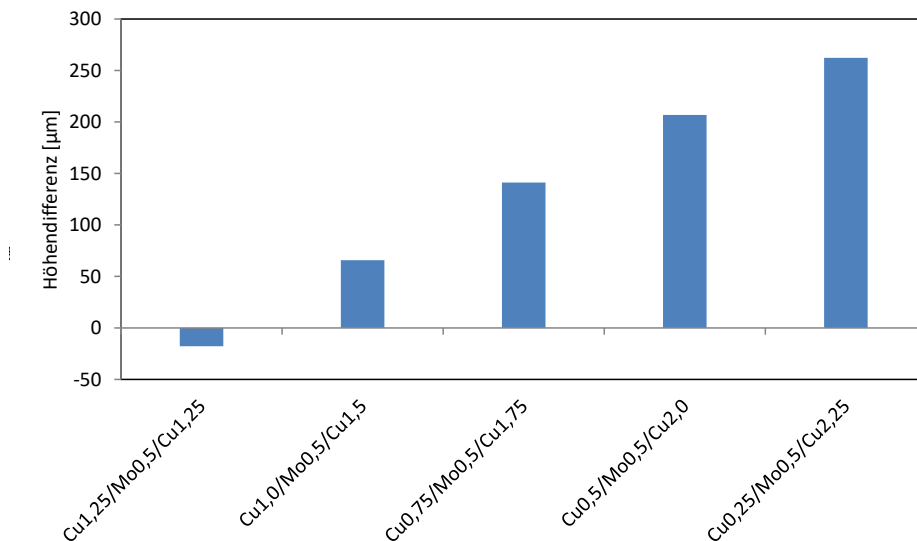


Abb. 2.25: Höhendifferenzen von Aufbauten mit einer asymmetrischen Werkstoffverbundplatte

Ebenfalls in Abbildung 2.25 enthalten sind die errechneten Höhendifferenzen von Aufbauten mit einem identischen Mo-Anteil, aber einer asymmetrischen Materialschichtung. Die Ergebnisse sind mit zunehmender Asymmetrie von links nach rechts dargestellt. Das vereinfachte Modell zeigt, dass die asymmetrische Schichtung zu einer einstellbaren Höhendifferenz führt und somit die Moduldeformation durch eine gezielte Materialkombination kontrollierbar ist. Daher kann unter der Verwendung von Wärmespreizplatten aus einem asymmetrisch konzipierten Werkstoffverbundmaterial ein Aufbau erzielt werden, welcher sowohl eine reduzierte thermische Dehnung mit gleichzeitig erhöhter Wärmeleitfähigkeit als auch eine kontrollierbare Moduldeformation aufweist.

3 Präzisierung der Aufgabenstellung

Im vorangegangenen Abschnitt wurde das Prinzip der asymmetrischen Werkstoffverbundplatten erläutert. Diese werden im Rahmen der vorliegenden Arbeit als Hybrid-Bodenplatten oder hybride Wärmespreizplatten bezeichnet. Die hybriden Wärmespreizplatten werden im Rahmen der vorliegenden Arbeit in Bezug auf ihren Nutzen und ihrer Anwendbarkeit analysiert und bewertet. Zu diesem Zweck erfolgt die Überprüfung der folgenden Hypothesen:

- **Die Substituierung der kupfernen Wärmespreizplatte durch die Hybridbodenplatte führt zu einer reduzierten und kontrollierbaren thermomechanischen Deformation der gesamten Leistungsbaugruppe.**

Zur Überprüfung dieser Hypothese erfolgt in Kapitel 6 eine detaillierte thermomechanische Analyse der Referenzbaugruppe (vgl. Kapitel 4.1) hinsichtlich der auftretenden Deformationen. Die durch die Analyse ermittelten Ergebnisse werden einerseits als Referenzwerte für die Auslegung der hybriden Wärmespreizplatte genutzt und andererseits zur Überprüfung der Anwendbarkeit der gewählten Analysemethoden verwendet. Auf der Basis der erlangten Erkenntnisse erfolgt in Kapitel 7 die theoretische Betrachtung und Auslegung der asymmetrischen Werkstoffverbundbodenplatten. Die hieraus resultierenden Technologiedemonstratoren werden erstellt und im Hinblick auf die Hypothese mit den experimentell ermittelten Ergebnissen aus der Untersuchung der Referenzmodule verglichen (Kapitel 8).

- **Durch das optimierte thermomechanische Deformationsverhalten der hybriden Leistungsbaugruppe ist es möglich, den Pump-Out-Effekt zu reduzieren.**

Diese Hypothese wird durch einen messtechnischen Vergleich zwischen der Referenzbaugruppe und dem Modul mit der hybriden Wärmespreizplatte überprüft. Beide Module werden unter identischen Randbedingungen auf den im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Pump-Out-Prüfstand getestet (vgl. Kapitel 6 und Kapitel 8).

- **Durch den reduzierten Pump-Out-Effekt wird unter der Verwendung der Baugruppe mit hybrider Wärmespreizplatte trotz der geringeren Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffverbundes im Vergleich zu reinem Kupfer ein verbessertes thermisches Langzeitverhalten erzielt.**

Diese Hypothese wird einerseits theoretisch durch eine Finite-Elemente-Simulation des thermischen Verhaltens analysiert (vgl. Kapitel 9) und andererseits durch eine experimentelle Ermittlung der thermischen Widerstände und der Halbleitertemperaturen überprüft (vgl. Kapitel 10).

4 Proben und Methoden

4.1 Verwendete Leistungsmodule

Die im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Module basieren auf einem Danfoss IGBT Modul der Bauform E3XL. Die Module mit der hybriden Wärmespreizplatte werden mit einem identischen Aufbau erstellt. Die E3XL Modulbauform hat eine Grundplattenabmessung von 121 mm x 61 mm [17]. Die 3 mm dicke Bodenplatte besteht aus Kupfer, welche zum Korrosionsschutz galvanisch vernickelt ist. Das Leistungsmodul ist mit zwei keramischen Substraten ausgestattet, die jeweils mit zwei IGBTs (Q) und zwei Dioden (D) bestückt sind. Die Halbleiter sind mittels Löttechnik mit dem jeweiligen Substrat verbunden. Die Substrate haben eine Grundabmessung von 48,8 mm x 46,2 mm und sind als Halbbrücke aufgebaut und zusammen in einer Vollbrücke verschaltet. In Abbildung 4.1 ist ein E3XL-Modul mit dem dazugehörigen Kontaktplan dargestellt.

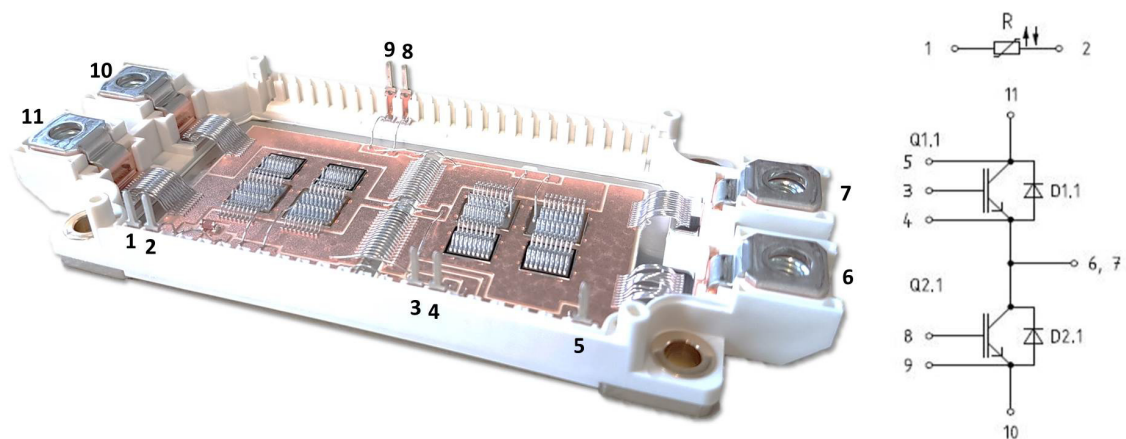


Abb. 4.1: Darstellung eines E3XL-Moduls mit elektrischem Kontaktplan [17]

Zusätzlich befindet sich auf einem der beiden Substrate ein temperaturabhängiger Widerstand (Anschlusspins 1 und 2). Dieser ist als NTC-Widerstand (**N**egative **T**emperature **C**oefficient) ausgeführt und dient der Temperaturerfassung während des Betriebes. Dadurch dass alle Aufbauten und Untersuchungen auf dem beschriebenen E3XL-Modul basieren, wird dies im Folgenden als Referenzmodul bezeichnet.

4.2 Verwendete Simulationsmodelle

Zur theoretischen Betrachtung der Baugruppen wird die **Finite-Elemente-Methode (FEM)** angewendet. Auf der Basis des in Kapitel 4.1 beschriebenen Referenzmoduls werden Modelle zur Durchführung von thermischen und thermomechanischen Simulationen erstellt.

4.2.1 FEM-Modelle der thermomechanischen Simulation

Zur Durchführung der thermomechanischen Simulation wird das beschriebene E3XL-Modul vereinfacht und in ein CAD-Modell überführt. Die kupferne Bodenplatte des Moduls wird durch die mehrschichtige Wärmespreizplatte ersetzt. Der vereinfachte Aufbau enthält lediglich die zwei DCBs, welche jeweils mit einer Lötverbindung mit der Wärmespreizplatte verbunden sind (vgl. Abb. 4.2 a)). Aufgrund des geringen thermomechanischen Einflusses des verklebten Modulrahmens, der Halbleiter und der Bonddrähte, wird auf diese Komponenten zugunsten der Berechnungszeit verzichtet.

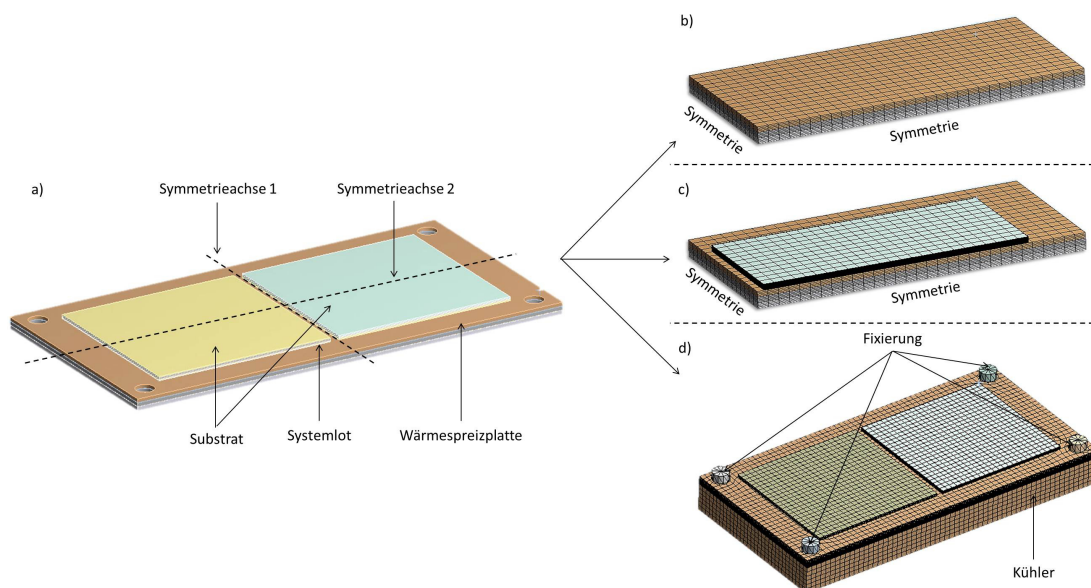


Abb. 4.2: FEM-Simulationsmodell a); Hybridbodenplatte b); Hybridbodenplatte und Substrat c); Fixiertes Hybridmodul auf Kühler d)

Das Simulationsmodell weist eine Spiegelsymmetrie bezüglich der x- und y-Achse auf. Daher wird das Modell als Quartermodell verwendet. Dies führt zu einer Reduzierung des Rechenaufwands und hat somit einen positiven Einfluss auf die Simulationszeit. Im Rahmen der thermomechanischen Simulation werden drei unterschiedliche Modelle betrachtet:

- Hybride Wärmespreizplatte ohne DCBs (vgl. Abb. 4.2 b))
- Hybride Wärmespreizplatte mit DCBs und ohne Fixierung (vgl. Abb. 4.2 c))
- Hybride Wärmespreizplatte mit DCBs und mit Fixierung (vgl. Abb. 4.2 d))

Da die Montagelöcher lediglich im fixierten Zustand einen praktischen Nutzen haben, ist dieses Feature im Simulationsmodell b) und c) nicht vorhanden. Die Modelle sind so erstellt, dass die einzelnen Schichtdicken der Bodenplattenkomponenten parametrisch gesteuert werden können. Dies ist hilfreich, um die unterschiedlichen Materialzusammensetzungen der hybriden Wärmespreizplatte zu variieren.

4.2.2 FEM-Modell der thermischen Simulation

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird die FEM-Analyse des thermischen Verhaltens verwendet, um das Referenzmodul mit der hybriden Leistungsbaugruppe zu vergleichen. Das Modell besteht grundlegend aus dem Leistungsmodul und einer Cold-Plate. Der Aufbau des Leistungsmoduls entspricht dem des beschriebenen Referenzmoduls. Die beiden DCBs sind mittels einer Lötverbindung mit der Wärmespreizplatte verbunden. Jede DCB ist mit zwei IGBTs und mit zwei Dioden bestückt (vgl. Abb. 4.3).

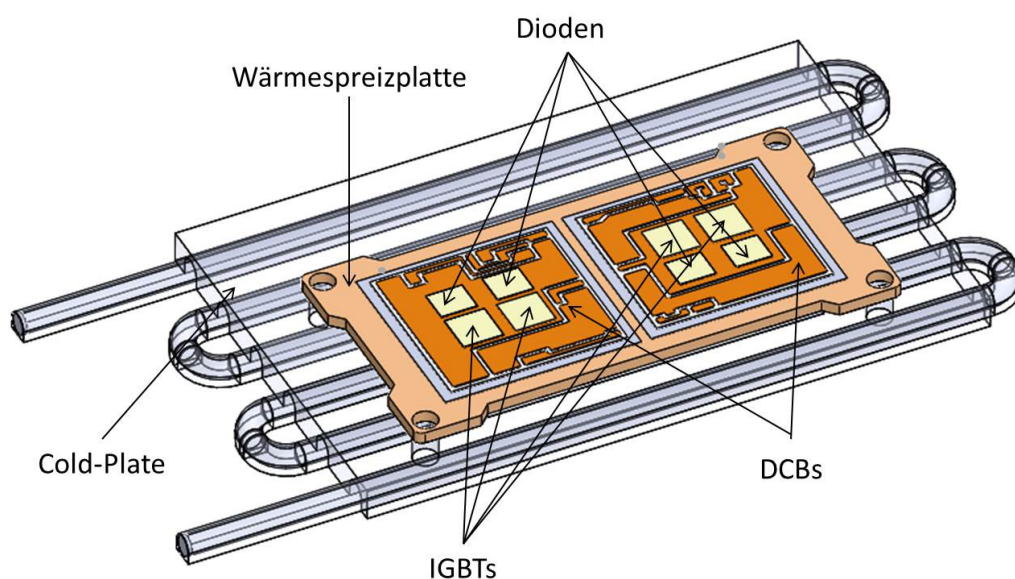


Abb. 4.3: FEM-Modell zur Untersuchung des thermischen Widerstands und der Junction-Temperatur

Die Cold-Plate besteht aus einem Aluminiumkörper, welcher mäanderförmig mit fluidfördernden Kanälen durchzogen ist. Zur Abbildung der Kanäle ist der Aluminiumkörper der Cold-Plate in Abbildung 4.3 transparent dargestellt. Zwischen der Unterseite der Leistungsbaugruppe und der Oberseite der Cold-Plate befindet sich das Thermal-Interface-Material. Das Ziel der Simulation ist die Betrachtung der thermischen Performanz der Leistungsbaugruppen bei unterschiedlicher Defektbildung innerhalb der TIM-Schicht.

4.3 Erzeugung der gesinterten Verbindungsschichten

Zum Fügen der einzelnen Komponenten der hybriden Wärmespreizplatte wird die Niedertemperatur-Verbindungstechnik verwendet. Diese Fügetechnik wurde im Kapitel 2.3.2 beschrieben. Das folgende Kapitel beschreibt die zur Erzeugung der Sinterschicht verwendeten Schritte.

4.3.1 Applikation der Sinterpaste

Bei der im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Sinterpaste handelt es sich um eine Ag-Mikropartikelpaste der Heraeus GmbH. Die Paste hat das Produktkürzel ASP-338-14 und eignet sich sowohl für das Fügen von Komponenten mit versilberter als auch für das Fügen von Komponenten mit kupfernen Oberflächen. Vor dem Applizieren der Paste werden alle Komponenten einem Reinigungsprozess unterzogen. Oberflächenoxide haben einen negativen Einfluss auf die Qualität der Sinterverbindung, daher werden diese unter der Einwirkung von Zitronensäure beseitigt. Im nächsten Schritt werden organische Rückstände mithilfe von Isopropanol entfernt. Beide Reinigungsschritte werden für eine verstärkende Wirkung für jeweils 20 Minuten in einem Ultraschallbad durchgeführt. Im nächsten Schritt erfolgt das Auftragen der Sinterpaste auf die gereinigten Oberflächen. Das Auftragen des Sintermaterials wird mittels eines halb automatischen Pastendruckers in einer kontrollierten Reinraumumgebung durchgeführt. Die Grundbleche der hybriden Wärmespreizplatte haben eine Abmessung von 140 mm x 80 mm und weisen somit eine im Verhältnis zur Sinterung von Halbleitern große Fläche auf. Um eine gleichmäßige Sinterschicht über eine derartig große Fläche zu gewährleisten, erfolgt das Aufbringen der Paste durch ein Siebdruckverfahren. Nach dem Bedrucken der Oberflächen werden die Komponenten einem Trocknungsprozess unterzogen. Hierfür werden die Proben bei einer Temperatur von 120 °C für 15 Minuten unter normalatmosphärischen Bedingungen in einem Laborofen erhitzt.

4.3.2 Der Sinterprozess

Zum Fügen der Einzelkomponenten wird ein Quasi-Hydrostatischer-Sinterprozess verwendet. Aufgrund der homogenen Druckverteilung über das gesamte Silikonkissen eignet sich dieser Prozess für Proben mit einer großen Grundfläche. Der schematische Aufbau des Stempelsystems ist in Abbildung 4.4 a) dargestellt. Das Sinterwerkzeug befindet sich auf einer Heizeinheit, welche die Hauptaufgabe hat, die Komponenten auf die erforderliche Sintertemperatur zu erwärmen. Des Weiteren befindet sich eine Heizeinheit innerhalb des Stempelsystems. Diese gewährleistet eine homogene Temperaturverteilung nach dem Schließen des Systems. Durch das Herabsenken der oberen Systemkomponenten bilden Stempel und Werkzeug eine geschlossene Einheit. Mit einer von oben axial wirkenden Kraft wird der Druck über das Silikonkissen auf die Probe übertragen. Die Dichtung verhindert die Verdrängung des Silikons, wodurch ein quasi-hydrostatischer Druck innerhalb des Systems aufgebaut wird.

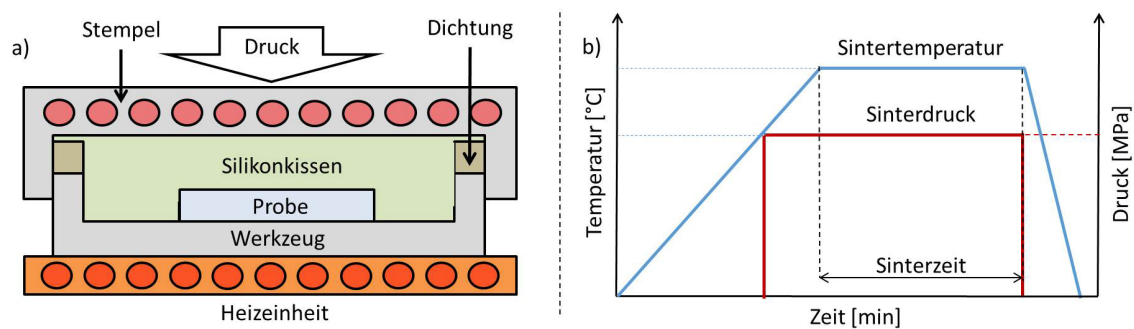


Abb. 4.4: Schematische Darstellung des Stempelsystems der Sinterpresse a); Ablauf des Sinterprozesses b)

Der prinzipielle Prozessablauf der Sinterung ist in Abbildung 4.4 b) dargestellt. Im ersten Schritt werden das Werkzeug und die zu sinternde Probe drucklos erwärmt. Nach dem Erreichen einer bestimmten Temperatur bzw. einer vorgegebenen Zeit wird der Prozessdruck aufgebaut, welcher sich auf einen konstanten Wert einregelt. Die Temperatur steigt bis auf den eingestellten Maximalwert an. Ist die Temperatur erreicht, wird diese für die eingestellte Sinterzeit konstant gehalten. Nach Ablauf der Sinterzeit fällt der Prozessdruck ab und die Probe wird dem Sintertool entnommen. Sowohl der Sinterprozess als auch der Abkühlprozess werden unter Normalatmosphäre durchgeführt.

4.4 Die akustische Mikroskopie

Bei der akustischen Mikroskopie (**Scanning Acoustic Microscopy = SAM**) handelt es sich um eine zerstörungsfreie Prüfmethode zur Analyse des inneren Aufbaus von Proben. Das Kernstück eines akustischen Mikroskops (Ultraschallmikroskop) ist der Transducer. Dieser dient zur Erzeugung des akustischen Signals. Vom Transducer aus wird das Signal über ein Koppelmedium zur Probe übertragen. Trifft das Signal auf eine Ober- oder eine Grenzfläche, so wird ein Teil des Signals reflektiert und der andere Teil durchgelassen. Der reflektierte Teil des Signals beinhaltet Informationen über die Laufzeit, die Amplitude und die Polarität. Durch die softwareunterstützte Analyse dieser Informationen wird die Bildinformation pixelweise erzeugt. Dieses Messverfahren wird im Rahmen der Aufbau- und Verbindungstechnik häufig verwendet, um Fehlstellen oder Degradierungserscheinungen in Verbindungsschichten zu detektieren. Ist beispielsweise innerhalb einer Probe ein Defekt in Form eines Hohlraums vorhanden, führt dieser zu einer zusätzlichen Reflexion des Signals. Somit ist es möglich, Defekte zerstörungsfrei zu lokalisieren und zu analysieren [44]. In Abbildung 4.5 a) ist die Ultraschallaufnahme einer Lötsschicht dargestellt. Bei den gelblich dargestellten Bereichen handelt es sich um die Lötverbindung und bei den rötlichen um Lunker und Degradierungen. Das im Rahmen dieser Arbeit verwendete Gerät ist ein Scanning Acoustic Microscope der Firma KSI (vgl. Abb. 4.5 b))

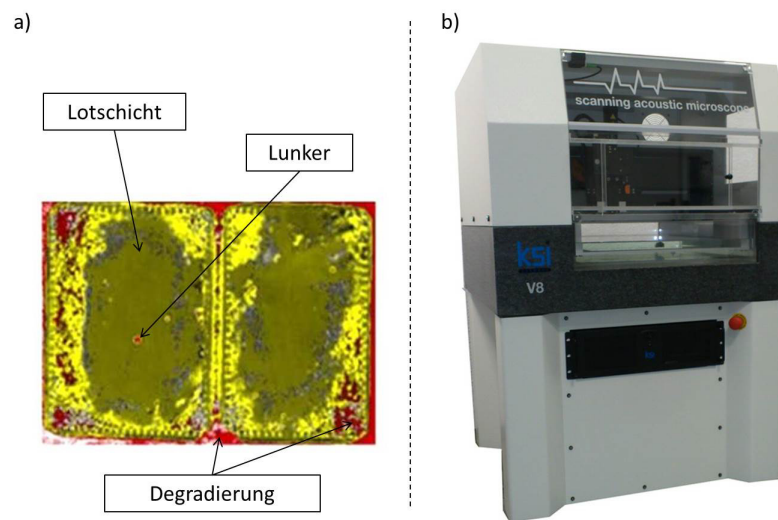


Abb. 4.5: Ultraschallaufnahme einer belasteten Lotschicht a) [21]; KSI Ultraschallmikroskop b) [43]

4.5 Die Scheruntersuchung

Eine gängige Methode zur Beurteilung der Qualität einer Verbindungsschicht ist die Scheruntersuchung. Hierbei handelt es sich um eine zerstörende Prüfmethode zur Bewertung der Haftfestigkeit zwischen zwei Komponenten. Der schematische Aufbau eines solchen Tests ist in Abbildung 4.6 a) dargestellt. Die Probe besteht aus einem Trägermaterial und einem Scherkörper. Beide Komponenten sind über eine Fügenschicht miteinander verbunden. Die Probe wird auf dem Schertester fixiert und der Schermeißel parallel zum Scherkörper ausgerichtet. Der Abstand zwischen der Verbindungsschicht und der Unterseite des Schermeißels beträgt 10 % der Gesamthöhe des Scherkörpers. Im Anschluss verfährt der Meißel automatisch gegen den Scherkörper und erhöht dabei so lange die Krafteinwirkung, bis eine der Komponenten nachgibt und der Körper von der Oberfläche geschert wird. Hierbei erfolgt die Aufnahme eines Kraft-Weg-Diagramms. Die maximale Scherkraft wird zur qualitativen Bewertung der Verbindungsschicht verwendet. Die gemessene Kraft wird in N ausgegeben und durch eine Division mit der Scherkörperfläche in eine mechanische Spannung umgerechnet (N/mm^2).

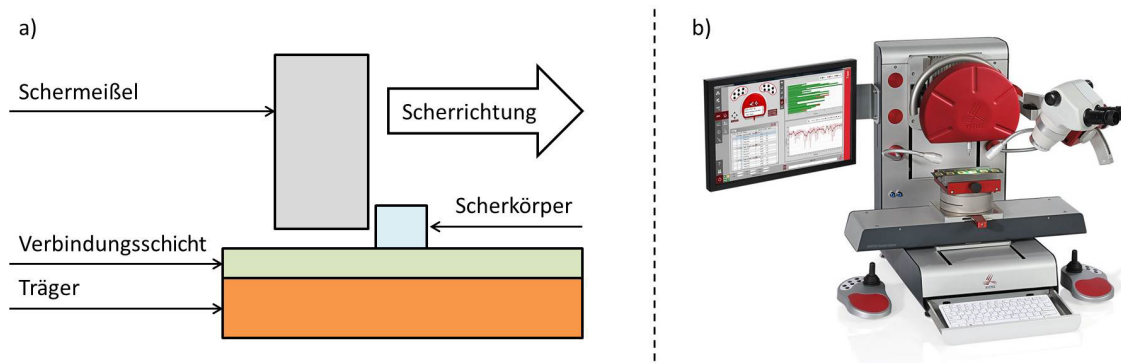


Abb. 4.6: Schematischer Aufbau des Schertests a); Schertester Condor Sigma der Firma XYZTEC [96] b)

Bei dem im Rahmen der vorliegenden Arbeit verwendeten Schertester handelt es sich um eine Condor Sigma der Firma XYZTEC (vgl. 4.6 b)).

4.6 Die Lichtschnittmethode

Ein wichtiger Aspekt bei der thermomechanischen Analyse der Module ist das Deformationsverhalten unter dem Einfluss einer thermischen Last. Um die Verformungen bzw. Deformationen messen zu können, wird im Rahmen dieser Arbeit die Lichtschnittmethode eingesetzt. Wie bereits beschrieben ist der Grad der Verformung temperaturabhängig (Kapitel 2.8). Daher wird die Verformung im Bereich von der Raumtemperatur bis zu der angegebenen maximalen Betriebstemperatur ermittelt. Die Lichtschnittmethode arbeitet kontaktlos und ist somit auch für das Vermessen von heißen Oberflächen geeignet.

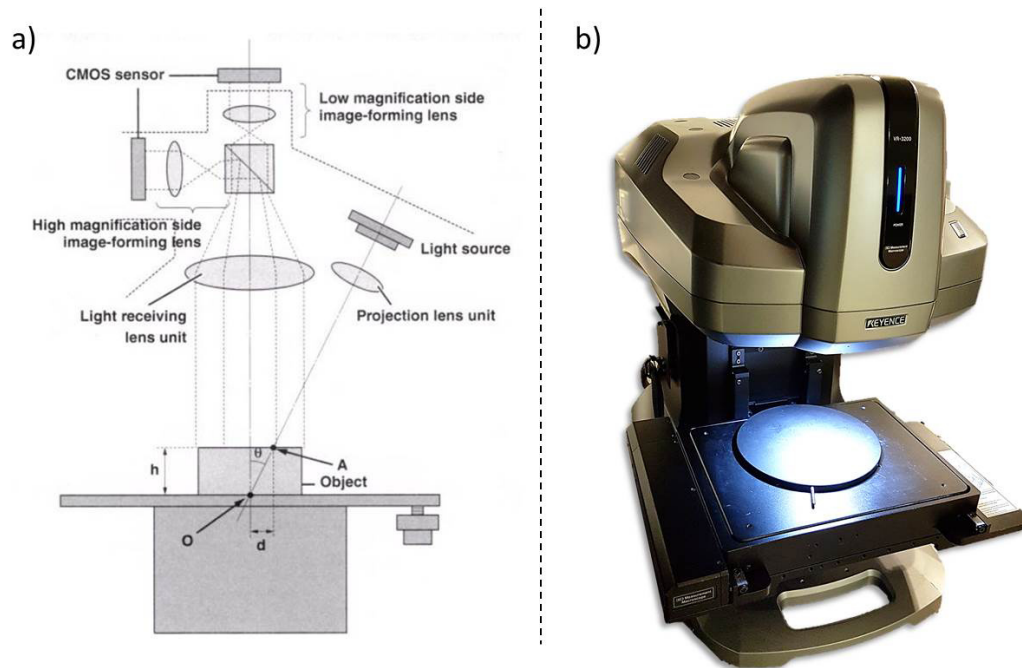


Abb. 4.7: Darstellung der Lichtschnittmethode [38] a); 3D-Profilometer der Keyence Corporation b)

Bei dem Messprinzip der Lichtschnittmethode wird ein lineares Streifenprojektionslicht verwendet, welches auf die Oberfläche des zu untersuchenden Objektes trifft. Wenn die Probenoberfläche Unebenheiten aufweist, wird das projizierte Streifenlicht in Relation zum Höhenunterschied verzeichnet. In Abbildung 4.7 a) ist der Winkel θ zwischen der Achse des Projektionslichts und der optischen Achse der Kamera festgelegt. Wird das Projektionslicht auf eine höher gelegene Fläche projiziert, kann die Abweichung (d) gemessen und mit folgendem Ausdruck der Höhenunterschied (h) berechnet werden [38]:

$$h = \frac{d}{\tan\theta} \quad (4.1)$$

Das im Rahmen dieser Arbeit verwendete Gerät ist ein 3D-Profilometer (VR-3200) der Keyence Corporation (vgl. Abb. 4.7 b)). Dieses Gerät hat unter der Verwendung des makroskopischen Linsensystems eine Messgenauigkeit von $\pm 5 \mu\text{m}$ und einen maximalen Aufnahmebereich von 184 mm x 88 mm, wodurch das beschriebene Referenzmodul (Kapitel 4.1) komplett erfasst werden kann [38]. Die unterschiedlichen Höhen einer aufgenommenen Probenoberfläche werden bei dieser Methode durch Farbverläufe dargestellt. Eine Beispielaufnahme ist in Abbildung 4.8 aufgeführt.

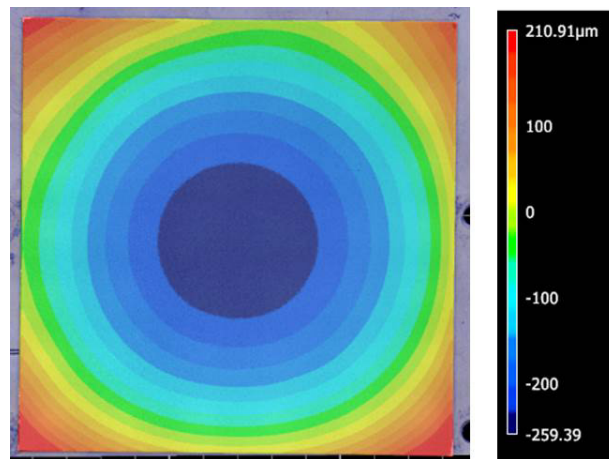


Abb. 4.8: Darstellung einer verformten Oberfläche mit farblicher Höhenunterteilung

Die Unterteilung der Höhen erfolgt in einem Farbbereich von dunkelblau bis rot. Hierbei wird die rote Farbe für die größten und die dunkelblaue Farbe für die geringsten Höhenverschiebungen verwendet. Somit ist anhand von Abbildung 4.8 zu erkennen, dass die größten Höhenverschiebungen in den Ecken und die niedrigsten in der Probenmitte vorhanden sind. Dies zeigt, dass die vermessene Probe gegenüber der Auflagefläche eine konvexe Deformation aufweist. Alle im Rahmen dieser Arbeit zu analysierenden Proben und Oberflächen werden nach dem gleichen Prinzip vermessen und dargestellt.

4.7 Messung des thermischen Widerstands

Ein wichtiger Faktor bei der Beurteilung der Zuverlässigkeit von leistungselektronischen Baugruppen ist das thermische Langzeitverhalten. Wie bereits in Kapitel 2.9 beschrieben ist der thermische Einfluss ein Hauptgrund für die Alterung und für den Ausfall von Leistungsmodulen. Im Rahmen dieser Arbeit wird das thermische Langzeitverhalten anhand der Junction-Temperatur und des thermischen Widerstands bewertet. Das hierfür verwendete Messprinzip ist im Folgenden erläutert.

Die zu untersuchenden Proben sind mit dem im Datenblatt vorgegebenen Drehmoment auf einer Kühlerplatte bzw. Cold-Plate fixiert. Diese ist mäanderförmig mit einem fluidfördernden Leitungssystem durchzogen (vgl. Abb. 4.9). Bei dem Fluid handelt es sich um ein Wasser-Glykol-Gemisch. Das Modul selbst ist an eine Stromquelle (P) angeschlossen. An den Anschlüssen der Stromquelle kann direkt die Spannung (U) und der Laststrom (I) eingestellt und gemessen werden. Der Fluiddurchfluss wird über die Leistung einer steuerbaren Pumpe eingestellt. Im Fluidkreislauf befindet

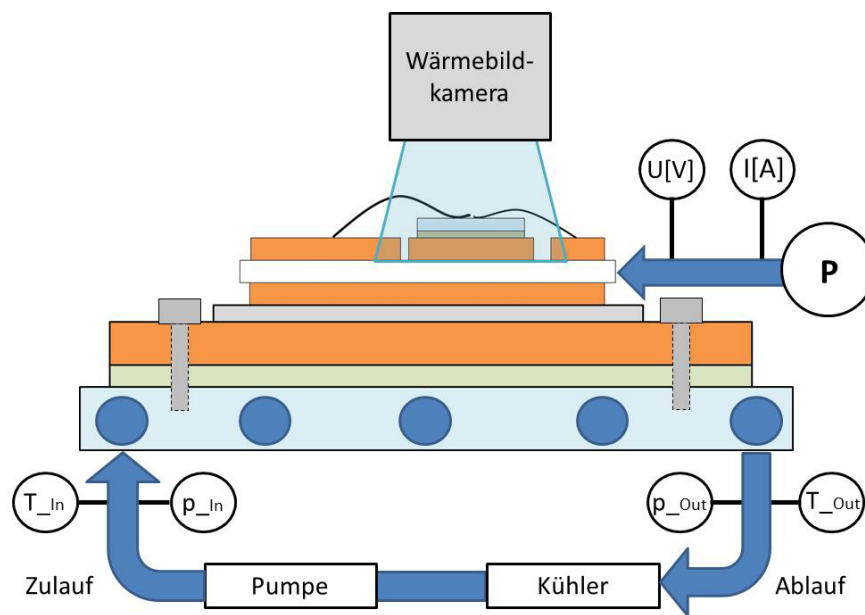


Abb. 4.9: Schematischer Versuchsaufbau zur Messung des thermischen Widerstands

sich ein Kühlaggregat, welches das Fluid auf einer konstanten Temperatur hält. Am Zu- und Ablauf der Cold-Plate sind Sensoren zur Erfassung der Temperatur und des Druckes angebracht. Oberhalb des Aufbaus befindet sich eine Wärmebildkamera, welche die Oberflächentemperatur der Halbleiter erfasst. Zur Bestimmung des thermischen Widerstands kann die Umgebungstemperatur bzw. mittlere Fluidtemperatur aus dem Mittelwert von Zu- und Ablauftemperatur wie folgt berechnet werden:

$$T_{Umgebung} = \frac{T_{Zulauf} + T_{Ablauf}}{2} \quad (4.2)$$

Das ΔT des thermischen Widerstands ergibt sich aus der Differenz zwischen der Sperrschichttemperatur und der Umgebungstemperatur:

$$\Delta T = T_{Sperrschicht} - T_{Umgebung} \quad (4.3)$$

Aus dem Produkt von Strom (I) und Spannung (U) ergibt sich die zugefügte Gesamtleistung (P):

$$P = U * I \quad (4.4)$$

Somit kann mithilfe der gemessenen Werte nach Formel 2.6 der R_{th} des gesamten Aufbaus ermittelt werden. Der sich hierbei ergebene Wert beschreibt den Sperrschicht-Umgebungs-Widerstand. Durch die einstellbare Pumpenleistung und der Messung des Differenzdrucks kann das Experiment reproduzierbar für alle Proben durchgeführt werden.

5 Der Pump-Out-Prüfstand

Wie in Kapitel 2.9.2 beschrieben ist eine Ursache für den Frühausfall leistungselektronischer Baugruppen der Pump-Out-Effekt. Dieser Effekt wurde bereits in zahlreichen Veröffentlichungen beschrieben und untersucht [13][23][24][25][65]. Allerdings wurde im Rahmen vergangener Untersuchungen lediglich die zyklische Verdrängung des Thermal-Interface-Materials durch den Einsatz von vereinfachten Versuchsaufbauten analysiert, bei denen z. B. die Krafteinwirkung auf die TIM-Schicht durch die Auf- und Abbewegung eines Zylinders imitiert wurde. Derartige vereinfachte Testmethoden können das reale thermomechanische Verhalten von leistungselektronischen Baugruppen nicht abbilden, wodurch ebenfalls eine realistische Analyse des Pump-Out-Effekts nicht möglich ist. Daher ist ein Ziel der vorliegenden Arbeit die Entwicklung und Erprobung eines Prüfstandes, mit dessen Hilfe es möglich ist, komplette Leistungsmodule bezüglich ihres Pump-Out-Effekts zu analysieren. Der Prüfstand ist im Folgenden beschrieben.

5.1 Allgemeine Beschreibung und Funktion

Der im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Prüfstand hat eine ähnliche Funktionsweise wie ein Temperatur-Schock-Tester (TST), allerdings mit dem Unterschied, dass die Temperatur aktiv über die Verlustleistung der Halbleiter erzeugt und die Probe somit nicht passiv erwärmt wird. In Abbildung 5.1 ist eine Übersicht des Prüfstandes dargestellt.

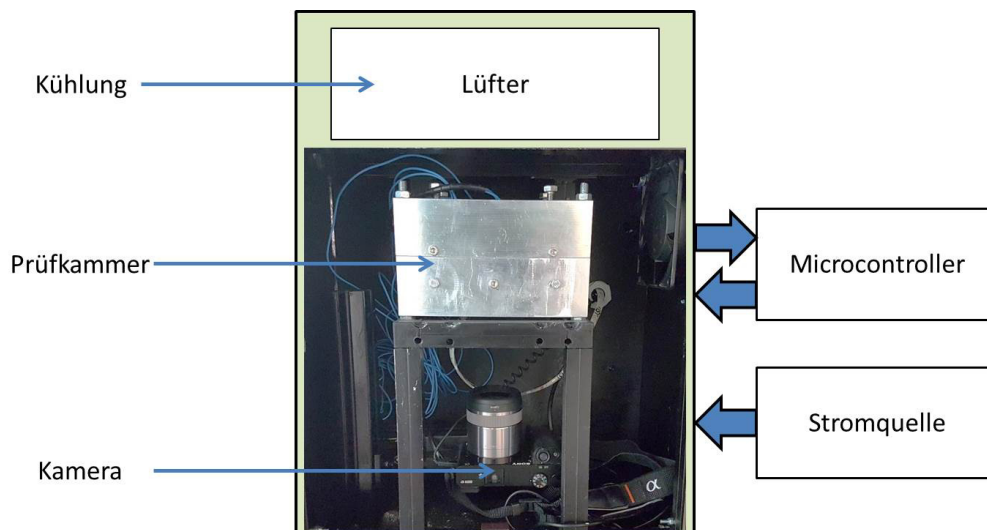


Abb. 5.1: Übersicht des Pump-Out-Prüfstands

Das Leistungsmodul befindet sich innerhalb der Prüfkammer und ist an eine Stromquelle angeschlossen. So wie beim TST besteht auch beim Pump-Out-Prüfstand die Möglichkeit, Temperaturgrenzwerte zu hinterlegen. Die eingestellten Werte bilden den Temperaturbereich, in dem das Modul belastet wird. Im Falle des Pump-Out-Prüfstandes sind diese im Quellcode des Mikrocontrollers hinterlegt. Ebenfalls mit dem Mikrocontroller verbunden ist der NTC-Widerstand der Leistungsbaugruppe. Die eingestellten Grenzwerte und die Temperatur am NTC-Widerstand werden zyklisch miteinander verglichen. Ist eine der Temperaturgrenzen erreicht, werden über die Digitalausgänge des Controllers die Gate-Spannungen der Leistungsbaugruppe gesperrt oder geöffnet und somit die Stromversorgung aktiviert bzw. deaktiviert. Im Falle des Aufheizvorganges werden die Gate-Spannungen aktiviert und das Modul mit der eingestellten Leistung belastet. Der Anstieg der Aufheizkurve kann durch die Höhe des Laststroms gesteuert und variiert werden. Dieser Vorgang dauert so lange an, bis die obere Grenztemperatur erreicht ist. Nach dem Erreichen der oberen Grenze werden die Gate-Spannungen gesperrt und die Lüfter aktiviert, um das Modul bis zur unteren Temperaturgrenze abzukühlen. Dieser Vorgang wird als Zyklus definiert und kann durch die Einstellungen im Programmcode beliebig oft wiederholt werden. Zudem erfolgt jedes Mal beim Erreichen einer der beiden Temperaturgrenzen eine automatische Aufnahme der TIM-Schicht mithilfe einer unter der Prüfkammer befindlichen Kamera. Der gesamte Aufbau ist in einem blickdichten Gehäuse gefasst, um die Aufnahmen durch äußere Einflüsse nicht zu verfälschen. Zur besseren Übersicht ist der schematische Prozessablauf in der nachfolgenden Abbildung 5.2 dargestellt.

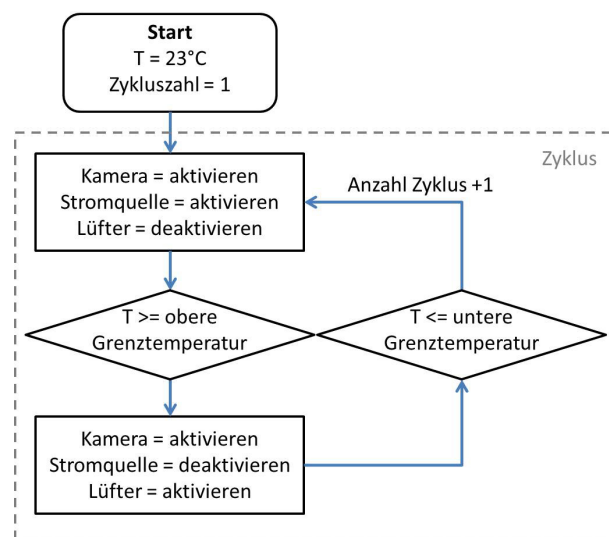


Abb. 5.2: Prozessablauf der Pump-Out-Untersuchung

5.1.1 Die Prüfkammer

Das Kernstück des Prüfstandes ist die Prüfkammer. Diese besteht grundlegend aus einem unteren und einem oberen Rahmen. Der untere Rahmen beinhaltet einen 15 mm dicken Glasboden, durch den die TIM-Schicht zwischen dem Glasboden und der Modulunterseite beobachtet werden kann (vgl. Abb. 5.3 a)).

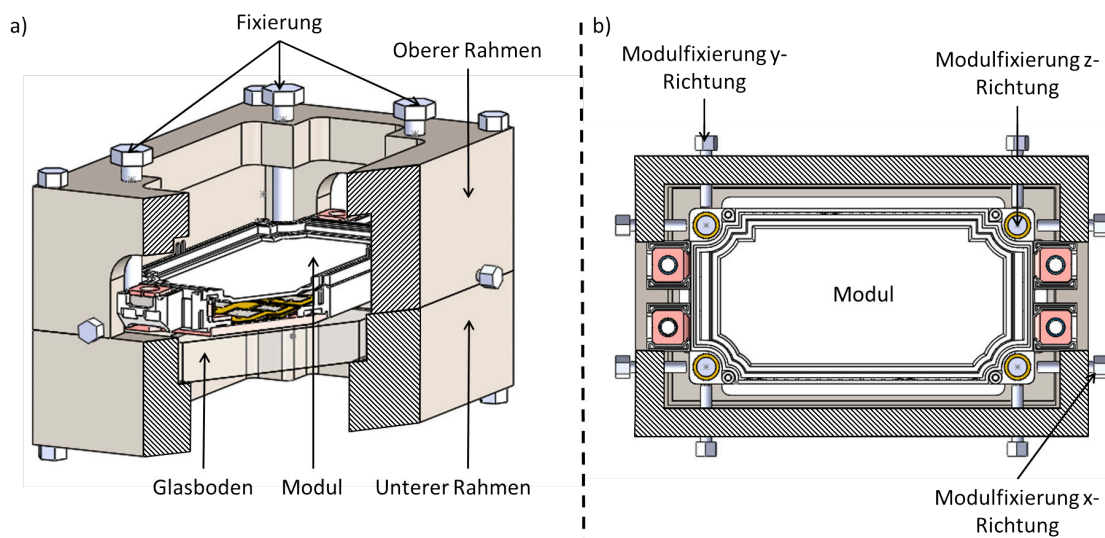


Abb. 5.3: Prüfkammer in dimetrischer Schnittansicht a) und Draufsicht der Prüfkammer im Schnitt b)

Die Abmessungen des Glasbodens sind an die Geometrie der Cold-Plate angelehnt, welche in Kapitel 10 verwendet wird. Der Glasboden ersetzt somit den Kühlkörper, mit dem das Rahmenmodul herkömmlicherweise verbunden ist. Bei dem verwendeten Material handelt es sich um ein temperaturbeständiges Borosilikatglas. Der Elastizitätsmodul des Borosilikatglases beträgt 64 GPa und ist somit lediglich um 6 GPa kleiner als der E-Modul von Aluminium (70 GPa) [74]. Beide Rahmen sind durch Schraubverbindungen miteinander fest verbunden. Um eine Verschiebung des Leistungsmoduls bei der Montage oder unter der Wirkung einer thermischen Last zu verhindern, befinden sich im oberen Rahmen Vorrichtungen, um die Baugruppe in alle Richtungen zu fixieren. In einer realen Applikation ist das Modul mechanisch mit dem Kühlsystem verschraubt. Um diesen Zustand möglichst genau nachempfinden zu können, wird das Modul in z-Richtung mit dem gleichen Drehmoment angepresst, wie es die Applikationsvorschrift vorsieht. Zur Vermeidung von Torsionen befinden sich an jeder Ecke des Moduls zwei weitere Fixierungen. Diese sind in Abbildung 5.3 b) dargestellt. Die Abbildung zeigt die Draufsicht der Prüfkammer in einer Schnittansicht, sodass die Fixierungen in den Ecken sichtbar sind.

Dadurch dass der Glasboden und der Kühlkörper gleiche Abmessungen haben, lediglich einen geringen Unterschied bezüglich des E-Moduls aufweisen und die Module identisch fixiert sind, kann unter der Annahme eines rein elastischen Materialverhaltens davon ausgegangen werden, dass sich beide Trägermaterialien unter dem Einfluss einer mechanischen Belastung ähnlich verformen. Ein ähnlich elastisches Materialverhalten der Auflagen führt in Kombination mit der Modulfixierung zu ähnlichen Deformationen im Betrieb und somit zu vergleichbaren Werten bezüglich des Pump-Out-Effekts. Allerdings weicht die Oberflächenbeschaffenheit des Glasbodens von denen eines Aluminiumkühlkörpers ab. Daher besteht die Möglichkeit, dass sich das Thermal-Interface-Material auf der Glasoberfläche anders verteilt und die Ergebnisse des Prüfstandes nicht mit denen einer realen Anwendung übereinstimmen. Mögliche Abweichungen werden im Kapitel 5.2 auf ex-

perimenteller Basis überprüft und Einschränkungen bezüglich der Übertragbarkeit der Messwerte diskutiert.

5.1.2 Analyse des Defektwachstums im Thermal-Interface-Material

Zur Aufnahme der TIM-Schicht wird eine SONY Alpha Spiegelreflexkamera verwendet. In Abbildung 5.4 sind zwei Beispielaufnahmen der TIM-Schicht abgebildet. Die linke Aufnahme (a) zeigt die TIM-Schicht im intakten Zustand bei Zyklus 0. Der rechte Teil der Abbildung (b) zeigt die zerrüttete TIM-Schicht nach 500 Zyklen.

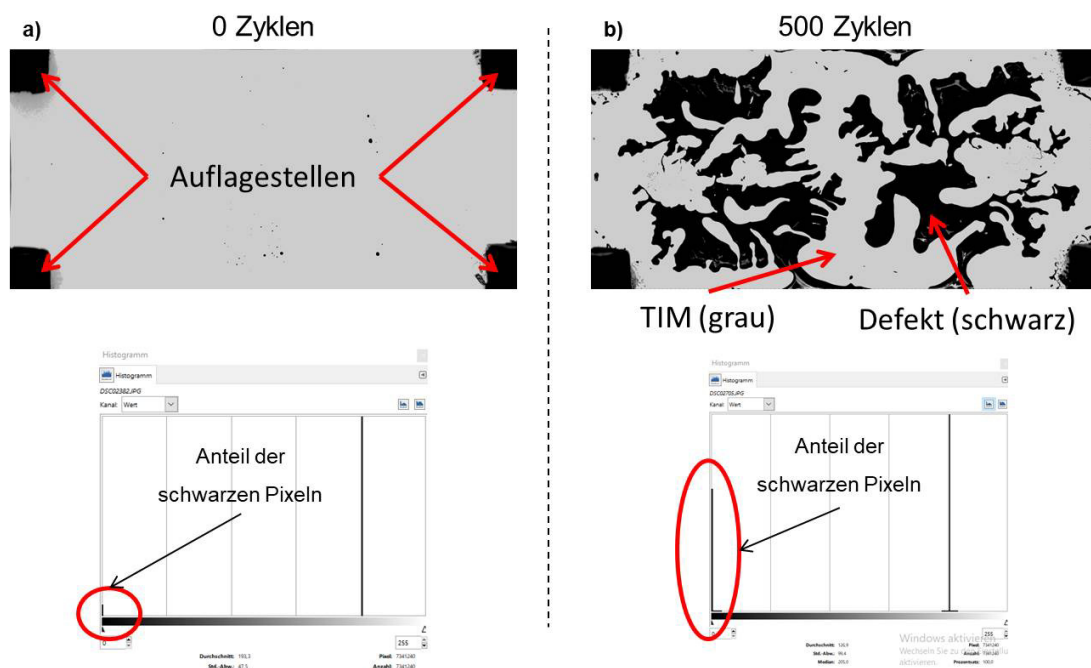


Abb. 5.4: Aufnahme der TIM-Schicht nach 0 und nach 500 Zyklen mit dazugehörigen Histogrammen

In beiden Aufnahmen sind graue und schwarze Bereiche zu erkennen. Bei den grauen Bereichen handelt es sich um das Thermal-Interface-Material. Die schwarzen quadratischen Bereiche in den Ecken sind die Auflageflächen des Glasbodens. Die dunklen Flecken inmitten des Thermal-Interface-Materials im rechten Teil der Abbildung sind Defekte, welche sich aufgrund des Pump-Out-Effekts gebildet haben. Ein Teilbereich dieser Arbeit befasst sich mit der Untersuchung der Defektausbreitung bzw. mit dem Defektwachstum in Abhängigkeit der Anzahl der Zyklen. In Bezug auf die Aufnahmen des Pump-Out-Prüfstands ist also das Wachstum und die Ausbreitung der dunklen Bereiche von entscheidender Bedeutung.

Ein digitales Werkzeug im Bereich der Bildanalyse ist das Bild- bzw. Grauerthistogramm. Eine Aufnahme kann als eine Anordnung von grauen Pixeln angesehen werden. Jedem Pixel wird innerhalb des Bildes ein Grauwert im Bereich von 0 bis 255 zugewiesen. Hierbei steht der Wert 0 für einen weißen Pixel und der Wert 255 für einen schwarzen Pixel. Das Grauerthistogramm stellt die ortsunabhängige Verteilung der zugeordneten Pixel dar [12]. Aus dem Histogramm kann direkt die mittlere Grauwertverteilung abgelesen werden. In den zu analysierenden Aufnahmen ist

die Grauwertverteilung somit abhängig von der Größe der schwarzen Defekte. Zur besseren Beschreibung der Auswertung ist den Aufnahmen bei 0 Zyklen und 500 Zyklen in Abbildung 5.4 das jeweilige Bildhistogramm zugeordnet. Der rot eingekreiste Peak im linken Diagrammbereich beschreibt die Anzahl der schwarzen Bildpixel. Im direkten Vergleich der beiden Diagramme ist ein Anstieg des Peaks zu erkennen, welcher auf die erhöhte Defektbildung zurückzuführen ist. Somit kann das Defektwachstum in einer beliebigen Aufnahme prozentual mit der Grauwertverteilung im Ausgangszustand verglichen werden.

5.1.3 Parameter und Einstellungen

Um eine Vergleichbarkeit aller Proben zu gewährleisten, wird die Pump-Out-Untersuchung für alle Module mit identischen Parametern und Einstellungen durchgeführt. Bei dem verwendeten Thermal-Interface-Material handelt es sich um die Paste TC-5026 der Firma Dow Corning [19]. Diese Paste ist für Applikationen im Bereich der Leistungselektronik entwickelt worden. Das Applizieren des Materials erfolgt vollflächig mittels der Schablonendrucktechnik (vgl. Abb. 5.5).

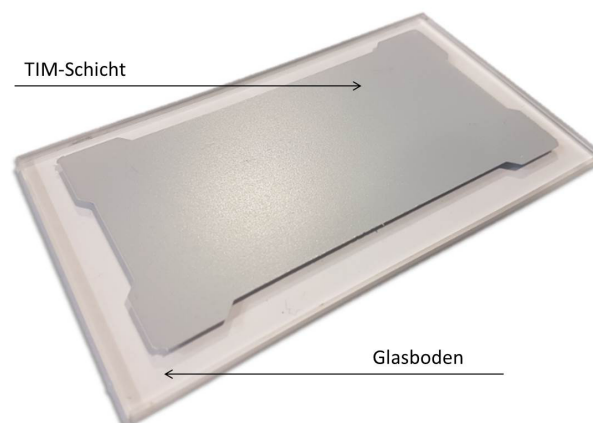


Abb. 5.5: TIM-Schicht auf dem Glasboden des Pump-Out-Prüfstandes

Durch die vorgefertigten Schablonen entsteht eine Schichtdicke von ca. $76 \mu\text{m}$. Dieser Wert entspricht den gängigen Applikationsempfehlungen [83][91]. Zur aktiven Erwärmung der Baugruppe wird ein Laststrom von 60 A verwendet. Um die Module vor einer thermischen Überlast zu schützen, wird die obere Temperaturgrenze auf einen Wert von $130 \text{ }^\circ\text{C}$ festgelegt. Hieraus ergibt sich eine Aufheizzeit von ca. 5 Minuten. Die Zeit bzw. der Laststrom wurde so gewählt, dass sich die Wärme gleichmäßig in der Baugruppe verteilen kann. Um die Zykluszeit zu verkürzen, wird die untere Temperaturgrenze auf einen Wert von $40 \text{ }^\circ\text{C}$ festgelegt. Da die Kühlung lediglich durch die oberseitig montierten Lüfter erfolgt, benötigt die Abkühlphase eine Zeit von ca. 12 Minuten. Hieraus ergibt sich eine Zykluszeit von 17 Minuten.

5.2 Verifizierung des Pump-Out-Prüfstands

Der Pump-Out-Prüfstand ist eine im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Testapparatur und wird bei den durchgeführten Untersuchungen erstmals eingesetzt. Der grundlegende Unterschied zwischen der Testapparatur und einem realen Aufbau liegt in dem verwendeten Trägermaterial, auf dem die Leistungsbaugruppe fixiert ist. Sowohl in der realen Anwendung als auch im Prüfstand sind alle Komponenten mit einem identischen Drehmoment kraftschlüssig miteinander verbunden. Somit werden beide Varianten mechanisch identisch belastet. Allerdings weisen beide Trägermaterialien Unterschiede bezüglich ihrer Eigenschaften auf. Ein möglicher Einfluss dieser Unterschiede auf die Ergebnisse der Pump-Out-Messung wird im folgenden Kapitel analysiert. Die Analyse wird einerseits anhand der resultierenden Moduldeformation und andererseits durch einen optischen Vergleich der Defektbildung durchgeführt.

5.2.1 Analyse der Moduldeformation innerhalb der Prüfkammer

Durch die kraftschlüssige Verbindung zwischen dem Modul und der Trägerplatte wird diese mechanisch belastet. Des Weiteren ändert die Leistungsbaugruppe in Abhängigkeit der wirkenden Temperatur ihre Deformation, was ebenfalls in einer Belastung des Trägers resultiert. Durch die voneinander abweichenden Materialeigenschaften der Trägerplatten ist es wahrscheinlich, dass diese bei identischer Belastung mit unterschiedlichen Verformungen reagieren. Der Pump-Out-Effekt ist ein deformationsabhängiger Fehlermechanismus, weshalb eine Abweichung von der realen Deformation zu einer Verfälschung der Messwerte führen kann. Zur Ermittlung einer möglichen Deformationsabweichung wird das unter 4.1 beschriebene Rahmenmodul sowohl in der Prüfkammer als auch auf dem Kühlkörper fixiert und mittels der Lichtschnittmethode vermessen. Abbildung 5.6 zeigt den verwendeten Versuchsaufbau zur Ermittlung der Moduldeformation innerhalb der Pump-Out-Prüfkammer (a) und auf dem verwendeten Kühlkörper (b).

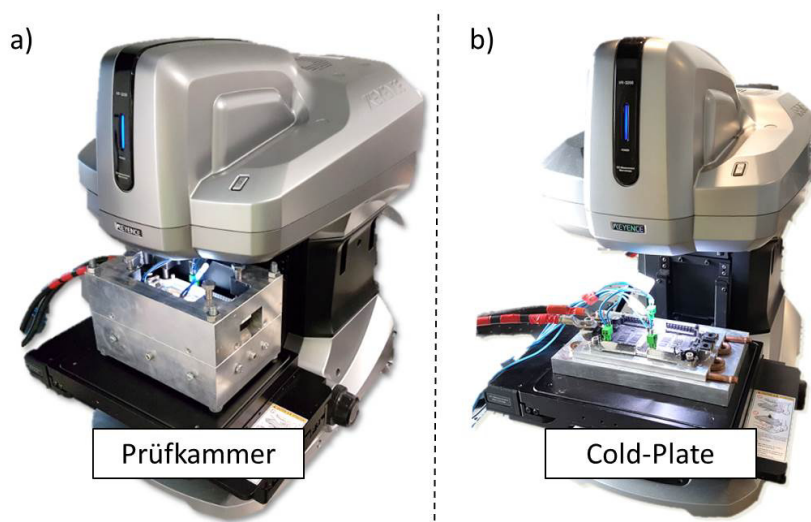


Abb. 5.6: Vermessung der Moduldeformation in der Prüfkammer a); Vermessung der Moduldeformation auf dem Kühlkörper b)

Beide Module werden mit einem Drehmoment von 5 Nm mit dem jeweiligen Aufbau verbunden [17]. Des Weiteren werden die Aufbauten elektrisch kontaktiert und somit aktiv erwärmt. Die Deformation der Module wird oberseitig beim Erreichen definierter Temperaturen erfasst. Zur Bestimmung der Deformation erfolgt die Messung der Höhenverschiebung sowohl am Rand der Wärmepreisplatte als auch direkt im Zentrum. Als Maß der Balligkeit wird aus den beiden Werten die Höhendifferenz Δh gebildet. Die Höhendifferenz wird über die Modulmitte sowohl in Breiten- als auch in Längsrichtung ermittelt. Die oberseitige Betrachtung der Module birgt allerdings die Problematik, dass durch den Modulrahmen der Randbereich der Bodenplatte verdeckt ist. Daher wird der Rahmen in den Bereichen der Messung entfernt (vgl. Abb. 5.7).

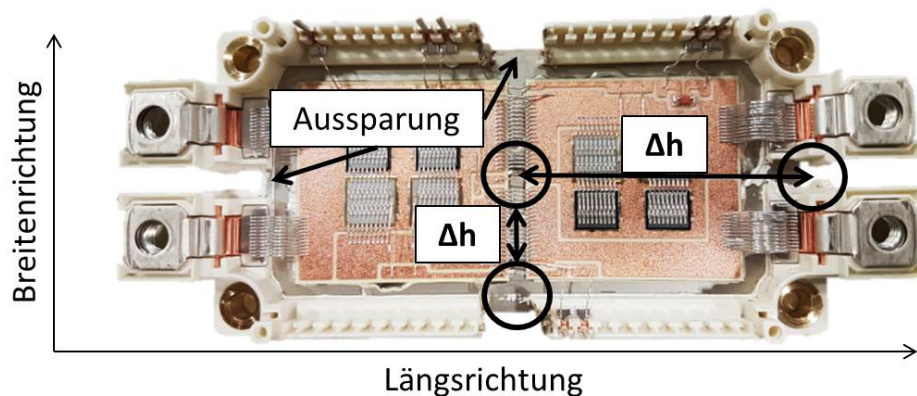


Abb. 5.7: Präpariertes Rahmenmodul zur Messung der Deformation im fixierten Zustand

Um einen Vergleich der ermittelten Höhendifferenzen zu gewährleisten, erfolgt die Vermessung der Oberflächen bei identischen Temperaturen. Die Ergebnisse der Vermessung sind in Abbildung 5.8 dargestellt. Die Höhendifferenzen sind für beide Aufbauvarianten in Abhängigkeit der Temperatur dargestellt. Die Abbildung enthält sowohl die Ergebnisse der Vermessung in Breiten- als auch in Längsrichtung.

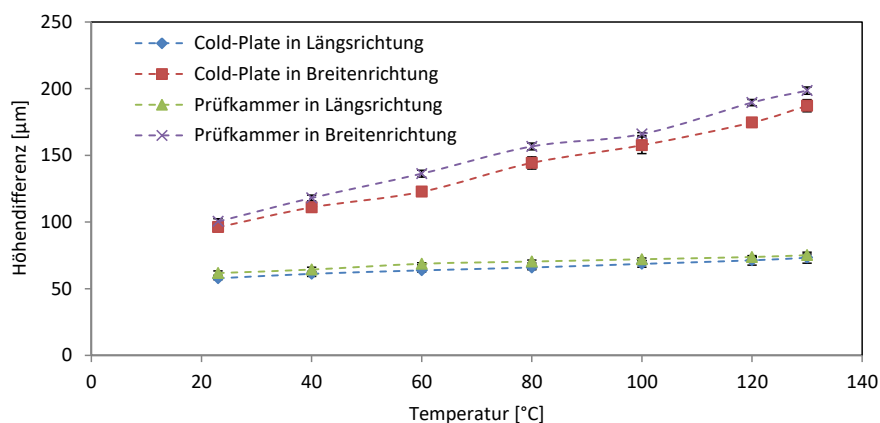


Abb. 5.8: Vergleich der gemessenen Höhendifferenzen in der Prüfkammer und auf der Cold-Plate

Abbildung 5.8 zeigt, dass die gemessenen Höhendifferenzen innerhalb der Prüfkammer geringfügig größer sind als die ermittelten Höhendifferenzen in Kombination mit dem Kühlkörper. Die Ergebnisse der Vermessung in Längsrichtung sind nahezu identisch. Die Werte der Vermessung in Breitenrichtung haben durchschnittlich einen um 7,2 % höheren Wert. Die Messungen zeigen, dass die Unterschiede bezüglich der Materialeigenschaften der Trägerplatten zu Abweichungen im Hinblick auf die Moduldeformationen führen. Ein möglicher Einfluss auf die Defektbildung innerhalb der TIM-Schicht wird im Folgenden betrachtet.

5.2.2 Untersuchung des Einflusses der Oberflächenbeschaffenheit

Kühlkörper sind in der Regel aus Aluminium gefertigt und weisen eine gefräste Oberfläche auf. Hierbei entsteht eine plane Oberfläche mit einem erreichbaren Mittelrauwert von $R_a = 0,6 \mu\text{m}$. Das verwendete Borosilikatglas weist hingegen eine Mittelwertrauheit von 2 bis 5 nm auf [74]. Um einen möglichen Einfluss des Rauheitsunterschiedes zu untersuchen, erfolgt die Durchführung eines experimentellen Vergleichs. Die Ergebnisse der Defektbildung auf der Glasoberfläche liegen durch erste Testläufe vor. Um diese Ergebnisse mit dem Defektwachstum auf einem Aluminiumkühler zu vergleichen, wird der in Abbildung 5.9 schematisch dargestellte Versuchsaufbau verwendet.

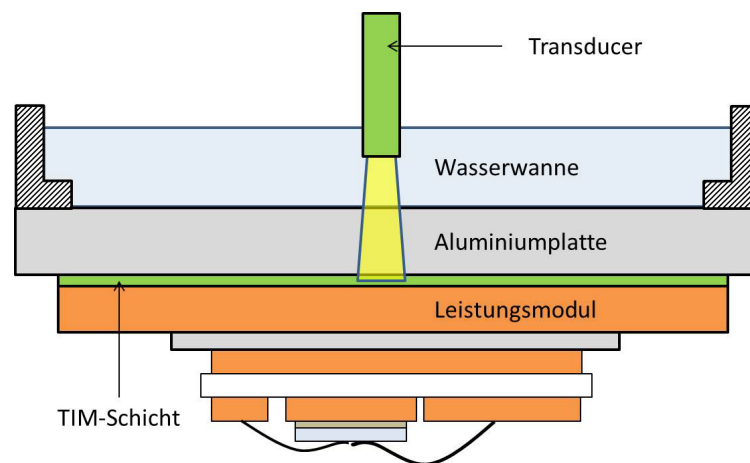


Abb. 5.9: Schematische Darstellung der Ultraschallvermessung einer TIM-Schicht

Das Thermal-Interface-Material wird mittels Schablonendruck auf eine 15 mm dicke Aluminiumplatte aufgetragen. Die Leistungsbaugruppe wird mit der Aluminiumplatte verbunden. Hierfür wird ein Drehmoment von 5 Nm verwendet [17]. Der Aufbau wird in den Pump-Out-Prüfstand integriert und mit den beschriebenen Parametern belastet. Nach 300 Zyklen wird der Aufbau entnommen und mit einer Wanne auf der Unterseite der Aluminiumplatte versehen. Der Aufbau wird kopfüber in einem Ultraschallmikroskop fixiert und die Wanne mit Wasser gefüllt. Im Anschluss erfolgt die Abtastung der TIM-Schicht unter der Verwendung eines 40 MHz Transducers. Die hierbei entstandene Ultraschallaufnahme ist der TIM-Schicht aus einer Pump-Out-Untersuchung nach 300 Zyklen in Abbildung 5.10 gegenübergestellt. Der linke Teil der Abbildung zeigt die Auf-

nahme der TIM-Schicht auf der Aluminiumoberfläche und der rechte Teil die Aufnahme auf der Glasoberfläche.

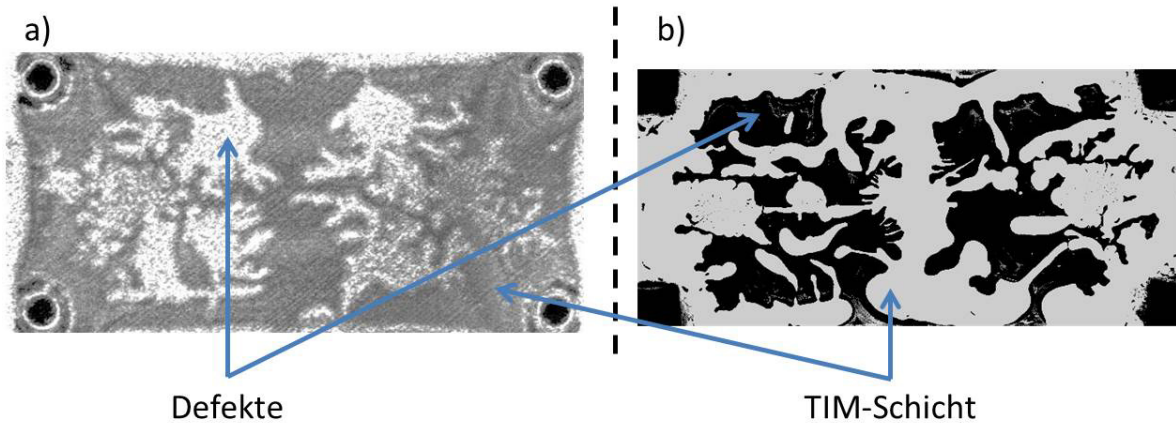


Abb. 5.10: Vergleich des Defektwachstums innerhalb der TIM-Schicht auf einem Kühlkörper a) und auf einer Glasoberfläche b)

Beide Aufnahmen weisen sowohl im Randbereich als auch bei dem Defektwachstum direkt unterhalb des Moduls identische Ausprägungen auf. Die Aufnahmen lassen darauf schließen, dass durch die Verwendung des Prüfstands ein realitätsnahes Ergebnis erzielt wird und der Einfluss des Unterschiedes bezüglich des Trägermaterials gering ausfällt. Aufgrund der teilweise unscharfen Darstellung in der Aufnahme der SAM-Analyse war es an dieser Stelle leider nicht möglich, das Defektwachstum der beiden Abbildungen durch ein Grauwertdiagramm miteinander zu vergleichen.

6 Analyse des thermomechanischen Verhaltens der Referenzmodule

Als Referenzmodul wird die unter Kapitel 4.1 beschriebene Leistungsbaugruppe verwendet. Diese Bauform wird im Bereich der Leistungselektronik für unterschiedliche Anwendungen eingesetzt, somit existieren von diesem Modul verschiedene Varianten mit identischen Grundabmessungen. Die Varianten unterscheiden sich beispielsweise in der Anzahl der DCBs, der verwendeten Keramik oder der Leistungsklasse. In diesem Kapitel werden zwei E3XL-Modultypen betrachtet. Die beiden Modulvarianten werden im Folgenden als Referenzmodul 1 und 2 bezeichnet. Das Referenzmodul 1 verwendet DCBs mit einer Al_2O_3 - und das Referenzmodul 2 DCBs mit einer AlN-Keramik. AlN weist gegenüber Al_2O_3 sowohl einen niedrigeren CTE als auch einen geringeren Elastizitätsmodul auf [2]. Somit kommt es unter der Verwendung von identischen Wärmespreizplatten zu unterschiedlich stark ausgeprägten Deformationen der Leistungsbaugruppen. Ziel dieser Analyse ist es, grundlegende Erkenntnisse über das Deformationsverhalten der verwendeten Module zu erlangen. Des Weiteren wird untersucht, wie der Pump-Out-Effekt durch die unterschiedlich ausgeprägten Moduldeformationen beeinflusst wird. Die Ergebnisse und Erkenntnisse werden bei der Auslegung der Materialzusammensetzung der hybriden Wärmespreizplatte verwendet. Sie sollen helfen, das Deformationsverhalten der hybriden Baugruppe dahingehend zu beeinflussen, dass gegenüber den Referenzmodulen ein thermomechanischer Vorteil entsteht. Sowohl von Referenzmodul 1 als auch von Referenzmodul 2 werden in den nachfolgenden Untersuchungen jeweils fünf Module analysiert und vermessen.

6.1 Deformation der Referenzmodule ohne Fixierung

In einer ersten Betrachtung werden die Referenzmodule ohne Fixierung vermessen. Ziel der Untersuchung ist es, die Module zu erwärmen und die resultierende Änderung bezüglich der Deformation zu ermitteln. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 6.1 dargestellt.

Von besonderem Interesse ist die Deformation der Unterseite der Bodenplatte, da diese im Betrieb einen direkten Kontakt zum Kühler bzw. zum Thermal-Interface-Material hat. Daher werden die Module so positioniert, dass eine Aufnahme der Unterseite möglich ist. Das verwendete 3D-Profilometer kann Einzelaufnahmen mit einer Bilddiagonale von 30 mm erstellen. Somit muss zur vollständigen Erfassung der Bodenplattendeformation das Modul durch den automatischen Verfahrensbewegungsmechanismus bewegt werden. Bei dem Verfahren muss gewährleistet sein, dass das Modul seine Aus-

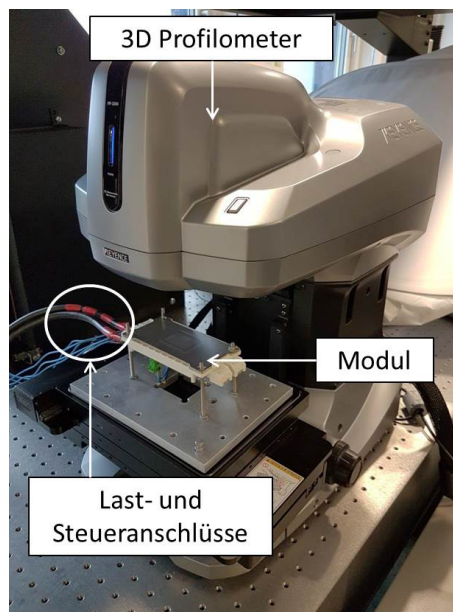


Abb. 6.1: Versuchsaufbau zur Messung der Moduldeformation ohne Fixierung

richtung beibehält. Eine ungewollte Verschiebung des Moduls kann bei der Zusammensetzung der Einzelbilder Fehler hervorrufen, die zu einer Verfälschung der Ergebnisse führen. Durch die Anschlussleitung der Stromquelle ist das Modul einseitig durch eine Zugkraft belastet. Diese resultiert in einer Verschiebung der Leistungsbaugruppe beim Verfahren des Tisches. Daher wird das Modul auf Gewindestangen gelagert, die einen geringeren Durchmesser aufweisen als die Montagelöcher der Baugruppe. Diese sind einerseits ausreichend stabil, um eine Verschiebung des Moduls zu verhindern und andererseits ist zwischen den Montagelöchern und den Gewindestangen ausreichend Freiraum, um die thermische Deformation nicht zu behindern. Zur Erfassung der Temperatur wird der NTC-Widerstand des Moduls verwendet. Die Regelung der Temperatur erfolgt über die Höhe des Laststroms. Die erste Messung wird bei Raumtemperatur (23 °C) durchgeführt. Nach der Durchführung der Messung wird der Laststrom so lange erhöht, bis über den NTC-Widerstand eine Temperatur von 40 °C gemessen wird. Nach dem Erreichen der Temperatur wird eine Einschwingzeit von 5 Minuten vor der Durchführung der nächsten Messung abgewartet. Die Wartezeit ist notwendig, um eine gleichmäßige Temperaturverteilung durch die gesamte Baugruppe gewährleisten zu können. Nach der Vermessung der Oberfläche erfolgt eine erneute Erhöhung der Temperatur in 20 °C-Schritten. Die Messung wird bis zu einer thermischen Obergrenze von 130 °C durchgeführt. Ein Auszug der aufgenommenen Höhenvermessungen ist in Abbildung 6.2 dargestellt. Die unterschiedlichen Höhen sind durch Farbverläufe hervorgehoben. Alle Aufnahmen sind auf eine identische Farbverteilung skaliert. Die höchsten Bereiche sind rot dargestellt und die niedrigsten dunkelblau. Der obere Teil der Abbildung zeigt die Deformation von Referenzmodul 1 (Al_2O_3) und der untere Teil die Deformation von Referenzmodul 2 (AlN). Die linke Seite der Abbildung stellt die Oberflächen der beiden Referenzmodule bei 23 °C und die rechte Seite die Oberflächen bei 130 °C dar. Abbildung 6.2 zeigt, dass die Deformation von Referenzmodul 1 bei Raumtemperatur geringer ausgeprägt ist als die Deformation von Referenzmodul 2. Dies ist auf den niedrigeren

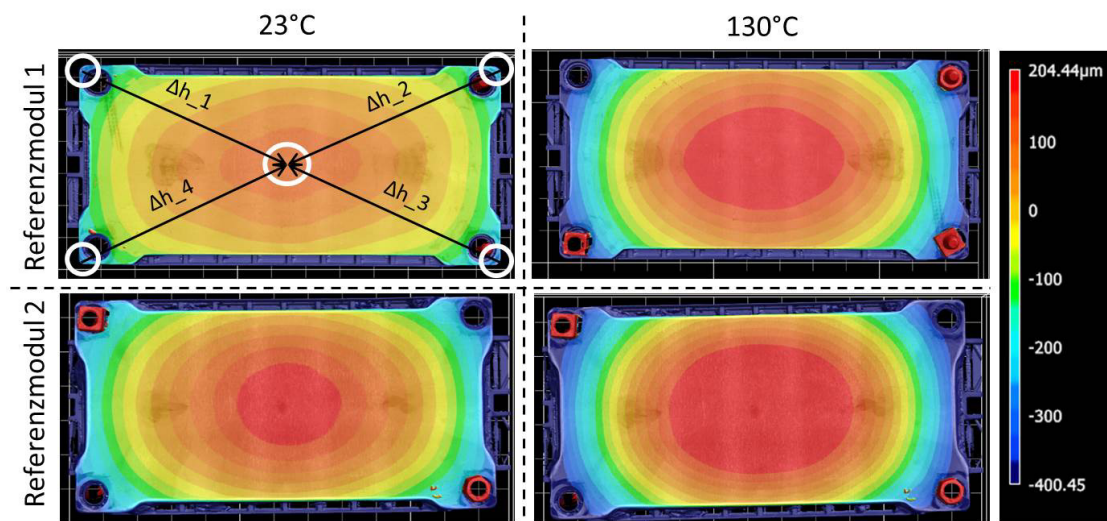


Abb. 6.2: Oberflächendarstellung der Referenzmodule in Abhängigkeit der Temperatur ohne Fixierung

CTE der AlN-Keramik zurückzuführen. Anhand der Aufnahmen ist ebenfalls zu erkennen, dass ein Anstieg der Modultemperatur mit einer Erhöhung der konvexen Balligkeit einhergeht. Dieses Verhalten ist bei beiden Modulvarianten identisch, lediglich die Höhe der jeweiligen Deformationen weisen Unterschiede auf. Zur Auswertung der Aufnahmen wird die Höhendifferenz Δh , zwischen der minimalen Höhe im Randbereich und der maximalen Höhe in der Modulmitte gebildet. Die verwendeten Messpunkte sind in der Aufnahme von Referenzmodul 1 bei 23 °C dargestellt. Die so gemessenen Höhendifferenzen sind für beide Modulvarianten in Abhängigkeit der Temperatur in Abbildung 6.3 aufgeführt.

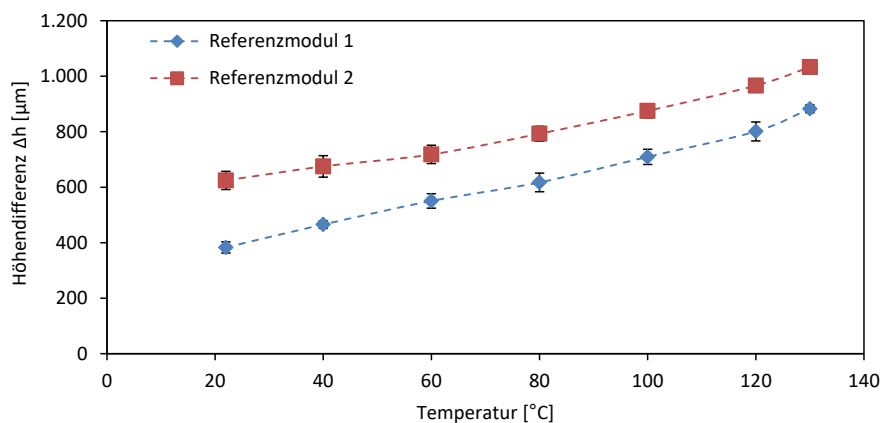


Abb. 6.3: Höhendifferenz der Referenzmodule ohne Fixierung in Abhängigkeit der Temperatur

Die Messungen haben ergeben, dass Referenzmodul 1 bei Raumtemperatur eine mittlere Höhendifferenz von 383 μm aufweist. Die Erhöhung der Modultemperatur auf einen Wert von 130 °C resultiert in einem Anstieg der Höhendifferenz auf 882 μm . Hieraus ergibt sich ein Höhenunterschied von 499 μm . Bei Raumtemperatur hat Referenzmodul 2 eine mittlere Höhendifferenz von 625 μm und bei einer Temperatur von 130 °C einen Wert von 1033 μm . Hieraus ergibt sich ein Höhenunterschied von 408 μm . Die Differenz ist geringer als die von Referenzmodul 1, allerdings

ist die Deformation bei 130 °C aufgrund der höheren Ausgangsballigkeit, um 14,5 % größer. Das Verhältnis von Deformations- zu Temperaturerhöhung ist bei beiden Modultypen im betrachteten Messbereich nahezu linear.

6.2 Deformation der Referenzmodule mit Fixierung

Während des Betriebes ist die Leistungsbaugruppe mithilfe von vier Schraubkontakten kraftschlüssig mit dem jeweiligen Kühlsystem verbunden. Durch die Fixierung ist das Modul nicht mehr in der Lage, sich unter dem Einfluss einer thermischen Last frei zu verformen und zu dehnen. Die somit entstehenden Deformationen sollen im Rahmen dieser Untersuchung anhand der Referenzmodule ermittelt und analysiert werden. Aufgrund der Modulfixierung ist es nicht möglich, die Bodenplatten von der Unterseite zu vermessen. Um oberseitig einen möglichst großen Bereich der Bodenplatten vermessen zu können, wird der gesamte Modulrahmen entfernt. Der Mittelpunkt der Wärmespreizplattenoberfläche befindet sich direkt zwischen den beiden DCBs. Somit kann über den Randbereich und dem Mittelpunkt der Wärmespreizplatte die Höhendifferenz Δh gebildet werden. Allerdings ist es durch die Entfernung des Rahmens nicht mehr möglich, das Modul elektrisch zu betreiben. Aus diesem Grund wird der Versuchsaufbau um eine Heizeinheit erweitert, welche zur Erwärmung der Baugruppe verwendet wird (vgl. Abb. 6.4).

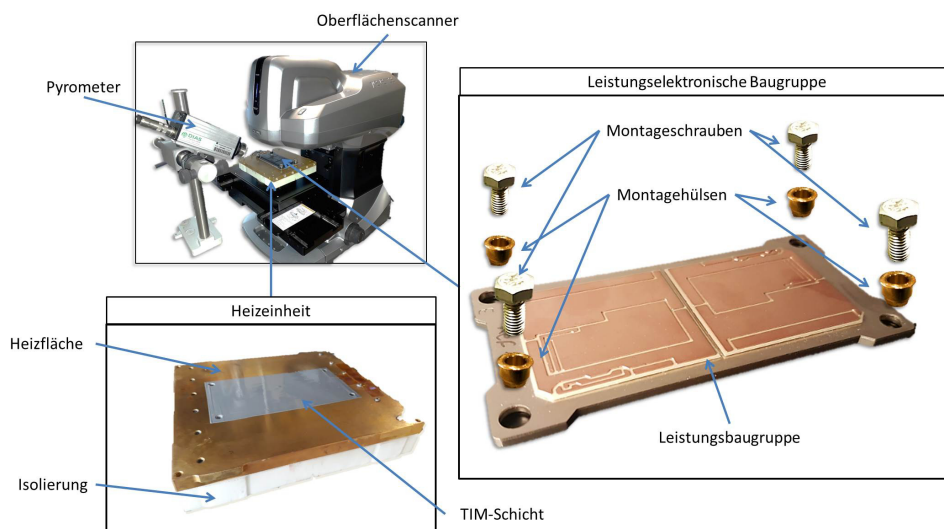


Abb. 6.4: Versuchsaufbau zur Messung der Moduldeformation mit Fixierung

Im Gegensatz zur vorangegangenen Untersuchung ist das Modul in dieser Analyse kraftschlüssig mit der Heizeinheit verbunden. Die Montage resultiert in einer Reduzierung der Deformation und gewährleistet einen optimierten Wärmeübergang von der Heizeinheit zum Modul. Die Modultemperatur wird in diesem Experiment mithilfe eines Infrarotthermometers (Pyrometer) ermittelt, da durch die Probenpräparation ebenfalls der NTC-Widerstand entfernt wurde. Um die Messgenauigkeit zu erhöhen, werden die Proben vor dem Experiment mit einem Kameralack geschwärzt. Eine geschwärzte Oberfläche erhöht den Emissionsgrad und führt somit bei der kontaktlosen Temperaturerfassung zu einem präziseren Ergebnis [36]. Die Untersuchungen werden mit identischen

Temperaturschritten wie in Kapitel 6.1 durchgeführt. In Abbildung 6.5 sind jeweils zwei Aufnahmen der Oberflächenvermessung der beiden Referenzmodulvarianten dargestellt. Die linke Seite der Abbildung zeigt die Oberflächen der beiden Referenzmodule bei 23 °C und die rechte Seite die Oberflächen bei 130 °C.

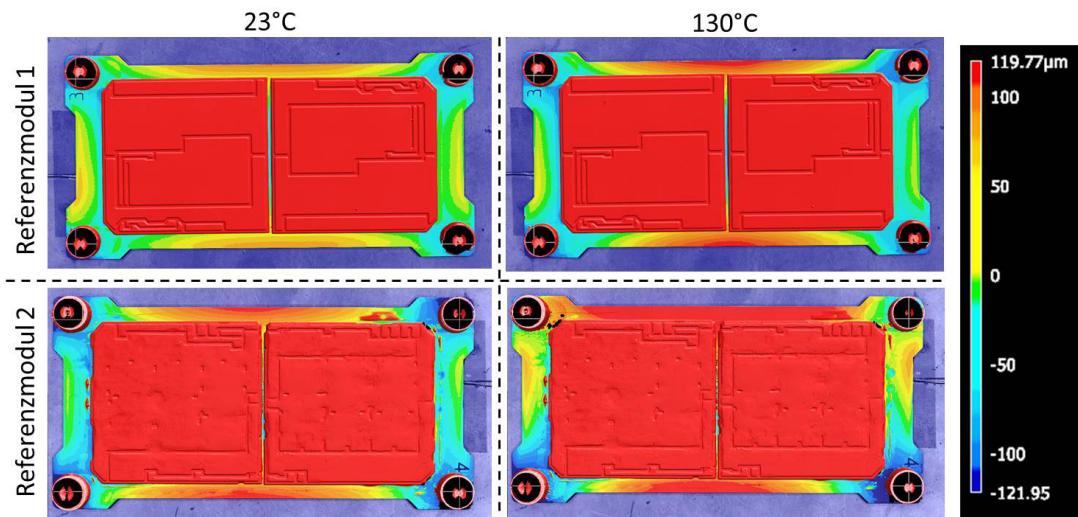


Abb. 6.5: Oberflächendarstellung der Referenzmodule in Abhängigkeit der Temperatur im fixierten Zustand

Die unterschiedlichen Höhen sind ebenfalls durch einen angepassten Farbverlauf dargestellt. Durch die DCBs (rote Rechtecke) sind lediglich die Randbereiche der Wärmespreizplatte sichtbar. Vor der Montage ist die konvexe Balligkeit der Proben in Richtung der Oberfläche der Heizeinheit ausgerichtet. Durch die Fixierung in den Ecken wird das Modul an die Heizeinheit gepresst, was mit einer Reduzierung der Balligkeit einhergeht. Die Fixierung erfolgt mit einem Drehmoment von 5 Nm [17]. Nach der Durchführung der Montage sind lediglich im Randbereich der Bodenplatte (rötliche Bereiche) konvexe Deformationen zu erkennen. Durch die Temperatureinwirkung dehnen sich die Komponenten gemäß ihres thermischen Ausdehnungskoeffizienten. Hierbei kommt es primär im Randbereich der Längsseiten zu einem Anstieg der Deformationen. Dies ist auf die größere Distanz zwischen den Modulfixierungen zurückzuführen. Bei der Betrachtung der Aufnahme von Referenzmodul 2 bei 130 °C fällt auf, dass eine ungleichmäßige Deformation an den Längsseiten entstanden ist. Da dieses Verhalten bei allen vermessenen Proben ermittelt werden kann, ist davon auszugehen, dass die Asymmetrie auf einen produktionsbedingten Fehler zurückzuführen ist. Inwiefern dieser Produktionsfehler einen relevanten Einfluss auf die Ergebnisse der geplanten Untersuchungen hat, muss im Folgenden betrachtet werden.

Zur Messung der Deformationsänderung erfolgt die Analyse der Oberflächen anhand eines Messprofils in Längs- und Breitenrichtung in den Bereichen der maximalen Höhenverschiebungen. Die Vermessung ist in der nachfolgenden Abbildung schematisch dargestellt (vgl. Abb. 6.6). Die Deformationen werden anhand der Höhendifferenz zwischen dem jeweiligen Maximum und dem Minimum ermittelt. Die Ergebnisse der Vermessungen sind für die Profile in Breiten- und Längsrichtung in Abbildung 6.7 in Abhängigkeit der Temperatur aufgeführt.

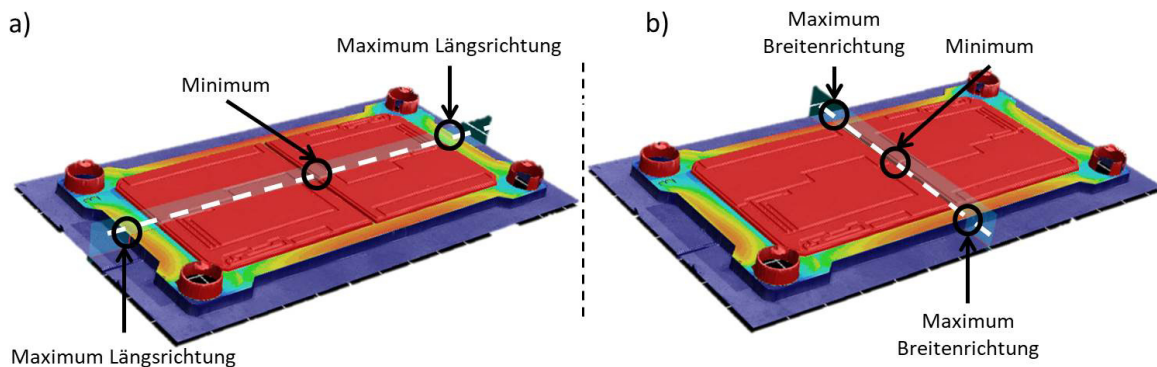


Abb. 6.6: Schematische Darstellung des Messprofils in Breiten- und Längsrichtung

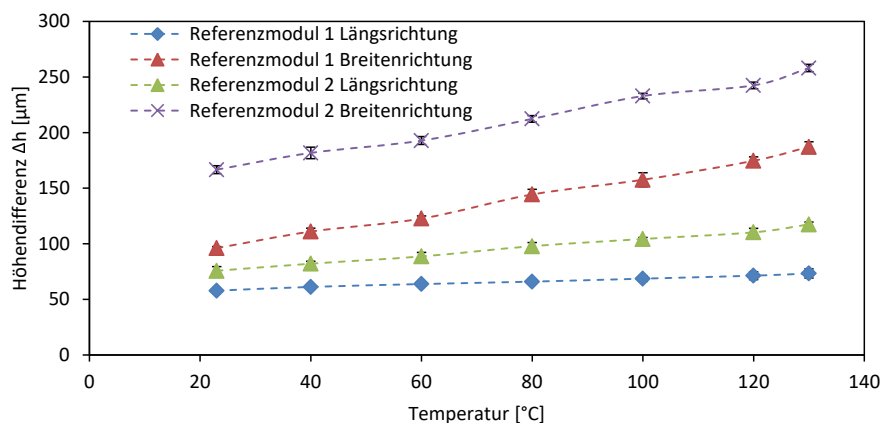


Abb. 6.7: Höhendifferenzen der Referenzmodule in Breiten- und Längsrichtung im fixierten Zustand

Wie auch schon in Abbildung 6.5 ersichtlich, geht eine Erhöhung der Modultemperatur mit einem Anstieg der Moduldeformation einher. Eine Zunahme der Deformation ist besonders an den Längsseiten des Moduls zu erkennen, wodurch die größten Höhendifferenzen im Profil in Breitenrichtung messbar sind. Referenzmodul 1 weist bei 130 °C im Maximum eine Höhendifferenz von 187 μm und Referenzmodul 2 von 258 μm auf. Die Messungen zeigen, dass eine stärker ausgeprägte Moduldeformation im nicht fixierten Zustand ebenfalls zu größeren Höhendifferenzen im montierten Zustand führt. In Kapitel 5.1.3 wurde die Applikation des Thermal-Interface-Materials beschrieben und die durch Schablonendruck entstandene TIM-Schicht vermessen. Die durchschnittliche Dicke betrug 76 μm . Durch den Vergleich der Höhendifferenzen der Leistungsbaugruppen mit der durchschnittlichen Schichtdicke des Thermal-Interface-Materials fällt auf, dass unter der Verwendung beider Referenzmodule die Höhendifferenzen an den Längsseiten bereits bei Raumtemperatur größer sind, als die TIM-Schicht dick ist. Während der Montage wird überschüssiges Thermal-Interface-Material von der Mitte der Baugruppe aus nach außen verdrängt. Durch diese Verdrängung kann zwar bei Raumtemperatur die erhöhte Moduldeformation im Randbereich ausgeglichen werden, allerdings vergrößert sich die Höhendifferenz der Baugruppen mit steigender Temperatur, wodurch in diesen Bereichen die Gefahr besteht, dass eine Kompensierung der

Balligkeit nicht mehr möglich ist. Dies kann zur Entstehung eines Luftspalts zwischen der Modulunterseite und der TIM-Schicht führen.

6.3 Der Pump-Out-Effekt der Referenzmodule

Um zu untersuchen, welchen Einfluss die unterschiedlichen Moduldeformationen auf das Thermal-Interface-Material haben, erfolgt die Analyse des Pump-Out-Effekts unter der Verwendung der Referenzmodule. Hierbei kommt der unter Kapitel 5 beschriebene Prüfstand zum Einsatz. Die Untersuchung soll einerseits Erkenntnisse über die Ausbreitung und andererseits Rückschlüsse über die Entstehung der Defekte in Abhängigkeit der Moduldeformation liefern.

6.3.1 Analyse und Messung des Defektwachstums

Beide Modulvarianten werden unter identischen Randbedingungen mit den gleichen Parametern durch den Pump-Out-Prüfstand belastet. In Abbildung 6.8 sind Auszüge der optischen Aufnahmen des Thermal-Interface-Materials dargestellt. Die Aufnahmen wurden bei einer Temperatur von 130 °C aufgenommen und zeigen die jeweiligen TIM-Schichten im Zyklus 0, 10, 50 und 100. Der obere Teil der Abbildung zeigt die Aufnahmen von Referenzmodul 1 und der untere Teil die von Referenzmodul 2.

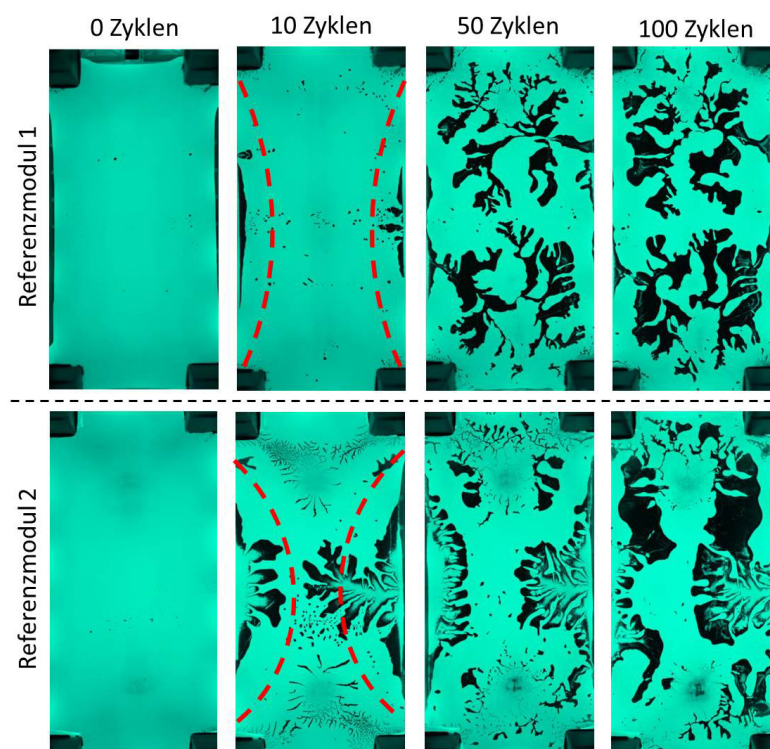


Abb. 6.8: Belastete TIM-Schicht der Referenzmodule in Abhängigkeit der Anzahl der Zyklen

In Kapitel 6.2 konnte durch die Oberflächenvermessungen gezeigt werden, dass die größten Deformationen an den Modullängsseiten entstehen und diese bereits bei Raumtemperatur stärker

ausgeprägt sind als die TIM-Schicht dick ist. Dieses Verhalten konnte bei beiden Modultypen nachgewiesen werden, wobei eine stärker ausgeprägte Verformung unter der Verwendung von Referenzmodul 2 ermittelt werden konnte (vgl. Abb. 6.7). Die entstandenen Deformationen sind in Abbildung 6.8 für die beiden Module in den Aufnahmen von Zyklus 10 durch rote Linien schematisch verdeutlicht. Insbesondere in den Aufnahmen von Referenzmodul 2 ist zu erkennen, dass sich die Defekte der Form der Deformation anpassen. Hier ist bereits nach zehn Zyklen ein deutliches Defektwachstum ersichtlich. Dies ist auf die stärker ausgeprägte Moduldeformation zurückzuführen. Des Weiteren ist in der Aufnahme eine Asymmetrie bezüglich der Defektbildung zu erkennen. Das Defektwachstum in der linken Seite der Aufnahme ist geringer ausgeprägt als das auf der rechten. Dieses Verhalten deckt sich mit der gemessenen Deformationsasymmetrie von Referenzmodul 2 (vgl. Abb. 6.5), welche auf einen möglichen Produktionsfehler zurückgeführt wurde. Eine steigende Anzahl der Lastzyklen geht mit einem erhöhten Defektwachstum einher.

In Abbildung 6.8 sind die Aufnahmen der TIM-Schicht auf die Größe der Wärmespreizplatte skaliert. Erfolgt eine Betrachtung der TIM-Schicht über den Rand der Bodenplatte hinaus, kann die Verdrängung des Thermal-Interface-Materials, wie im Grundlagenkapitel 2.9.2 beschrieben, beobachtet werden. In Abbildung 6.9 ist der Randbereich der TIM-Schicht über eine der Modullängsseiten für die Zyklen 0, 1,2 und 100, dargestellt.

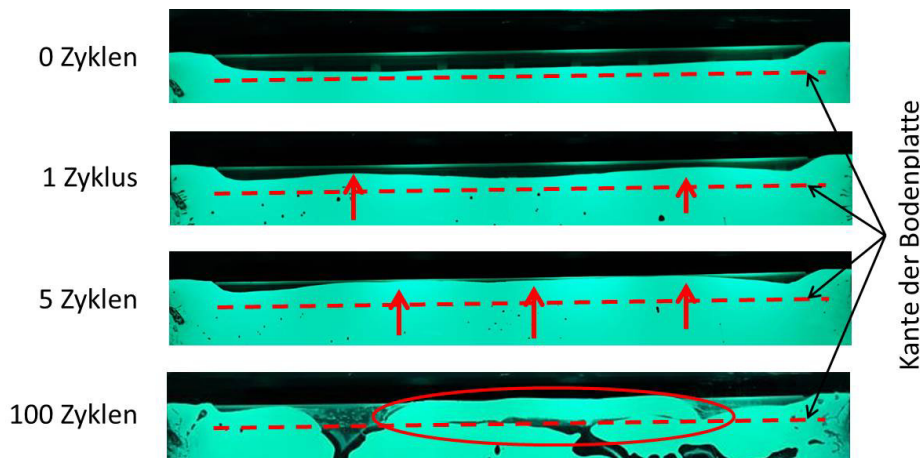


Abb. 6.9: Verdrängung des Thermal-Interface-Materials im Randbereich der Bodenplatte

Dadurch, dass das Thermal-Interface-Material bereits bei der Montage nach außen verdrängt wird, ist die Kante der Bodenplatte nicht sichtbar. Daher ist diese durch eine rote gestrichelte Linie in den einzelnen Abbildungen dargestellt. Es ist zu erkennen, dass schon während der ersten Zyklen das Thermal-Interface-Material unter der Bodenplatte herausgedrängt wird. Bei einer Zyklenzahl von 100 ist das Thermal-Interface-Material bereits so weit verdrängt worden, dass zwischen der Kante der Bodenplatte und der verdrängten Paste ein Graben entstanden ist (rot eingekreister Bereich). In diesem Stadium ist ein Rückfließen der Paste nicht mehr möglich, sodass eine irreversible Verdrängung des Thermal-Interface-Materials vorliegt.

Um das Flächenwachstum der Defekte bewerten zu können, werden die Aufnahmen gemäß der

Beschreibung in Kapitel 5.1.2 anhand der Bildhistogramme ausgewertet. Die Ergebnisse sind in Abbildung 6.10 dargestellt.

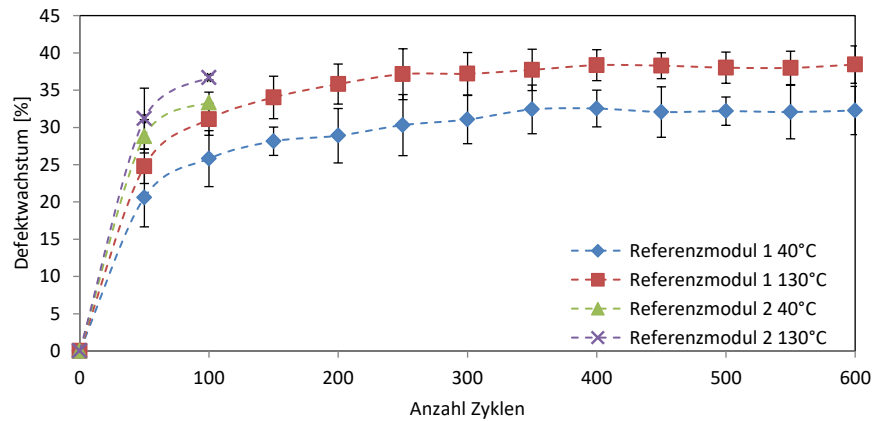


Abb. 6.10: Defektwachstum der Referenzmodule in Abhängigkeit der Anzahl der Zyklen

In Abbildung 6.10 ist das Defektwachstum für beide Referenzmodulvarianten in Abhängigkeit der Anzahl der Zyklen dargestellt. Die Aufnahmen wurden sowohl für das Defektwachstum bei 40 °C als auch für das Defektwachstum bei 130 °C ausgewertet. Die stärker ausgeprägte Deformation von Referenzmodul 2 hat, auch bei mehrfacher Wiederholung, zu Rissbildungen und Abplatzungen am Glasboden der Prüfkammer geführt. Daher war es nicht möglich, die Untersuchung abzuschließen. Es wurde lediglich eine maximale Zyklenzahl von 108 erreicht. Unter der Verwendung von Referenzmodul 1 liegt das Defektwachstum bei 130 °C im Mittel um 5,9 % höher als bei 40 °C. Dies ist auf die stärker ausgeprägte Deformation bei höheren Temperaturen zurückzuführen. Somit führt eine erhöhte Betriebstemperatur ebenfalls zu einem erhöhten Defektwachstum. Dieses Verhalten wirkt sich negativ auf die thermische Performanz der Baugruppe aus, da besonders im Falle einer hohen Betriebstemperatur der Wärmetransport zum Kühler nicht unterbrochen werden sollte. Ebenfalls in der Abbildung 6.10 enthalten sind die Auswertungen von Referenzmodul 2 bis zu einer maximalen Zyklenzahl von 100. In dem auswertbaren Bereich weisen sowohl das Defektwachstum bei 40 °C als auch das bei 130 °C, einen höheren Wert als das Defektwachstum von Referenzmodul 1 auf. Bei einer Zyklenzahl von 100 hat das Referenzmodul 2 bei einer Temperatur von 130 °C ein im Mittel um 15,3 % höheres Defektwachstum als Referenzmodul 1. Besonders im Anfangsbereich unterhalb von 50 Zyklen, ist bei beiden Modulvarianten ein deutlicher Anstieg des Defektwachstums messbar. Dadurch, dass zu Beginn der Messung die größte Menge des TIMs vorhanden ist, ist hier auch die Verdrängung am deutlichsten zu erkennen. Die Paste wird nach außen verdrängt und unter dem Modul herausgepresst. Somit verringert sich die Menge des TIMs unterhalb der Baugruppe mit jedem Zyklus. Oberhalb einer Zyklenzahl von 400 ist unter der Verwendung von Referenzmodul 1, ein nahezu eingeschwungener Zustand erreicht. Das Defektwachstum beträgt hier im Maximum 38,4 %.

6.3.2 Deformation im Randbereich der Wärmespreizplatte

Im vorangegangenen Abschnitt wurde beschrieben, dass die Deformation der Referenzmodule die Dicke der TIM-Schicht überschreitet und es somit möglich ist, dass ein Luftspalt zwischen der Unterseite der Bodenplatte und dem Thermal-Interface-Material entsteht. Zum Nachweis der Spaltbildung wird eine Betrachtung der Leistungsbaugruppe in der Seitenansicht durchgeführt. Hierfür wird der Aufbau bestehend aus dem Rahmenmodul und dem Al-Träger in seiner Längsachse um 90° gedreht und unter dem 3D-Profilometer fixiert. Dieses ist auch als rein optisches Mikroskop einsetzbar. Der betrachtete Bereich befindet sich auf einer der Längsseiten, mittig zwischen den Montageschrauben, also an der Stelle, an der die größten Deformationen ermittelt werden konnten. Dies ist schematisch im oberen Teil von Abbildung 6.11 dargestellt.

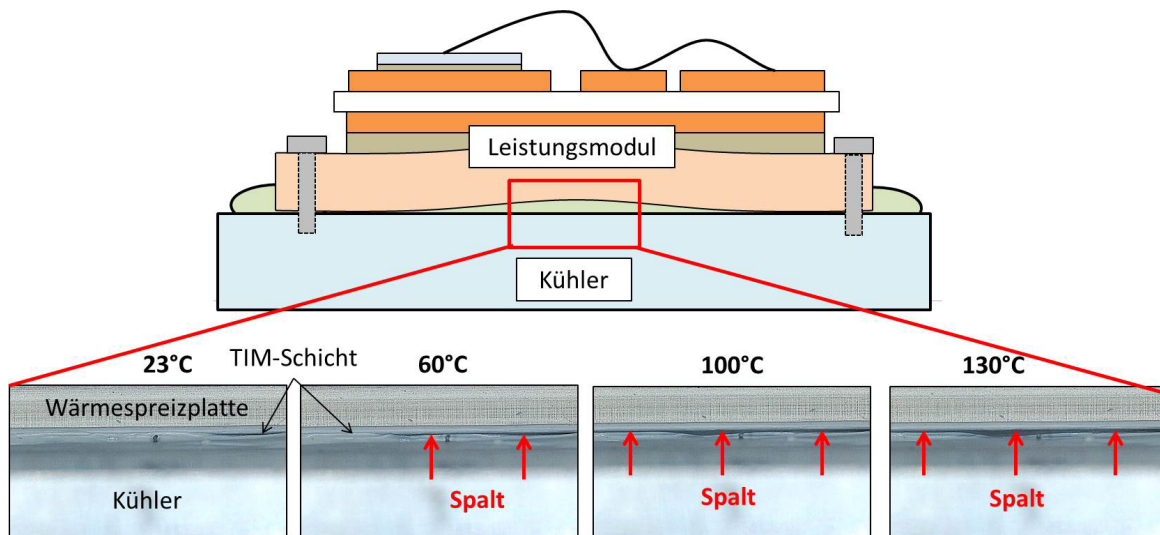


Abb. 6.11: Spaltbildung zwischen der Modulunterseite und der Oberfläche des Kühlkörpers

Im unteren Teil von Abbildung 6.11 sind vier Einzelaufnahmen des betrachteten Bereiches aufgelistet. Die Bilder sind mit steigender Temperatur von links nach rechts angeordnet. In jeder Aufnahme ist die Wärmespreizplatte, das Thermal-Interface-Material und der Kühlkörper abgebildet. Die Aufnahmen sind unter der Verwendung von Referenzmodul 1 entstanden. Anhand der Einzelaufnahmen ist zu erkennen, dass die Deformation mit steigender Temperatur die TIM-Schichtdicke überschreitet und zur Bildung eines Spalts führt. Dieser ist durch die roten Pfeile markiert. Der Spalt breitet sich in Abhängigkeit der Temperatur weiter aus. Hierbei kann Luft zwischen die Leistungsbaugruppe und die TIM-Schicht gelangen und somit zur Entstehung von Defekten führen.

6.3.3 Analyse der geometrischen Defekthöhe

Bei den Aufnahmen der Defekte durch den Pump-Out-Prüfstand handelt es sich lediglich um zweidimensionale Abbildungen, die keine Informationen bezüglich der dreidimensionalen Abmessungen beinhalten. Zur Vermessung der geometrischen Defekthöhe erfolgt die Durchführung eines 3D-Scans der TIM-Schicht. Das Referenzmodul 1 wird, wie auch in der vorangegangenen Untersuchung, durch den Pump-Out-Prüfstand belastet. Nach 600 Lastzyklen wird das Modul inklusive

der Prüfkammer entnommen. Unter der Verwendung des 3D-Profilometers erfolgt ein Scan des Thermal-Interface-Materials durch den Glasboden hindurch. Die Aufnahme der TIM-Schicht ist in Abbildung 6.12 enthalten. Die durch Farbverläufe dargestellte Fläche ist die Unterseite der Wärmespreizplatte. Bei den dunkelroten Arealen handelt es sich um die zerrüttete TIM-Schicht.

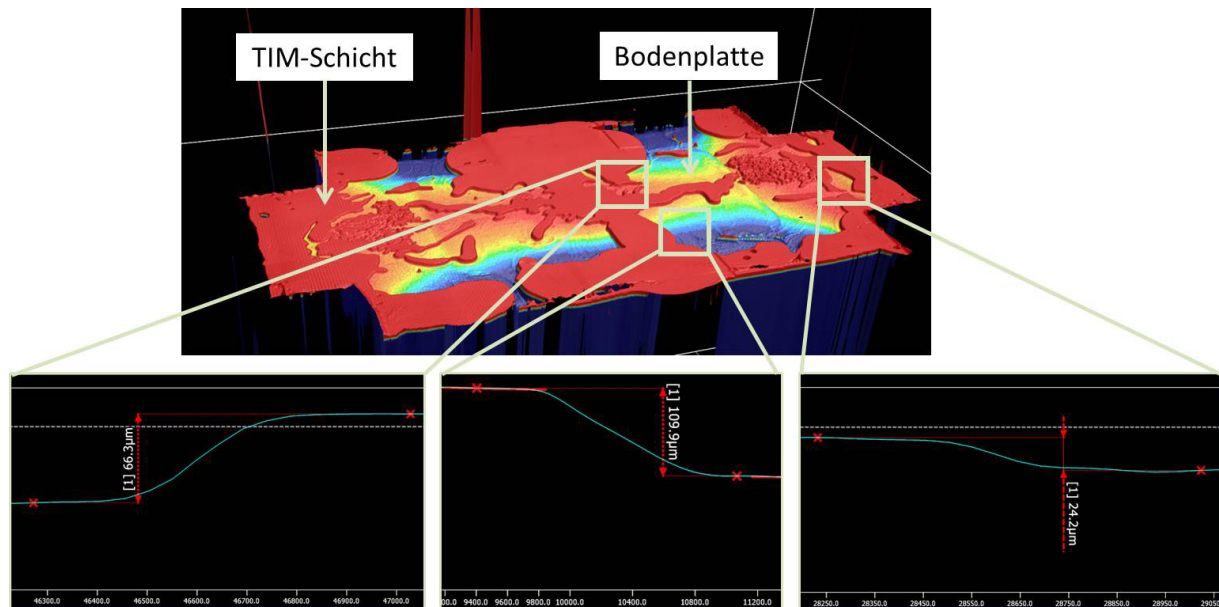


Abb. 6.12: Höhenanalyse der zerrütteten TIM-Schicht nach 600 Zyklen

Innerhalb der TIM-Schicht sind die Defekte deutlich zu erkennen, wodurch die Unterseite der Wärmespreizplatte sichtbar wird. Zwischen der Unterseite der Bodenplatte und der TIM-Schicht sind Höhenunterschiede messbar. Dies bestätigt die Annahme, dass es sich bei den schwarzen Bereichen in den zweidimensionalen Aufnahmen aus der Pump-Out-Untersuchung um Defekte bzw. um luftgefüllte Hohlräume handelt. Das Thermal-Interface-Material passt sich aufgrund seiner pastösen Konsistenz der Moduldeformation an. Somit lassen sich auch unterschiedliche Defekthöhen ermitteln. Im Mittelbereich der Bodenplatte haben die Defekte eine Höhe von ca. $66 \mu\text{m}$, am kurzen Modulrand von ca. $24 \mu\text{m}$ und über die Längsseite von ca. $109 \mu\text{m}$. Da die Moduldeformationen über die Längsseiten am höchsten ausfallen, lassen sich in diesen Bereichen auch die höchsten Defekte lokalisieren. Wie auch schon in Kapitel 6.2 beschrieben resultiert die Montage der Leistungsbaugruppe in einer Verdrängung des Thermal-Interface-Materials, welches sich im Randbereich der Wärmespreizplatte ansammelt. Daher lassen sich in diesen Bereichen TIM-Schichtdicken oberhalb der durchschnittlichen Pastenhöhe von $76 \mu\text{m}$ ermitteln.

6.4 Zusammenfassung der Analyse der Referenzmodule

Durch die Voruntersuchungen konnte das thermomechanische Verhalten der Referenzmodule untersucht und analysiert werden. Die Oberflächenscans der Referenzmodule haben gezeigt, dass im fixierten Zustand die höchsten Deformationen im Randbereich der Modullängsseiten auftreten. Diese sind mit steigender Temperatur so ausgeprägt, dass die Höhe der TIM-Schicht überschritten

wird und ein Luftspalt zwischen den beiden Komponenten erzeugt wird. In Kombination mit der zyklischen Belastung der Leistungsbaugruppe und der daraus resultierenden Pumpbewegung, führt dies zur Initialisierung des Defektwachstums innerhalb der TIM-Schicht. Bezüglich des Pump-Out-Effekts, ist somit eine Leistungsbaugruppe mit geringer Balligkeit bei Raumtemperatur und einer niedrigen Deformationsänderung unter dem Einfluss einer thermischen Last von Vorteil.

Durch die Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass anhand der gewählten Prüfmethode und Versuchsaufbauten eine detaillierte Analyse des thermomechanischen Deformationsverhaltens von Leistungsbaugruppen möglich ist. Die Prüfverfahren werden somit ebenfalls zur Analyse der Module mit hybrider Wärmespreizplatte verwendet.

Aufgrund der nicht vollständig auswertbaren Messreihen von Referenzmodul 2 und den möglichen Aufbaufehlern durch den Fertigungsprozess wird Referenzmodul 2 in den folgenden Untersuchungen nicht weiter betrachtet.

7 Finite-Elemente-Simulation des thermomechanischen Verhaltens

Wie bereits beschrieben besteht die hybride Wärmespreizplatte aus einem mehrschichtigen Materialverbund von Kupfer und Molybdän. Dieser Materialverbund soll anstelle der herkömmlichen Cu-Wärmespreizplatte in ein E3XL-Rahmenmodul integriert werden, um das thermomechanische Verhalten der Baugruppe zu optimieren. Mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode wird im folgenden Kapitel analysiert, wie durch die Verwendung der Werkstoffverbundbodenplatte das Deformationsverhalten der leistungselektronischen Baugruppe beeinflusst werden kann.

7.1 Parameter und Randbedingungen

Dadurch, dass im Vorfeld nicht abgeschätzt werden kann, wie hoch die mechanischen Spannungen in den unterschiedlichen Materialzusammensetzungen ausfallen, besteht die Möglichkeit, dass eine materialbezogene Fließgrenze überschritten wird. Die Annahme eines linearen Materialverhaltens im Modell würde somit zu einer Verfälschung der Ergebnisse führen. Daher wird zur Durchführung der Simulation ein bilinear-isotropes Verfestigungsmodell verwendet, was eine im Rahmen der Arbeit starke aber sinnvolle Vereinfachung darstellt. Hierfür werden die in Tabelle 2.2 aufgeführten Materialeigenschaften um die Streckgrenze und das Tangentenmodul ergänzt (vgl. Tabelle 7.1). Keramische Werkstoffe sind in der Regel spröde und lassen sich nicht plastisch verformen, daher wird bei dem Aluminiumoxid von einem linear-elastischen Materialverhalten ausgegangen.

	Molybdän	Kupfer	Al₂O₃	Sn97Ag3
Elastizitätsmodul [GPa]	330	132	370	41,6
Poissonzahl	0,38	0,39	0,22	0,33
Thermischer Ausdehnungskoeffizient [$10^{-6}K^{-1}$]	5,35	16,8	5,5	23,8
Streckgrenze [MPa]	415	180	-	22,5
Tangentenmodul [GPa]	33	13,2	-	4,16

Tab. 7.1: Materialeigenschaften der mechanischen FEM-Analyse bei Raumtemperatur [1][45][51][54]

Alle Simulationsmodelle werden mithilfe der CAD-Software SolidWorks erstellt und in die Finite-Elemente-Software Ansys Workbench übertragen. Zur Berechnung wird eine statisch-mechanische Analyse durchgeführt und die erstellten Modelle als Volumenelemente integriert. Die Abmessungen der Einzelkomponenten sind in der nachfolgenden Abbildung aufgeführt (Abb. 7.1). Alle Maßangaben sind in Länge x Breite x Höhe angegeben und basieren auf den Herstellerangaben.

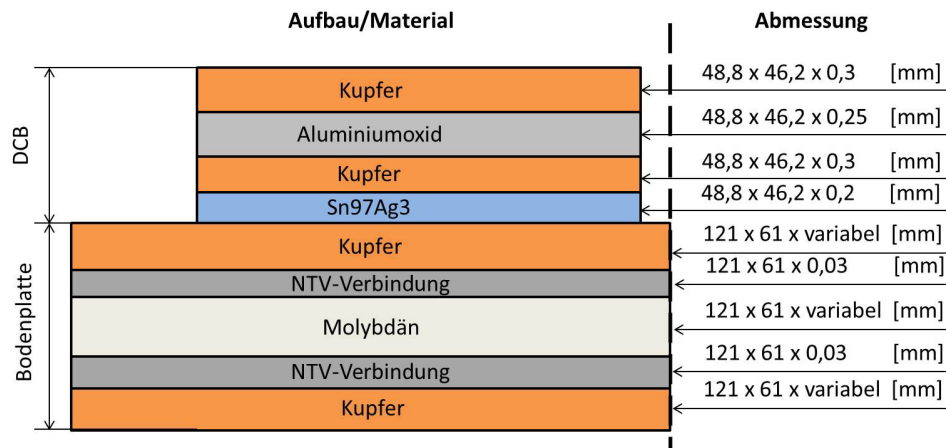


Abb. 7.1: Schematische Darstellung der Zusammensetzung der Simulationsmodelle

Die Gesamtdicke der Bodenplatte beträgt 3 mm. Die Dicken der Einzelschichten können hierbei variieren und sind daher nicht in der Zeichnung enthalten. Zudem wird festgelegt, dass die Mo-Schichtdicke 1 mm nicht überschreitet. Bei einer Wärmespreizplatte von 3 mm Dicke entspricht dies einem Molybdänanteil von 1/3. Dies gewährleistet (nach Formel 2.5), dass die hybride Bodenplatte eine höhere Wärmeleitfähigkeit als AlSiC-9 aufweist.

Wie bereits in Kapitel 4.2.1 beschrieben wird zugunsten der Berechnungszeit auf den Modulrahmen, die Halbleiter und die Bonddrähte verzichtet. Die IGBTs haben eine Abmessung von 9,73 x 10,23 x 0,07 [mm] und bestehen aus Silizium. Somit haben die Halbleiter gegenüber den DCBs und der Wärmespreizplatte einen sehr geringen materialbezogenen Volumenanteil und daher auch keinen großen Einfluss auf die Gesamtdeformation der Baugruppe. Ein möglicher Einfluss dieser Vereinfachungen wird anhand von realen Messungen in Kapitel 8.1.3 überprüft. Das Thermal-Interface-Material findet im Rahmen der Simulation ebenfalls keine Berücksichtigung. Die pastöse Masse ist einerseits nicht stoffschlüssig mit dem Aufbau verbunden und hat andererseits durch seine rheologischen Eigenschaften keinen Einfluss auf das Deformationsverhalten der Baugruppe. Zum Fügen der Einzelkomponenten der hybriden Wärmespreizplatte wird die Niedertemperatur-Verbindungstechnik verwendet. Um die Verbindungsschichten im Simulationsmodell abbilden zu können, sind Kenntnisse über die thermischen und thermomechanischen Eigenschaften notwendig. Diese Eigenschaften sind abhängig von den gewählten Prozessparametern. Daher wird im folgenden Abschnitt eine experimentelle Analyse der NTV-Verbindung durchgeführt.

7.2 Analyse der Eigenschaften der NTV-Verbindung

Niedertemperatur-Verbindungsschichten wurden bereits in zahlreichen wissenschaftlichen Arbeiten analysiert [30][52][55][56][66]. Hierbei wurden häufig ähnliche Randbedingungen und Prozessparameter verwendet wie in der vorliegenden Arbeit. Daher werden Eigenschaften wie CTE, E-Modul, Wärmeleitfähigkeit und Dichte aus den aufgeführten Literaturquellen übernommen. Die Scherfestigkeit der NTV-Verbindung ist neben den Prozessparametern von den verwendeten Mate-

rialien und Oberflächen abhängig. Daher ist die Ermittlung dieses Wertes Bestandteil der Ausarbeitung. Des Weiteren erfolgt die Ermittlung der Temperatur, bei der ein spannungsfreier Zustand der NTV-Verbindung vorliegt, da dieser Wert ebenfalls von der jeweiligen Prozessführung abhängig ist.

7.2.1 Ermittlung der maximalen mechanischen Belastbarkeit

Die Eigenschaften der NTV-Verbindung sind maßgeblich von der Prozessführung und den verwendeten Prozessparametern abhängig. Hierzu zählt ebenfalls die maximale mechanische Belastbarkeit der Verbindungsschicht. Durch das Fügen der Bodenplattenkomponenten wird die NTV-Verbindung bei Abkühlung auf Raumtemperatur mechanisch belastet. Ist die Belastung zu groß, kann dies zu Delaminationen und Abplatzungen führen. Um derartige Ausfälle zu vermeiden, erfolgt die Messung der maximalen Belastbarkeit der Verbindungsschicht in Abhängigkeit der gewählten Prozessparameter. Der ermittelte Wert wird in das Simulationsmodell übernommen und mit den mechanischen Spannungen innerhalb der FEM-Analyse verglichen. Somit ist es möglich, Materialzusammensetzungen mit unzulässig hohen mechanischen Spannungen schon im Vorfeld zu detektieren und auszuschließen.

In Kapitel 2.3.2 wurde beschrieben, dass die NTV-Verbindung maßgeblich von den Prozessparametern Zeit, Druck und Temperatur abhängig ist. Daher sind dies auch die Größen, welche einen Einfluss auf die Qualität der Verbindungsschicht haben. Anhand des verwendeten Sintersystems wurden bereits in der Vergangenheit ausführliche Parameterstudien zur Optimierung der Qualität der gesinterten Verbindungen durchgeführt [78]. Diese haben unter anderem ergeben, dass mit einem hohen Prozessdruck ebenfalls die höchsten Scherfestigkeitswerte erzielt werden. Dies ist auf die höhere Verdichtung der NTV-Verbindung zurückzuführen. Des Weiteren konnte ermittelt werden, dass die Scherfestigkeit mit zunehmender Zeit und Temperatur ansteigt. Die maximale Obergrenze der Prozessparameter ist prinzipiell von der verwendeten Sinterapparatur abhängig. Bei dem verwendeten quasihydrostatischen Sinterprozess wird ein mit Silikon gefülltes Stempelsystem verwendet. Das verwendete Silikon kann einer maximalen Prozessstemperatur von 290 °C dauerhaft standhalten. Bezogen auf die Fläche des Sintertools und der maximalen Kraftaufbringung der Presse liegt die Obergrenze des Prozessdrucks bei 25 MPa. Da davon auszugehen ist, dass die Niedertemperatur-Verbindungsschicht durch die Komponenten der Wärmespreizplatte einer großen mechanischen Belastung ausgesetzt wird, ist eine hohe Scherfestigkeit erstrebenswert. Daher werden die Prozessparameter so gewählt, dass diese der maximalen Auslastung der Sinterpresse entsprechen. Die Standzeit des Silikons ist durch die Prozessparameter limitiert. Um eine ausreichende Anzahl an Sinterungen pro Silikonkissen durchführen zu können, wird die Prozesszeit auf einen Wert von 360 s begrenzt. Somit ergeben sich folgende Parameter zur Durchführung der Sinterung:

- Prozessdruck: 25 MPa
- Prozessstemperatur: 290 °C

- Prozesszeit: 360 s

Die hybride Wärmespreizplatte besteht aus einem Materialverbund von Kupfer, Molybdän und Kupfer. Molybdän ist in seiner Reinform mit der beschriebenen Fügetechnik nicht sinterbar. Daher sind die Molybdänbleche mit einer $1\ \mu\text{m}$ dünnen Ag-Schicht beschichtet. Die Versilberung wird mittels eines Sputterprozesses durchgeführt. Die Kupferbleche werden unbeschichtet verwendet. Die Proben für die Scheruntersuchung werden in einer identischen Materialkombination erstellt. Als Trägermaterial dient ein versilbertes $0,5\ \text{mm}$ dickes Mo-Blech mit den Abmessungen $30\ \text{mm} \times 30\ \text{mm}$. Die NTV-Verbindung hat eine Abmessung von $20\ \text{mm} \times 20\ \text{mm}$ und wird mit jeweils sechs kupfernen Scherkörpern bestückt. Die Scherkörper haben eine Abmessung von $2,3\ \text{mm} \times 2,3\ \text{mm} \times 0,8\ \text{mm}$ (vgl. Abb. 7.2 a)). Im Rahmen der Untersuchung wurden fünf Proben aufgebaut und analysiert.

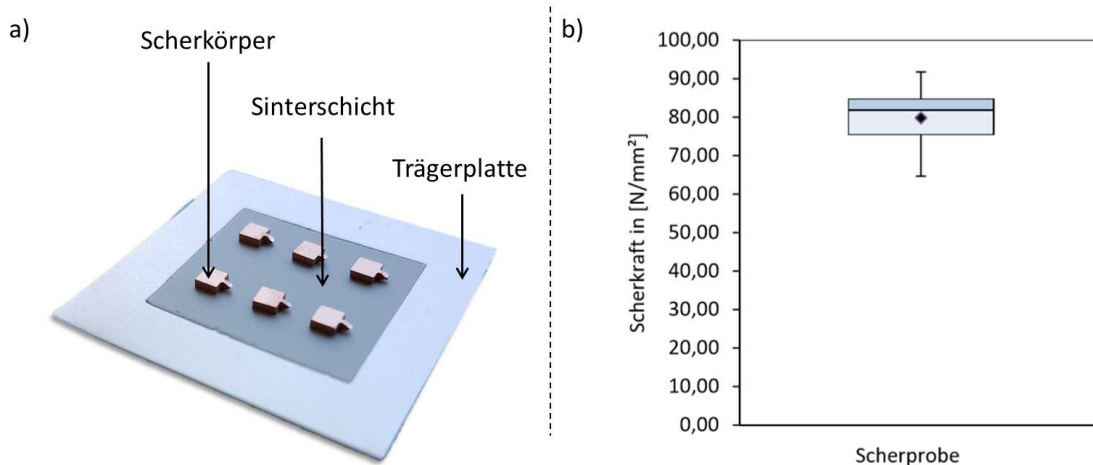


Abb. 7.2: Aufbau der verwendeten Scherproben a); Ergebnisse des Schertests b)

Der Schertest selbst wird mit einer Schergeschwindigkeit von $250\ \mu\text{m/s}$ und einer Scherhöhe von $80\ \mu\text{m}$ durchgeführt. Die Ergebnisse der Untersuchung sind in Abbildung 7.2 b) aufgeführt. Die Scheruntersuchung hat für die verwendeten Proben eine durchschnittliche Scherfestigkeit von $81,68\ \text{N/mm}^2$ ergeben. Ausgehend von der Standardabweichung der ermittelten Einzelwerte ergibt sich ein Wert von $81,68 \pm 6,38\ \text{N/mm}^2$. Bei der optischen Betrachtung der Bruchflächen konnte bei rund 90 % der Proben ein Kohäsionsbruch innerhalb der NTV-Verbindung detektiert werden.

7.2.2 Ermittlung des spannungsfreien Zustands der gesinterten Verbindung

Ein weiterer wichtiger Parameter zur Abbildung der NTV-Verbindung im FEM-Modell ist die Temperatur, bei der ein spannungsfreier Zustand vorliegt. Durch den Sinterprozess entsteht mittels Diffusion die Verbindung zwischen der NTV-Schicht und den Fügepartnern. Nach dem Fügen erfolgt der Abkühlprozess, in dessen Folge eine Kontraktion der Bodenplattenkomponenten auftritt. Da die Komponenten bei einer erhöhten Temperatur gefügt wurden, können sie sich während des Abkühlens nicht mehr frei zusammenziehen und eine Deformation des Aufbaus entsteht. Die

Höhe der Deformation hängt hierbei von der Zusammensetzung der hybriden Bodenplatte ab. Erfolgt eine erneute Erwärmung der Bodenplatte, geht dies mit einer Reduzierung der Deformation einher. Mit einer kontinuierlich steigenden Temperatur kann die Bodenplatte in einen theoretisch vollkommen planen Zustand gebracht werden, bei dem die NTV-Verbindung frei von mechanischen Spannungen ist. Erfolgt eine Erwärmung über diese Temperatur hinaus, hat dies einen Balligkeitswechsel von konkav zu konvex bzw. von konvex zu konkav zur Folge. Laut Datenblatt der verwendeten Sinterpaste entsteht die Verbindung bei einer Temperatur von 230 °C [29]. Allerdings haben vergangene Arbeiten und Untersuchungen gezeigt, dass sich die spannungsfreie Temperatur der NTV-Verbindung in einem niedrigeren Bereich befindet [55].

Zur Ermittlung dieser Temperatur werden rechteckige Proben mit einer Abmessung von 50 mm x 50 mm erstellt. Zur Durchführung der Sinterung werden die unter Kapitel 7.2.1 beschriebenen Prozessparameter verwendet. Um den Aufbauprozess zu vereinfachen werden die Proben lediglich als 2-Schichtsystem aufgebaut. Alle Proben werden mittels des 3D-Profilometers vermessen. Die Aufnahme der Oberflächen erfolgt mit steigender Temperatur in 30 °C-Schritten bis zu einer Maximaltemperatur von 170 °C. Die Oberflächendarstellungen einer vermessenen Probe sind in Abbildung 7.3 dargestellt.

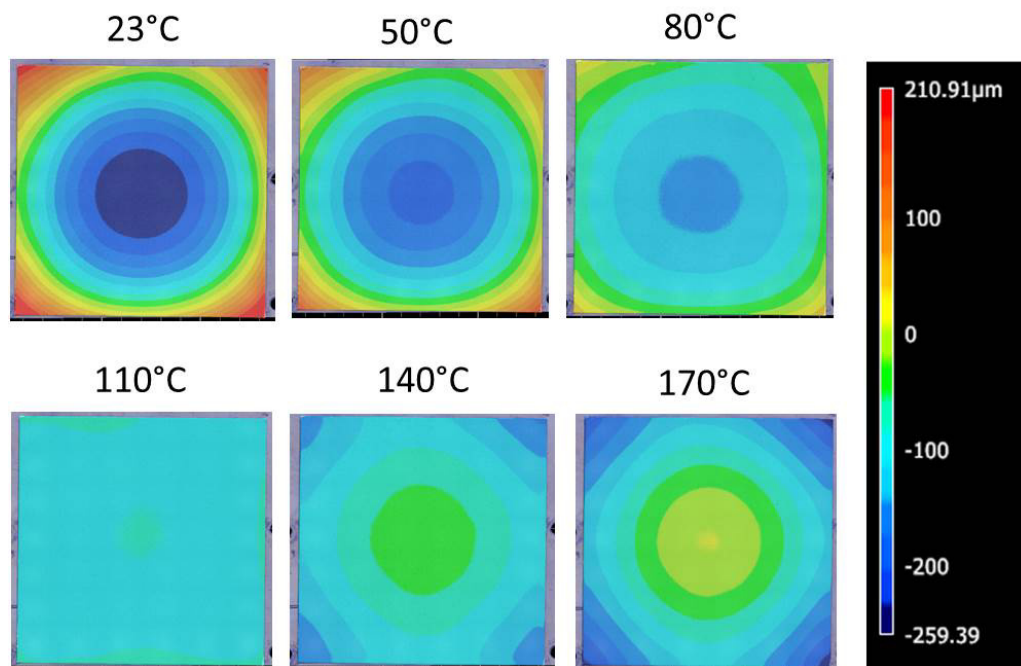


Abb. 7.3: Oberflächendarstellungen einer vermessenen zweilagigen Probe in Abhängigkeit der Temperatur

Die unterschiedlichen Höhen sind in Abbildung 7.3 durch Farbverläufe dargestellt. Alle Aufnahmen haben die gleiche Höhenskalierung. Bei einer Temperatur von 23 °C sind die größten Deformationen in den Ecken erkennbar (rote Bereiche). Bei dieser Temperatur weist die Probe gegenüber der Auflagefläche eine konvexe Balligkeit auf. Eine Erhöhung der Temperatur resultiert in einer Reduzierung der Deformation. Dieses Verhalten ist durch die farbliche Änderung in den Ecken ersichtlich. Durch den Vergleich der Aufnahme bei 110 °C und 140 °C ist zu erkennen, dass sich der bläuliche Höhenbereich in die Ecken verlagert hat und der höher liegende gelb/grüne

Bereich in die Probenmitte. Dies Verhalten zeigt, dass hier ein Wechsel von der anfänglichen konvexen Deformation zu einer konkaven Balligkeit auftritt. Um die genaue Temperatur zwischen dem Wechsel von konvexer zur konkaven Balligkeit zu ermitteln, wird die Differenz zwischen der maximalen und der minimalen Höhenverschiebung gemessen und in Abhängigkeit der Temperatur ausgewertet (vgl. Abb. 7.4).

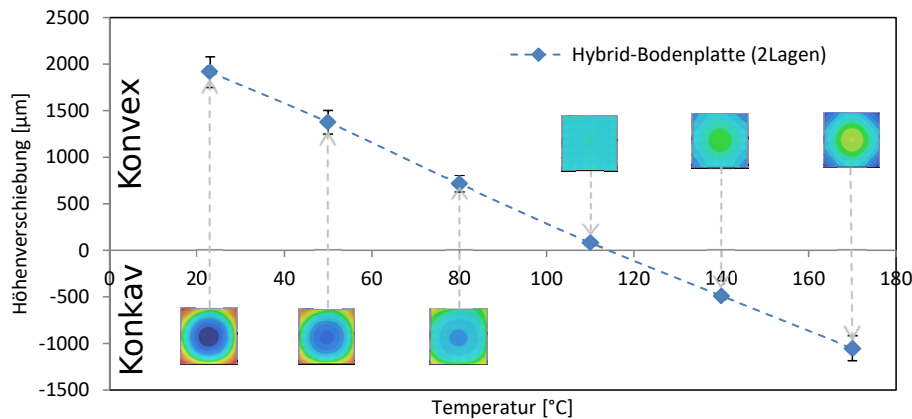


Abb. 7.4: Ermittlung des spannungsfreien Zustands der NTV-Verbindung anhand der Höhendifferenz gesinteter Proben

Die Messungen der Höhendifferenzen zeigen im betrachteten Bereich ein lineares Verhältnis zwischen Deformationsänderung und der wirkenden Temperatur. So wie auch bei der Betrachtung der Oberflächendarstellungen ist ein Wechsel der Verformungsausrichtung zwischen 110 °C und 140 °C messbar. Der Verlauf der Messwerte schneidet die x-Achse bei einer Temperatur von 117 °C. Somit entspricht dies der Temperatur des spannungsfreien Zustands der NTV-Verbindung. Die große Temperaturdifferenz zwischen der eigentlichen Fügetemperatur und der Temperatur des spannungsfreien Zustands kann unter anderem durch mögliche Kriecheffekte im Fügeprozess erklärt werden. Reines Silber weist eine Schmelztemperatur von rund 960 °C auf. Die Prozesstemperatur im Fügeverfahren beträgt 290 °C. Hieraus ergibt sich eine homologe Temperatur von $> 0,3$ wodurch Kriecheffekte möglich sind. Die Druckaufbringung im Fügeprozess wird vor dem Erreichen der Sintertemperatur durchgeführt. Durch den quasihydrostatisch wirkenden Druck ist eine freie Dehnung der Komponenten nicht mehr möglich, was durch die weiter ansteigende Temperatur zur Entstehung von mechanischen Spannungen führt und somit auch die NTV-Verbindung nach dem Fügen beeinflusst.

Unter der Verwendung der beschriebenen Prozessparameter befindet sich die Temperatur des spannungsfreien Zustands nahe der Betriebstemperatur der leistungselektronischen Baugruppe (130 °C). Dies wirkt sich positiv auf die NTV-Verbindung aus, da in dem Bereich der maximalen thermischen eine minimale mechanische Belastung vorliegt. Ein weiterer Vorteil der NTV-Verbindung ist, dass bis zu einer Temperatur von 117 °C eine Deformationsreduzierung vorliegt. Bei den Referenzmodulen konnte durch die Wirkung einer thermischen Last eine Deformationszunahme ermittelt werden. Diese hat zur Entstehung eines Luftspalts zwischen Kühler und Bodenplatte geführt, welcher maßgeblich zur Initialisierung des Pump-Out-Effekts beigetragen hat. Daher liegt die An-

nahme nah, dass durch die Deformationsreduzierung eine Spaltbildung vermieden werden kann und somit der Pump-Out-Effekt reduziert wird.

7.3 Thermomechanische Betrachtung des Werkstoffverbundes

Die im vorangegangenen Abschnitt ermittelten Eigenschaften der NTV-Verbindungsschicht werden um einige Literaturwerte ergänzt und in das FEM-Modell integriert (vgl. Tab. 7.2). Für die Auslegung der NTV-Schicht wird ebenfalls ein bilinear-isotropes Verfestigungsmodell verwendet.

	NTV-Verbindung
Elastizitätsmodul [GPa]	50
Poissonzahl	0,39
Thermischer Ausdehnungskoeffizient [$10^{-6}K^{-1}$]	20
Streckgrenze [MPa]	50
Tangentenmodul [GPa]	5

Tab. 7.2: Mechanische Eigenschaften der NTV-Verbindung bei Raumtemperatur [30][55]

7.3.1 Deformationsverhalten der hybriden Wärmespreizplatte

In einer ersten Simulation erfolgt die Betrachtung der hybriden Wärmespreizplatte ohne DCBs. Das Simulationsmodell besteht grundlegend aus einem Kupfer/Molybdän/Kupfer Schichtverbund mit einer Gesamtdicke von 3 mm (vgl. Abb. 7.5 a)). Ziel dieser Simulation ist es, Erkenntnisse darüber zu erlangen, wie die Vorbälligkeit der Wärmespreizplatte durch unterschiedliche Materialzusammensetzungen gesteuert werden kann. Die Auswertung der resultierenden Deformation erfolgt über die Höhendifferenz Δh , welche sich aus der Differenz zwischen der minimalen und der maximalen Höhenverschiebung ergibt (vgl. Abb. 7.5 b)).

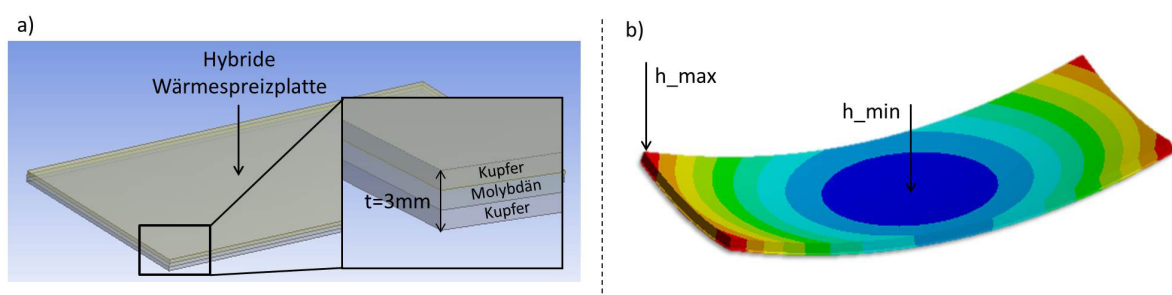


Abb. 7.5: Simulationsmodell zur Analyse der hybriden Wärmespreizplatte

Um die resultierende Deformation zu steuern, werden zwei einstellbare Parameter verwendet.

- Der erste Parameter ist die Dicke der Molybdänschicht. Im Rahmen der Simulation wird diese in einen Bereich von 0,1 mm bis 1,0 mm in 0,1 mm-Schritten variiert. Da die Gesamtdicke der Wärmespreizplatte immer gleich bleibt, resultiert die Erhöhung oder Reduzierung der Schichtdicke in einem variablen Kupfer-/Molybdänverhältnis. Dies führt ebenso zu einer Veränderung der kombinierten Eigenschaften und hat somit einen Einfluss auf das thermomechanische Verhalten des Simulationsmodells (vgl. Abb. 7.6 a)).
- Der zweite Parameter bezieht sich auf die Position der Molybdänschicht innerhalb der Wärmespreizplatte. Durch eine Verschiebung der Mo-Schicht von der symmetrischen Ausgangsposition in eine asymmetrische Materialzusammensetzung entsteht ein Ungleichgewicht zwischen der oberen und der unteren Kupferlage, wodurch nach dem Fügen und anschließender Abkühlung auf Raumtemperatur eine Deformation hervorgerufen wird. Die Verschiebung der Mo-Schicht erfolgt sowohl in Richtung der oberen (negativ) als auch in Richtung der unteren Kupferlage (positiv) (vgl. Abb. 7.6 b)). Die Verschiebung erfolgt sowohl in positiver als auch negativer Richtung in 20 %-Schritten.

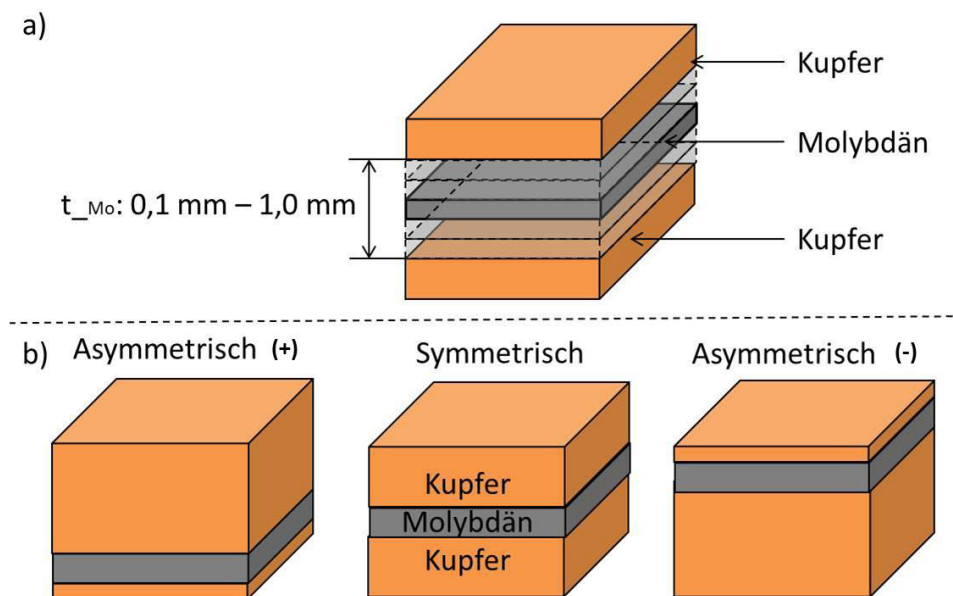


Abb. 7.6: Variation der Molybdänschichtdicke a); Variation der Position der Molybdänschicht innerhalb der Bodenplatte b)

Die Simulationen werden für alle Molybdänschichtdicken sowohl für die positive als auch für die negative Positionsverschiebung durchgeführt. Als Last wird der thermische Einfluss des Sinterprozesses mit anschließender Abkühlung auf Raumtemperatur auf das Modell angewendet. Die Betrachtung der resultierenden Höhendifferenz Δh erfolgt bei einer Temperatur von 23 °C. Die Ergebnisse der Simulationen sind in der nachfolgenden Abbildung 7.7 dargestellt.

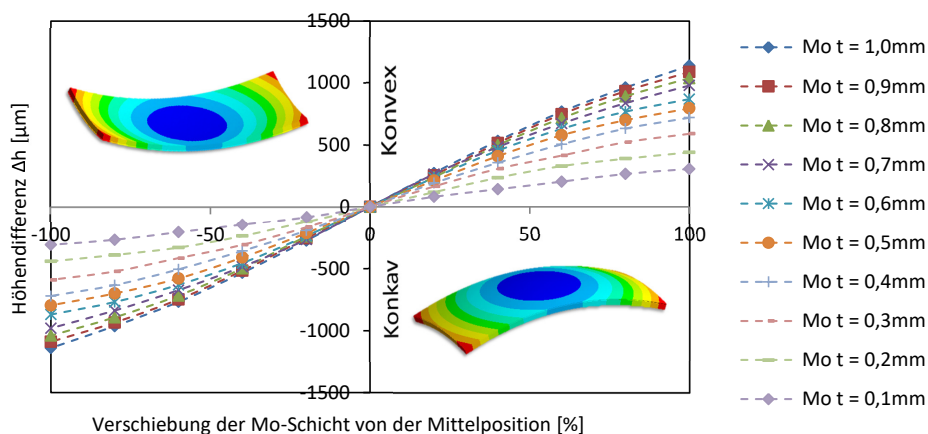


Abb. 7.7: Simulierte Höhendifferenzen der hybriden Wärmespreizplatten in Abhängigkeit des Mo-Anteils und dessen Position im Materialverbund

In Abbildung 7.7 ist jede simulierte Molybdänschichtdicke als einzelne Funktion aufgeführt. Die resultierenden Höhendifferenzen sind in Abhängigkeit der Positionsverschiebung dargestellt. Die Verläufe der aufgenommenen Messpunkte zeigen, dass mit einem höheren Molybdänanteil eine größere Deformation erzielt werden kann. Zudem kann durch die Verschiebung der Mo-Schicht von der symmetrischen Mittelposition aus, nicht nur die Höhe der Deformation gesteuert werden, sondern auch deren konkave bzw. konvexe Ausrichtung. Durch die maximale Begrenzung der Molybdänschichtdicke auf 1 mm kann die Vorbälligkeit der Wärmespreizplatte bis zu einer Höhendifferenz von $\pm 1143 \mu\text{m}$ variiert werden.

Das Kupfer dehnt sich unter dem thermischen Einfluss stärker als das Molybdän aus. Nach dem Fügen und anschließender Abkühlung auf Raumtemperatur ziehen sich die Kupferschichten wieder stärker zusammen, wodurch eine Krümmung in Richtung der dickeren Kupferlage entsteht. Daher kann durch eine negative prozentuale Verschiebung der Molybdänschicht eine konkave und durch eine positive Verschiebung eine konvexe Balligkeit eingestellt werden. In den nachfolgenden Fertigungsschritten würde das Fügen der DCBs mit der Wärmespreizplatte erfolgen. Hierfür wird eine Prozesstemperatur von ca. $230 \text{ }^\circ\text{C}$ benötigt. Die DCBs weisen gegenüber der Wärmespreizplatte einen niedrigeren thermischen Ausdehnungskoeffizienten auf. Unter der Annahme, dass dieser Fügeprozess mit einer ebenen Cu-Wärmespreizplatte durchgeführt werden würde, hätte dies nach Abkühlung auf Raumtemperatur einen Aufbau mit konkaver Deformation zur Folge (vgl. Abb. 2.23). Dies ist auf den höheren CTE und den größeren Materialanteil der Bodenplatte zurückzuführen. Wie bereits in Kapitel 2.11 erläutert, ist eine konkave Deformation der Leistungsbaugruppe thermisch betrachtet unvorteilhaft, da sich zwischen der Unterseite der Wärmespreizplatte und dem Kühlkörper ein großer Hohlraum bildet, welcher durch die TIM-Schicht kompensiert werden müsste. Daher wird eine konvexe Verformung bevorzugt. Diese kann nur entstehen, wenn die Wärmespreizplatte ebenfalls eine ausreichend große konvexe Vorbälligkeit aufweist und somit in der Lage ist, den thermomechanischen Einfluss der DCBs zu kompensieren. Aus diesem Grund sind lediglich die hybriden Wärmespreizplatten mit einer positiven Mo-Schichtverschiebung für den realen Aufbau der Module von Bedeutung. Die Materialkombinationen mit negativer Mo-

Schichtverschiebung weisen eine konkave Verformung auf und werden somit in den folgenden Simulationen nicht weiter betrachtet.

Neben der Höhe der Deformation bei 23 °C ist ebenfalls die Änderung der Balligkeit unter dem Einfluss einer von der Raumtemperatur abweichenden thermischen Last von Interesse. In der praktischen Voruntersuchung der NTV-Verbindung wurde das thermomechanische Deformationsverhalten von gesinterten Proben betrachtet. Hierbei konnte ermittelt werden, dass bei einer Temperatur von 117 °C ein nahezu ebenes System vorliegt. Dieses Verhalten soll anhand des Simulationsmodells überprüft werden. Um den Simulationsaufwand zu begrenzen, werden zum Nachweis lediglich die Materialkombinationen mit einer Mo-Schichtverschiebung von +80 % betrachtet. Die Ergebnisse der Simulationen sind in der nachfolgenden Abbildung 7.8 enthalten.

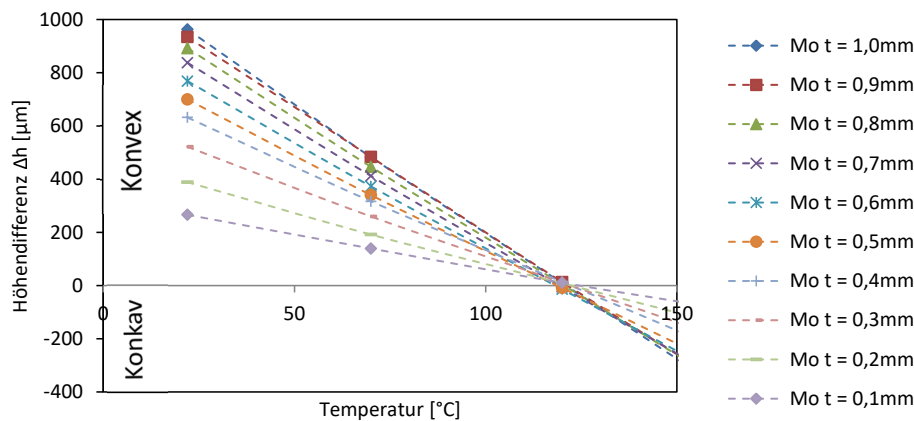


Abb. 7.8: Simulierte Höhendifferenzen der hybriden Wärmespreizplatten in Abhängigkeit der Temperatur

In Abbildung 7.8 sind die Höhendifferenzen der Modelle mit den unterschiedlichen Molybdän-schichtstärken in Abhängigkeit der wirkenden Temperatur dargestellt. Ausgehend von einer Temperatur von 23 °C führt ein Anstieg der thermischen Last zu einer Reduzierung der ermittelten Höhendifferenzen. Dieses Verhalten ist bis zu einer Temperatur von 117 °C messbar. Beim Erreichen dieses Wertes schneiden die Verläufe die x-Achse, somit liegt hier ein ebenes System vor. Oberhalb von 117 °C erfolgt ein Wechsel der Deformationsausrichtung. Das Verhältnis von Höhendifferenz und Temperatur ist im betrachteten Bereich nahezu linear. Dieses Verhalten entspricht den Messwerten aus Kapitel 7.2.2.

7.3.2 Deformationsverhalten der hybriden Leistungsbaugruppe

Die vorangegangenen Simulationen haben gezeigt, dass die verwendeten Parameter der NTV-Verbindungen und des Sinterprozesses das im Experiment ermittelte Verhalten gut abbilden. Daher wird in der folgenden Simulation die hybride Wärmespreizplatte um die keramischen Leiterplatten ergänzt (vgl. Abb. 7.9 a)). Die Verbindungen zwischen den DCBs und der hybriden Wärmespreizplatte sind mittels 200 μm dicken Löt-schichten realisiert. Für die Materialeigenschaften der DCBs und der Lötverbindungen werden die in Tabelle 7.1 aufgeführten Werte verwendet. Die Last des Simulationsmodells wird um die thermische Auswirkung des Lötprozesses erweitert. Im Rahmen

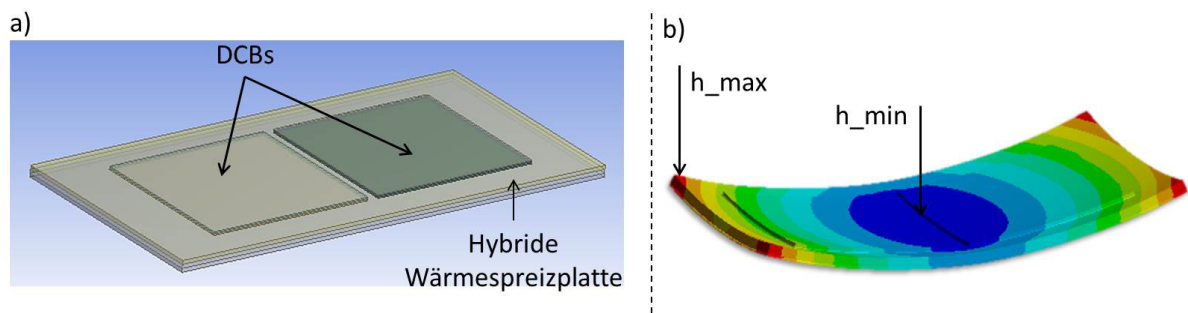


Abb. 7.9: Simulationsmodell zur Analyse der hybriden Leistungsbaugruppe ohne Fixierung

dieser Simulation wird das Modell ohne die Fixierungen in den Ecken verwendet. Wie auch in der vorherigen Simulation wird die Molybdänschichtdicke in einem Bereich von 0,1 mm bis 1,0 mm variiert. Die Untersuchung der resultierenden Verformungen erfolgt wie auch im vorherigen Abschnitt, durch die Differenz zwischen der minimalen und der maximalen Höhenverschiebung (vgl. Abb. 7.9 b)). In einer ersten Simulation erfolgt die Auswertung der Höhendifferenzen im Anschluss an die Abkühlung nach dem Fügeprozess bei einer Temperatur von 23 °C. Die Ergebnisse sind in der nachfolgenden Abbildung dargestellt.

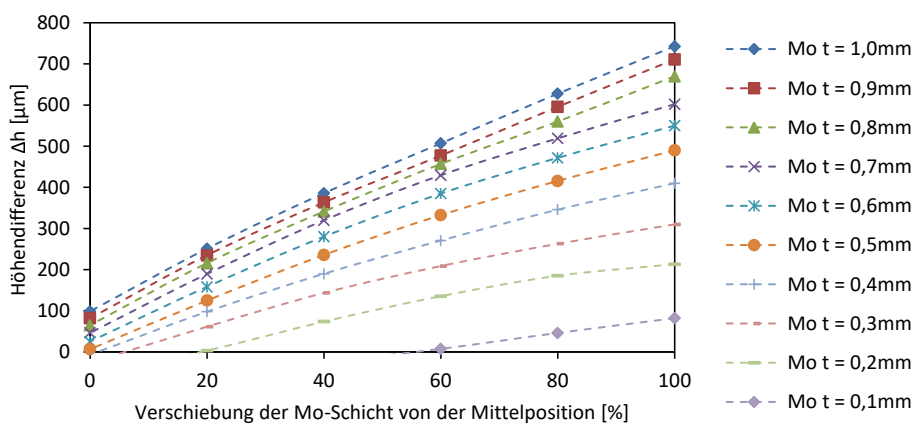


Abb. 7.10: Simulierte Höhendifferenzen der hybriden Leistungsmodule in Abhängigkeit des Mo-Anteils und dessen Position im Materialverbund nach dem Auflöten der DCBs

In Abbildung 7.10 sind die Höhendifferenzen der unterschiedlichen Modelle in Abhängigkeit der prozentualen Verschiebung der Molybdänschicht dargestellt. Bei der Simulation der hybriden Bodenplatte ohne DCBs, befand sich der Aufbau in der symmetrischen Ausgangsposition im thermomechanischen Gleichgewicht. Somit verliefen alle Funktionen durch den Koordinatenursprung des Diagramms. Das Hinzufügen der DCBs führt zu einer Erhöhung der Steifigkeit des Gesamtsystems, was in einer Verschiebung der Funktionsverläufe und in einer Reduzierung der Höhendifferenzen resultiert. Unter der Verwendung einer Molybdänschichtdicke > 0,4 mm wird bereits in der symmetrischen Ausgangsposition eine konvexe Deformation erzielt. Dies ist auf die Reduzierung des effektiven thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Bodenplatte zurückzuführen. Der effektive CTE nimmt mit einer Reduzierung des Mo-Anteils ab, wodurch bei den Modellen mit

einer Mo-Schichtdicke von $\leq 0,4$ mm ein Schnittpunkt mit der x-Achse erkennbar ist. Hier liegt ein Wechsel von der konvexen zur konkaven Deformationsausrichtung vor. Dieser Wechsel kann durch eine Zunahme der asymmetrischen Verschiebung verhindert werden. Beispielsweise muss zum Erreichen einer konvexen Deformation unter der Verwendung der 0,1 mm dicken Mo-Schicht, eine Verschiebung um ca. +60 % erfolgen. Durch die Verwendung der 1 mm dicken Mo-Schicht und einer Verschiebung von 100 % ist eine maximale Höhendifferenz von $742,7 \mu\text{m}$ erzielbar. Die bisherigen Untersuchungen haben allerdings gezeigt, dass es bezüglich des Pump-Out-Effekts von Vorteil ist, wenn die Höhendifferenz möglichst gering ausfällt.

Neben der Ausprägung der Modulverformungen bei $23 \text{ }^\circ\text{C}$ ist der Grad der Deformationen unter dem Einfluss der Betriebstemperatur für die Entstehung des Pump-Out-Effekts von entscheidender Bedeutung. Daher wird in einer weiteren Betrachtung das Simulationsmodell unter dem Einfluss einer thermischen Last von $130 \text{ }^\circ\text{C}$ analysiert. Alle weiteren Parameter sind identisch zu den Einstellungen der vorangegangenen Simulation bei $23 \text{ }^\circ\text{C}$. Die Ergebnisse sind in Abbildung 7.11 aufgeführt.

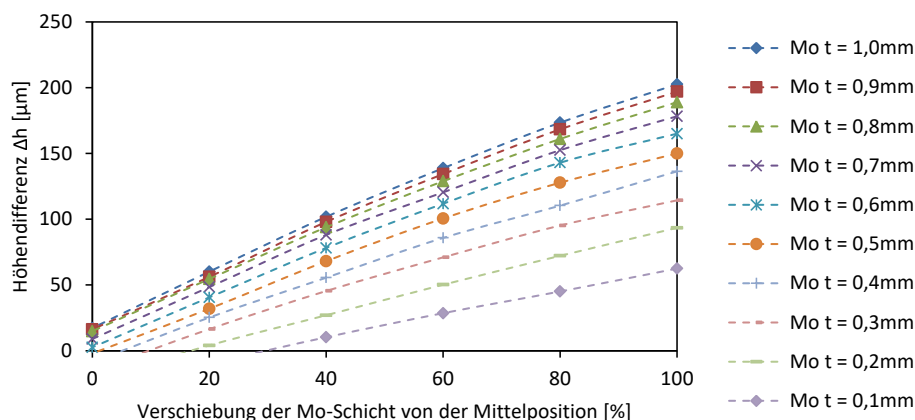


Abb. 7.11: Simulierte Höhendifferenzen der hybriden Leistungsmodule in Abhängigkeit des Mo-Anteils und dessen Position im Materialverbund bei $130 \text{ }^\circ\text{C}$

Der Vergleich von Abbildung 7.10 und Abbildung 7.11 zeigt, dass die Temperaturerhöhung wie zu erwarten mit einer Reduzierung der Deformation einhergeht. Dieses Verhalten deckt sich mit den Ergebnissen aus der Simulation der hybriden Wärmespreizplatte ohne DCBs und den Messergebnissen aus Kapitel 7.2.2. Die Simulation der hybriden Wärmespreizplatte ohne DCBs hat gezeigt, dass bei einer Temperatur von $117 \text{ }^\circ\text{C}$ ein ebenes System vorliegt und ein weiterer Temperaturanstieg ein Wechsel der Deformationsausrichtung zur Folge hat. Durch das Hinzufügen der DCBs und die damit einhergehende Versteifung des Gesamtsystems, ist auch bei $130 \text{ }^\circ\text{C}$ lediglich ein Wechsel von der konvexen zur konkaven Balligkeit bei einer Mo-Schichtverschiebung von $< 30 \%$ erkennbar. Für eine Verdeutlichung des Deformationsunterschiedes zwischen $23 \text{ }^\circ\text{C}$ und $130 \text{ }^\circ\text{C}$, sind in Abbildung 7.12 die Ergebnisse der beiden Simulationen für das Modell mit der 1,0 mm Molybdänschichtdicke gegenübergestellt.

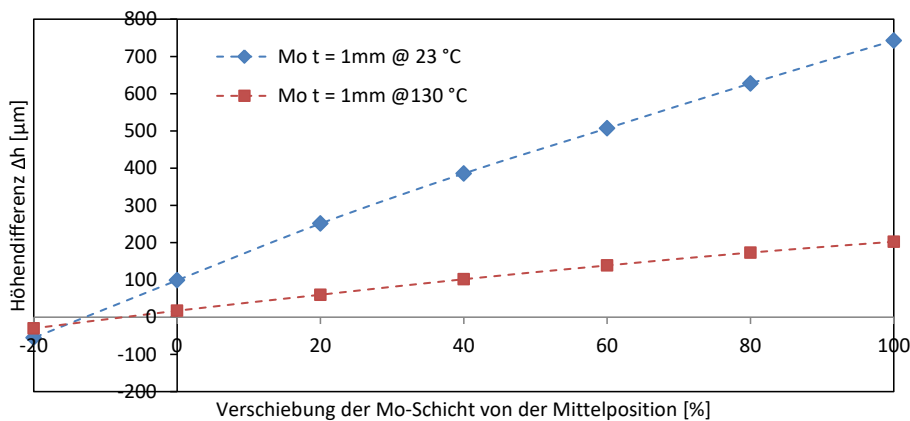


Abb. 7.12: Differenz zwischen den Moduldeformationen bei 23 °C und 130 °C

Bei einer Molybdänschichtverschiebung von 100 % liegt sowohl die größte Höhendifferenz als auch die größte Deformationsreduzierung vor. Mit einer kleiner werdenden Verschiebung der Molybdänschicht reduziert sich die Vorbälligkeit der hybriden Wärmespreizplatte und somit auch zum einen die jeweilige Höhendifferenz und zum anderen die Differenzen zwischen den beiden Verläufen. Erfolgt eine Betrachtung des negativen Verschiebungsbereiches, ist auch für jede Kurve ein Schnittpunkt mit der x-Achse erkennbar. Beim Überschreiten der Schnittpunkte liegt ein Wechsel von der konvexen zur konkaven Deformationsausrichtung vor. Bei einer Mo-Schichtverschiebung von -17 % schneiden sich die beiden Verläufe. In diesem Punkt liegt theoretisch kein Höhenunterschied zwischen 23 °C und 130 °C vor. Eine weitere Zunahme der Mo-Schichtverschiebung über diesen Punkt hinaus resultiert in einer Zunahme der Höhendifferenz zwischen den beiden betrachteten Temperaturen.

Die Ergebnisse der Simulationen zeigen, dass es möglich ist, die Balligkeit der Leistungsbaugruppe mithilfe der hybriden Wärmespreizplatte zu steuern. Über die Wahl der Molybdänschichtdicke und deren Position im Stapel kann ein angestrebtes Deformationsverhalten erzielt werden. Entscheidend bei der Auslegung der hybriden Wärmespreizplatte ist, dass die Materialzusammensetzungen so ausgelegt sind, dass der thermomechanische Einfluss der DCBs möglichst vollständig kompensiert und somit eine konkave Deformationsausrichtung vermieden wird.

7.3.3 Mechanische Spannungen innerhalb der NTV-Verbindungen

Wie bereits beschrieben ist es im Hinblick auf den Pump-Out-Effekt erstrebenswert, eine Leistungsbaugruppe zu erzeugen, die bei Raumtemperatur nur eine geringe konvexe Balligkeit und lediglich eine minimale oder gar keine Änderung der Höhendifferenz unter dem Einfluss einer thermischen Last aufweist. Unklar ist allerdings, wie sich die unterschiedlichen Materialzusammensetzungen auf die mechanischen Spannungen innerhalb der NTV-Verbindungsschichten und damit auf deren Festigkeit auswirken. Um dies zu analysieren, erfolgt eine weitere Betrachtung der hybriden Modulbaugruppe. Im Rahmen dieser Betrachtung erfolgt die Analyse der maximalen thermomechanischen Spannungen innerhalb der NTV-Verbindungen. Hierfür werden die gleichen

Modelle und Parameter wie in der vorangegangenen Simulation verwendet. Die Temperatur des spannungsfreien Zustands der NTV-Verbindung beträgt $117\text{ }^{\circ}\text{C}$. Demzufolge führen Abweichungen von dieser Temperatur zur Entstehung von mechanischen Spannungen. In Kapitel 7.2.1 wurde die maximale mechanische Belastbarkeit der NTV-Verbindung anhand von Schertests untersucht. Hierbei wurde überwiegend ein Kohäsionsbruch innerhalb der NTV-Verbindung detektiert. Die Ergebnisse der Scheruntersuchung werden zur Auswertung der Simulationsergebnisse verwendet, daher erfolgt im Rahmen der FEM-Analyse die Betrachtung der Von-Mises-Vergleichsspannung. Alle Simulationen werden bei einer Temperatur von $23\text{ }^{\circ}\text{C}$, bei der die Beanspruchung infolge maximaler Abkühlung am größten ist, durchgeführt. Die größten mechanischen Spannungen konnten bei allen Simulationen direkt in den Ecken der oberen NTV-Verbindung ermittelt werden, also in der Verbindungsschicht, welche den Kontakt zur dickeren Kupferlage hat (vgl. Abb. 7.13).

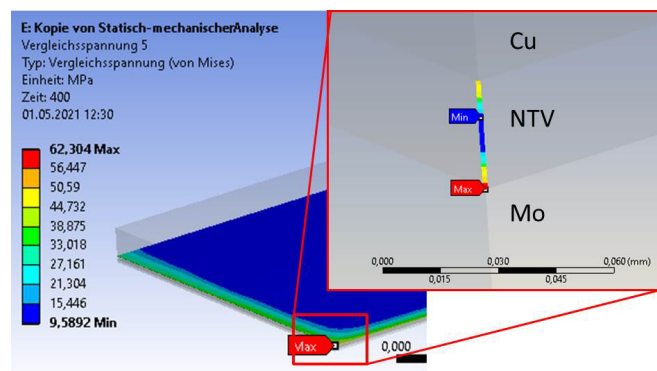


Abb. 7.13: Darstellung der Von-Mises-Vergleichsspannung im Eckbereich der NTV-Verbindung

In Abbildung 7.13 ist eine Vergrößerung des Eckbereiches der Bodenplatte dargestellt. Die Von-Mises-Vergleichsspannung ist direkt an der Kante der NTV-Verbindung hervorgehoben. Am Farbverlauf ist zu erkennen, dass die höchsten Spannungen an den Übergängen zu den benachbarten Schichten entstehen. Zwischen der NTV-Verbindung und der Mo-Schicht liegt ein größerer CTE-Unterschied vor, was in einer höheren Spannung am Übergang resultiert.

In Abbildung 7.14 sind die Von-Mises-Vergleichsspannungen als Funktion der unterschiedlichen Molybdänschichtdicken in Abhängigkeit ihrer Verschiebung von der symmetrischen Ausgangsposition dargestellt. Die maximale Belastungsgrenze ist als "max. Spannung" (rote Linie) ebenfalls in der Abbildung enthalten.

So wie auch bei der Betrachtung der Höhendifferenzen ist auch bei der Analyse der mechanischen Spannungen jede verwendete Molybdänschichtdicke in einer separaten Funktion dargestellt. Abbildung 7.14 zeigt, dass die Verwendung eines größeren Mo-Anteils mit einem Anstieg der mechanischen Spannung in der NTV-Schicht einhergeht. Eine Verschiebung der Molybdänschicht um 100 % führt einerseits zu den größten Höhendifferenzen bei der Verformung des Moduls, andererseits jedoch zu den geringsten Spannungen in der NTV-Schicht. Eine Reduzierung der Molybdänschichtverschiebung geht daher mit einer verringerten Deformation und mit einem Anstieg der mechanischen Spannung einher. Der Maximalwert der Von-Mises-Vergleichsspannung ist in jedem Verlauf genau an der prozentualen Molybdänschichtverschiebung lokalisierbar, an der ein

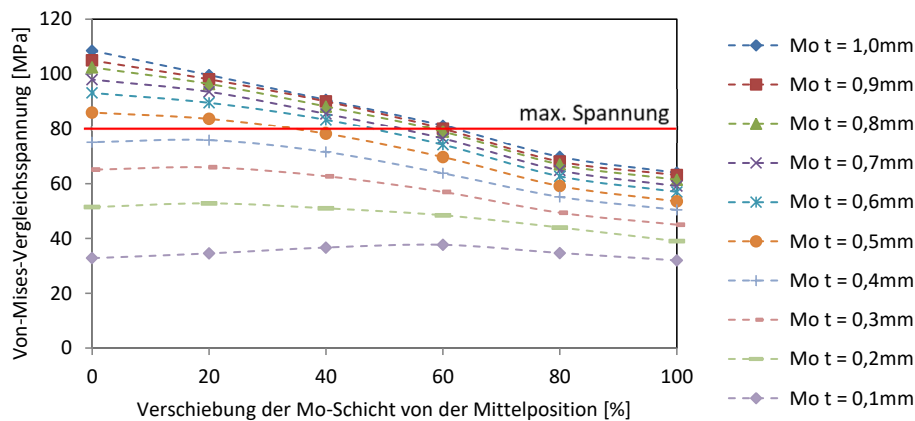


Abb. 7.14: Maximale Von-Mises-Vergleichsspannungen innerhalb der NTV-Verbindungen bei 23 °C

ebenes System vorliegt. Dieses Verhalten ist besonders deutlich anhand der Simulationsmodelle mit einer Molybdänschichtstärke von 0,1 bis 0,4 mm erkennbar, da diese im betrachteten Bereich einen Wechsel von der konvexen zur konkaven Deformationsausrichtung vollziehen.

7.3.4 Auswahl der Materialkombination des Technologiedemonstrators

Ziel der thermomechanischen Simulation war es, grundlegende Erkenntnisse über das Verhalten der hybriden Wärmespreizplatten zu erlangen. Einerseits sollte untersucht werden, inwiefern das Deformationsverhalten der Baugruppe durch variable Materialkombinationen beeinflusst werden kann und andererseits sollten Zusammensetzungen ermittelt werden, welche gegenüber den vermessenen Referenzmodulen einen thermomechanischen Vorteil aufweisen. Die erlangten Erkenntnisse der Simulationen und der Voruntersuchungen werden verwendet, um einen Technologiedemonstrator zu erstellen. Bezüglich des Aufbaus des Technologiedemonstrators werden vier Kriterien formuliert. Diese sind im Folgenden aufgelistet. Für einen besseren Überblick ist jedem Kriterium eine Farbe zugewiesen.

- Die mechanischen Spannungen in der Sinterschicht müssen geringer sein als die Maximalbelastbarkeit (-20 %) der NTV-Verbindung (rot).
- Die Deformation des gesamten Moduls bei Raumtemperatur muss kleiner sein als die der Referenzmodule und eine konvexe Ausrichtung aufweisen (blau).
- Die Temperaturerhöhung von 23 °C auf 130 °C soll in einer Reduzierung der maximalen Verformung der Module resultieren (braun).
- Der dabei auftretende Höhenunterschied Δh , der zwischen 23 °C und 130 °C entsteht, soll kleiner sein als der von Referenzmodul 1 (gelb).

Um einen Sicherheitsabstand zur maximalen Belastbarkeit der NTV-Verbindung gewährleisten zu können, wird das Kriterium für die zulässige Belastung um 20 % niedriger als der experimentell

bestimmte Festigkeitswert angesetzt. Somit wird zur Auswahl des Technologiedemonstrators die Belastungsgrenze der mechanischen Spannung auf einen Wert von 65 MPa festgelegt. Die Simulationsergebnisse werden anhand der aufgestellten Kriterien überprüft und bewertet. Die Zusammenfassung der Bewertungen ist für jede simulierte Aufbauvariante in Abbildung 7.15 dargestellt.

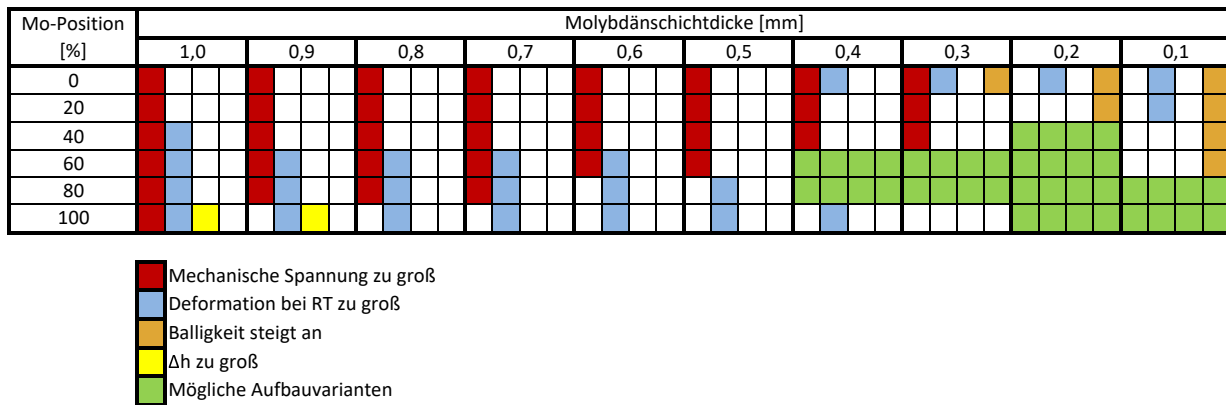


Abb. 7.15: Auswahlkriterien zum Aufbau des Technologiedemonstrators

Das Verletzen eines der aufgestellten Kriterien wird durch eine Markierung in der jeweiligen Farbe gekennzeichnet. Materialzusammensetzungen die keines der Kriterien verletzen, sind grün hervorgehoben. In der linken Spalte von Abbildung 7.15 sind die prozentualen Verschiebungen der Molybdänschichten aufgeführt. Die obersten zwei Zeilen der abgebildeten Tabelle zeigen die unterschiedlichen Molybdänschichtdicken. Unterhalb jeder Schichtdicke sind Spalten für die vier Kriterien vorhanden. Erfolgt die Verletzung eines der Kriterien, wird dies durch die zugewiesene Farbe in der jeweiligen Spalte markiert. Die Auswertung anhand der Kriterien zeigt, dass Materialzusammensetzungen mit einer Mo-Schichtdicke von $\geq 0,5$ mm nicht realisierbar sind. Diese Aufbauvarianten haben in der Simulation einerseits zu große Deformation bei Raumtemperatur aufgewiesen und andererseits zu einer Überschreitung der Spannungsgrenze geführt. Eine Reduzierung der Molybdänschichtdicke resultiert in einer Verringerung der mechanischen Spannungen und der Verformung bei Raumtemperatur, wodurch ab einer Mo-Schichtdicke von $\leq 0,4$ mm Materialzusammensetzungen möglich sind. Ein allgemeines Optimum für den Technologiedemonstrator festzulegen ist hier nicht direkt möglich. In Abhängigkeit davon, ob die Optimierung der hybriden Modulvariante einen thermischen oder einen thermomechanischen Vorteil haben soll, fallen die Ergebnisse der Bewertung für die Materialzusammensetzungen unterschiedlich aus. Für einen thermisch optimierten Aufbau ist eine Materialzusammensetzung mit möglichst wenig Molybdän von Vorteil, da sich dies positiv auf die Wärmeleitfähigkeit der Bodenplatte auswirkt. Bezüglich der CTE-Mismatchreduzierung ist eine Variante mit möglichst viel Molybdän von Vorteil, da somit der effektive thermische Ausdehnungskoeffizient der Bodenplatte dem der DCBs angeglichen wird. Da im Rahmen dieser Arbeit besonders die thermomechanischen Vorteile der hybriden Wärmespreizplatte eine Rolle spielen, wird zum Aufbau der Technologiedemonstratoren eine Mo-Schichtdicke von 0,3 mm gewählt. Mit dieser Wahl enthält die hybride Wärmespreizplatte einen Molybdänanteil von 10 vol.% bezogen auf die Gesamtdicke von 3 mm. Bezüglich der asymme-

trischen Materialzusammensetzung fällt die Wahl auf eine Mo-Schichtverschiebung von +80 %. Hieraus ergibt sich die folgende Materialschichtung:

- Kupfermantel (oben) $t = 2,5 \text{ mm}$
- Molybdänkern $t = 0,3 \text{ mm}$
- Kupfermantel (unten) $t = 0,2 \text{ mm}$

Eine Zusammenfassung der Eigenschaften der gewählten hybriden Wärmespreizplatte bzw. der hybriden Leistungsbaugruppe ist in Tabelle 7.3 aufgeführt. Zum Vergleich sind die Werte der hybriden Leistungsbaugruppe denen von Referenzmodul 1 gegenübergestellt.

Parameter	Hybrid	Kupfer
Deformation bei 23 °C [μm]	262,8	383
Deformation bei 130 °C [μm]	95,2	882
Δh (23 °C - 130 °C) [μm]	167,6	499
Wärmeleitfähigkeit [W/mK]	345	398
Thermischer Ausdehnungskoeffizient [$10^{-6} K^{-1}$]	12,3	16,8

Tab. 7.3: Eigenschaften der hybriden und der kupfernen Wärmespreizplatte in Kombination mit den Substratkomponenten

7.3.5 Simulation des Technologiedemonstrators im fixierten Zustand

Die bisherigen Simulationen haben das Modell ohne die Modulfixierungen in den vier Ecken der Wärmespreizplatte betrachtet. Ausgehend von den Erkenntnissen der Voruntersuchungen und der gewählten Materialkombination der mehrschichtigen Wärmespreizplatte ist davon auszugehen, dass die hybride Leistungsbaugruppe einerseits eine reduzierte Balligkeit im fixierten Zustand und andererseits eine sich verringernde Deformation bei ansteigender Temperatur aufweist. Um diese Annahme auf Basis der FEM-Analyse zu überprüfen, wird das Modell um einen Kühlkörper und die vier Modulfixierungen erweitert (vgl. Abb. 7.16a)).

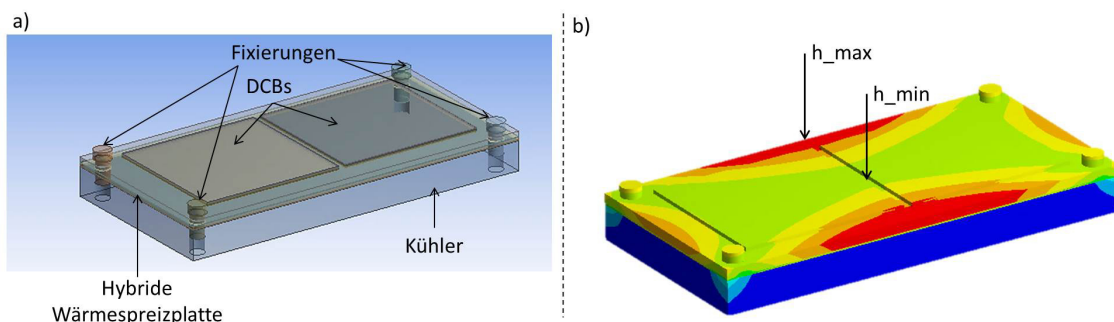


Abb. 7.16: Simulationsmodell zur Analyse der hybriden Leistungsbaugruppe im fixierten Zustand

Das Modell wird sowohl bei einer Temperatur von 23 °C als auch bei einer Temperatur von 130 °C betrachtet. Um die Deformation der hybriden Wärmespreizplatte besser analysieren zu können,

werden die DCBs in der Ergebnisdarstellung ausgeblendet und der Farbverlauf auf die Oberfläche der Bodenplatte skaliert. In Abbildung 7.17 ist die Draufsicht der Wärmespreizplatte für beide Temperaturen abgebildet. Die unterschiedlichen Höhenverschiebungen sind durch Farbverläufe dargestellt. Beide Oberflächen sind auf den gleichen Höhenbereich farblich skaliert.

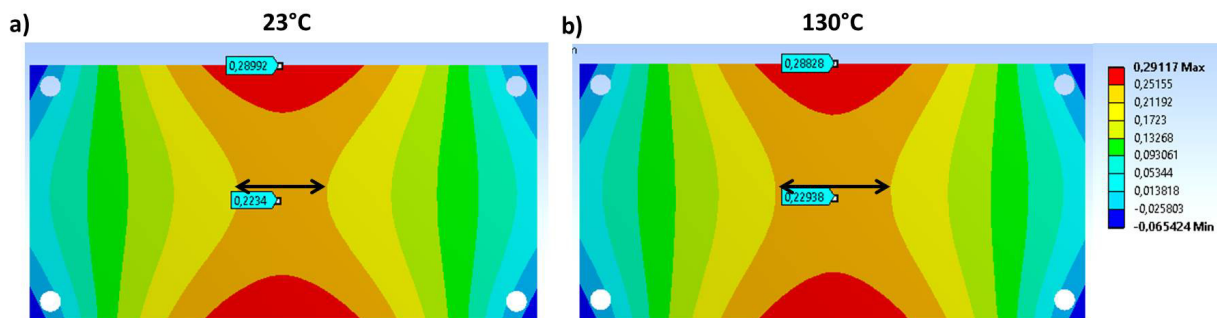


Abb. 7.17: Deformationsverhalten der hybriden Leistungsbaugruppe im fixierten Zustand bei Raumtemperatur a); und bei 130 °C b)

Die Ergebnisse der Simulation zeigen deutliche Parallelen zu den Ergebnissen der Voruntersuchungen. Wie auch in Kapitel 6.2 sind die höchsten Deformationen der Wärmespreizplatte im Randbereich der Längsseiten zu erkennen (rote Bereiche). Bei einer Temperatur von 23 °C (vgl. Abb. 7.17 a)) ist eine maximale Höhendifferenz von 61,1 µm messbar. Dieser Wert ist gegenüber der Vermessung von Referenzmodul 1 um 36,47 % kleiner. Durch den Anstieg der Temperatur kann eine Reduzierung der Deformation ermittelt werden. Diese Reduzierung ist in Abbildung 7.17 b), hauptsächlich durch die Ausbreitung des orange dargestellten Höhenbereichs erkennbar. Die Temperaturerhöhung auf 130 °C resultiert in einer Verringerung der Höhendifferenz auf einen Wert von 50,2 µm. Dies entspricht einer Reduzierung um 17,71 %.

Durch die Ergebnisse der FEM-Analyse ist davon auszugehen, dass durch die Verwendung des Technologiedemonstrators eine Verbesserung bzw. eine Minimierung des Pump-Out-Effekts erzielt werden kann. Zur Überprüfung dieser Annahme erfolgen in den nächsten Kapiteln der Aufbau und die Vermessung von realen Leistungsbaugruppen mit der beschriebenen hybriden Wärmespreizplatte.

8 Die hybride Leistungsbaugruppe

In dem vorangegangenen Kapitel war es möglich, durch die Finte-Elemente-Methode Materialzusammensetzungen für die hybride Leistungsbaugruppe zu finden, welche gegenüber den Referenzmodulen einen thermomechanischen Vorteil aufgewiesen haben. Diese Vorteile sollen im folgenden Abschnitt an realen Proben überprüft werden. Im Anschluss an die Überprüfung des thermomechanischen Verhaltens erfolgt eine Analyse des Pump-Out-Effekts der hybriden Leistungsbaugruppen. Mithilfe dieser Analyse soll überprüft werden, ob es möglich ist, dem Pump-Out-Effekt durch die angepasste thermomechanische Deformation der hybriden Leistungsbaugruppen entgegenzuwirken. Zum Aufbau der hybriden Wärmespreizplatten wird die in Kapitel 2.3.2 beschriebene Niedertemperatur-Verbindungstechnik verwendet. Die Proben werden anhand der aufgeführten Prozessparameter aus Kapitel 7.2 gefertigt. Die Materialzusammensetzung der mehrschichtigen Wärmespreizplatte ist im vorangegangenen Kapitel erläutert worden. Zur Evaluierung der Simulationsergebnisse mit den realen Aufbauten und zum Vergleich des Technologiedemonstrators mit Referenzmodul 1, werden die Demonstratoren in drei Aufbauphasen untersucht.

- Erste Aufbauphase = Hybride Wärmespreizplatte (a)
- Zweite Aufbauphase = Hybride Wärmespreizplatte mit DCBs (b)
- Dritte Aufbauphase = Funktionsfähiges hybrides Leistungsmodul (c)

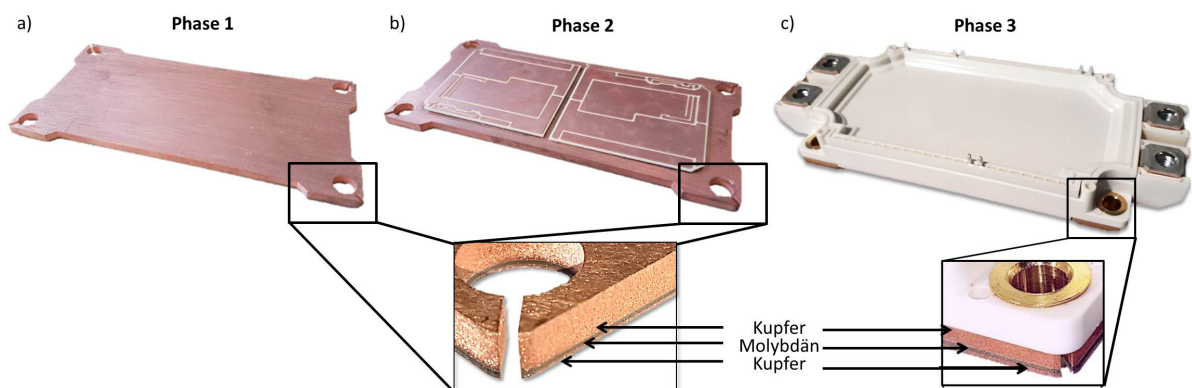


Abb. 8.1: Aufbauphasen des hybriden Technologiedemonstrators

Bei den Demonstratoren der ersten Phase handelt es sich lediglich um die hybride Wärmespreizplatte ohne weitere Komponenten. Das Vermessen der Proben dient zur Verifizierung des Simulationsmodells (vgl. Abb. 8.1 a)). Für die Aufbauten der zweiten Phase werden die hybriden Wärme-

spreizplatten mit zwei DCBs bestückt. Der Aufbauprozess ist identisch mit dem der Referenzmodule. Diese Proben dienen zum einen zur Evaluierung der Simulationsergebnisse und zum anderen zum Vergleich des Deformationsverhaltens mit den Referenzmodulen (vgl. Abb. 8.1 b)). In der dritten Phase werden die hybriden Wärmespreizplatten zu einem funktionsfähigen Leistungsmodul aufgebaut. Das gesamte Layout der Baugruppe ist identisch mit dem der Referenzmodule. Diese Proben werden einerseits dazu verwendet, den Pump-Out-Effekt zu analysieren und andererseits, um das thermische Langzeitverhalten zu untersuchen (vgl. Abb. 8.1 c)).

8.1 Analyse des hybriden Technologiedemonstrators

Zur Evaluierung der Simulationsergebnisse und zur Untersuchung des Deformationsverhaltens erfolgt die Analyse der erstellten Demonstratoren. Diese werden wie auch die Referenzmodule mittels der Lichtschnittmethode vermessen und anhand der Höhendifferenz zwischen minimaler und maximaler Verformung bewertet.

8.1.1 Vermessung der hybriden Wärmespreizplatten

In einer ersten Messung wird das Deformationsverhalten der hybriden Wärmespreizplatten unter dem Einfluss einer thermischen Last untersucht. Die Erwärmung der Wärmespreizplatte erfolgt passiv über eine Heizeinheit. Hierbei wird der gleiche Versuchsaufbau verwendet wie bei der Vermessung der Referenzmodule (vgl. Kapitel 6.2). Die Analyse der hybriden Wärmespreizplatten erfolgt in einem Temperaturbereich von 23 °C bis 160 °C. Es befinden sich keine temperaturempfindlichen Komponenten auf der Wärmespreizplatte, daher kann im Rahmen dieser Untersuchung eine höhere Temperatur verwendet werden. Die Durchführung der Analyse ist identisch zu den Analysen der Referenzmodule. Ein Auszug der erstellten Oberflächenscans ist in Abbildung 8.2 dargestellt. Die Aufnahmen sind von links nach rechts mit steigender Temperatur aufgereiht.

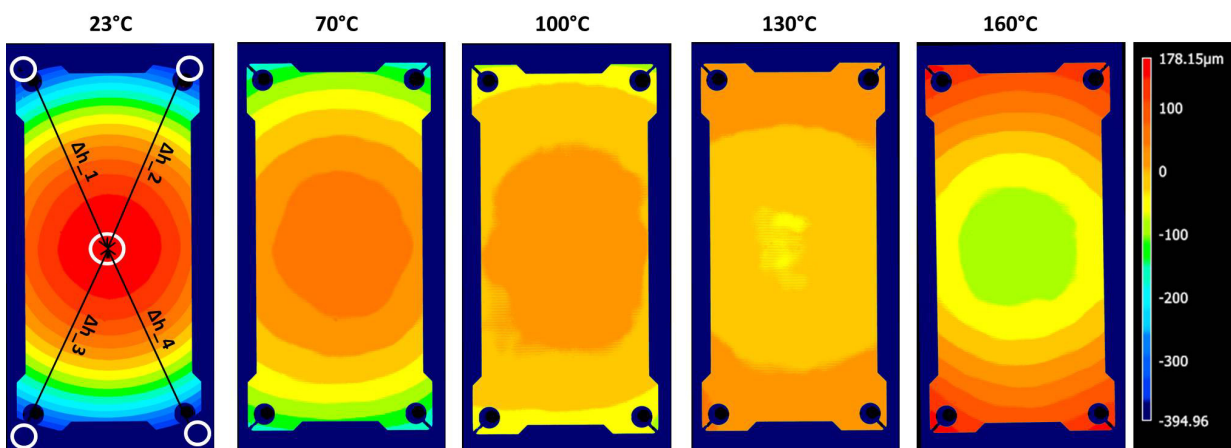


Abb. 8.2: Oberflächendarstellung der hybriden Wärmespreizplatte in Abhängigkeit der Temperatur

So wie auch in den vorangegangenen Analysen sind die unterschiedlichen Höhen der Oberflächen durch eine farbliche Skalierung dargestellt. Höher gelegene Bereiche sind rot und niedrig gelege-

ne Bereiche blau eingefärbt. In der ersten Aufnahme (23 °C) weist die Wärmespreizplatte eine konkave Balligkeit auf. Durch die Änderung der Farbgebung im Zentrum der Oberfläche von rot zu orange ist zu erkennen, dass die Temperaturerhöhung mit einer Reduzierung der Bodenplattendeformation einhergeht. Dieses Verhalten ist bis zu der Aufnahme bei 100 °C erkennbar. Bei dem Vergleich der Aufnahmen bei 100 °C und bei 130 °C ist zu erkennen, dass sich der orange Höhenbereich aus dem Zentrum zum Rand hin verlagert hat. Somit wird zwischen diesen beiden Temperaturen ein Deformationswechsel vollzogen. Dieses Verhalten entspricht den Ergebnissen zur Analyse des spannungsfreien Zustands aus Abbildung 7.3. Zur Analyse der Deformationen wird die Höhendifferenz Δh verwendet. Diese wird so wie auch bei den Referenzmodulen, aus der Differenz der Höhenverschiebungen zwischen den Ecken und dem Zentrum der Wärmespreizplatte gebildet (vgl. Abb. 8.2 Aufnahme 23 °C). Die somit ermittelten Höhendifferenzen sind im Folgenden aufgeführt (vgl. Abb. 8.3).

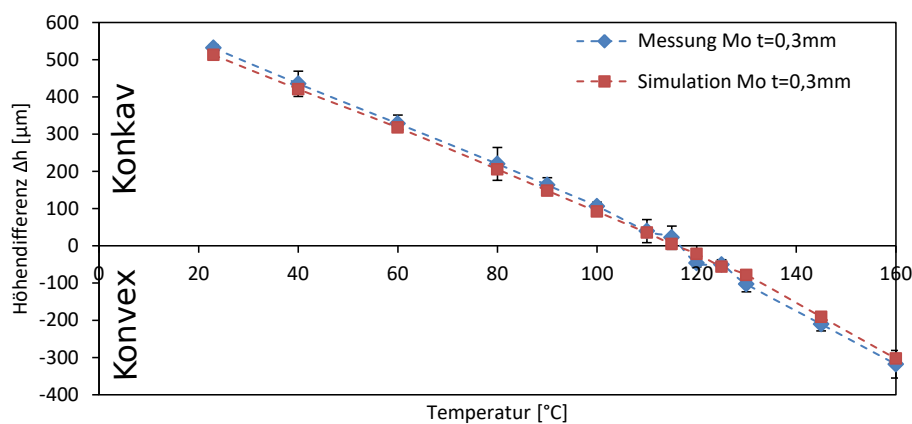


Abb. 8.3: Höhendifferenzen der hybriden Wärmespreizplatten in Abhängigkeit der Temperatur

Sowohl in Abbildung 8.2 als auch in Abbildung 8.3 ist zu erkennen, dass eine Temperaturerhöhung mit einer Reduzierung der konkaven Deformation einhergeht. Dieses Verhalten ist bis zu einer Temperatur von 117 °C erkennbar. Bei dieser Temperatur liegt ein Schnittpunkt mit der x-Achse vor, was zeigt, dass die Wärmespreizplatte hier eine ebene Oberfläche aufweist. Mit einer weiteren Erhöhung der Temperatur wird ein Deformationswechsel vollzogen und die Höhe der konvexen Balligkeit steigt. Dieses Verhalten entspricht den vermessenen zweilagigen Proben aus Kapitel 7.2.2. In dem betrachteten Bereich ist das Verhältnis zwischen Temperatur und Höhendifferenz nahezu linear. Die Ergebnisse aus der thermomechanischen Simulation sind ebenfalls in Abbildung 8.3 aufgeführt. Bei dem Vergleich der beiden Verläufe sind lediglich geringfügige Abweichungen vorhanden. Das Simulationsmodell weist eine gute Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Daten auf. Dies zeigt, dass das vereinfachte bilineare isotrope Verfestigungsmodell und die gewählten Parameter der NTV-Verbindung zu ausreichend übereinstimmenden Ergebnissen zwischen dem Experiment und der Simulation führen.

8.1.2 Vermessung des hybriden Leistungsmoduls im unfixierten Zustand

Um zu untersuchen, welchen thermomechanischen Einfluss die übrigen Modulkomponenten auf die hybride Bodenplatte auswirken, erfolgt analog zu der Untersuchung in Kapitel 6.1 die Vermessung der frei gelagerten hybriden Leistungsbaugruppe. Da das Modul frei gelagert ist, erfolgt die Aufnahme der Daten der Unterseite der Wärmespreizplatte. Die Erwärmung des hybriden Leistungsmoduls erfolgt aktiv über die Verlustleistung der Halbleiter. Die Höhe der Temperatur wird über den Laststrom geregelt und im Maximum auf einen Wert von 130 °C eingestellt. Ein Auszug aus den erstellten Oberflächenaufnahmen ist in Abbildung 8.4 dargestellt. Die Aufnahmen sind von links nach rechts mit steigender Temperatur aufgelistet.

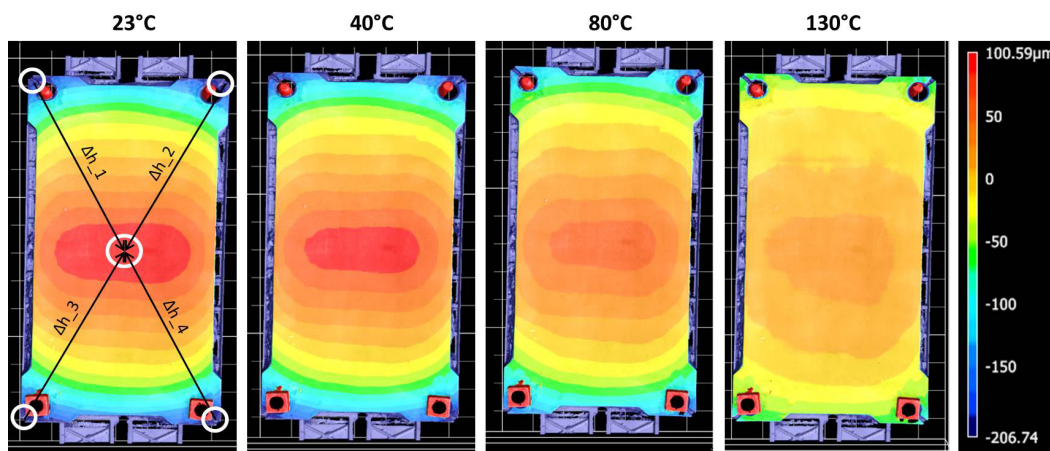


Abb. 8.4: Oberflächendarstellungen der vermessenen hybriden Leistungsbaugruppen

Die unterschiedlichen Höhen sind farblich unterteilt. In der Mitte der Wärmespreizplatte ist ein rotes Areal erkennbar. Hier sind die größten Höhenverschiebungen messbar. Somit weist das Modul eine konvexe Balligkeit auf. Der Temperaturanstieg resultiert im Zentrum der Wärmespreizplatte in einem Farbwechsel von rot zu orange, was auf eine Reduzierung der Moduldeformation hindeutet. Im Gegensatz zur Vermessung der hybriden Wärmespreizplatte ist bei einer Temperatur von 117 °C kein Wechsel der Deformationsausrichtung zu erkennen. Auch bei einer Temperatur von 130 °C weist die hybride Leistungsbaugruppe eine konvexe Deformation auf. Zur Vermessung der Moduldeformation erfolgt die Ermittlung der Höhendifferenzen zwischen den Ecken und der Bodenplattenmitte (vgl. Abb. 8.4 Aufnahme 23 °C). Die aus der Messung ermittelten Werte sind in Abbildung 8.5 aufgeführt.

Anhand der Messwerte ist ebenfalls eine Reduzierung der Moduldeformation in Abhängigkeit des Temperaturanstiegs zu erkennen. Bei einer Temperatur von 23 °C kann eine mittlere Höhendifferenz von 301 μm gemessen werden. Durch den Anstieg der Temperatur auf 130 °C ist eine Reduzierung der Höhendifferenz auf einen Wert von 130 μm messbar. Die Ergebnisse der Finite-Elemente-Simulation des thermomechanischen Verhaltens aus Kapitel 7 sind ebenfalls in der Abbildung enthalten. Zwischen beiden Verläufen sind geringfügige Abweichungen zu erkennen. Diese können auf Diskrepanzen bezüglich der Materialeigenschaften, z. B. auf das Kriechverhalten der Lotschichten und Temperaturschwankungen in der realen Messung zurückzuführen werden. In

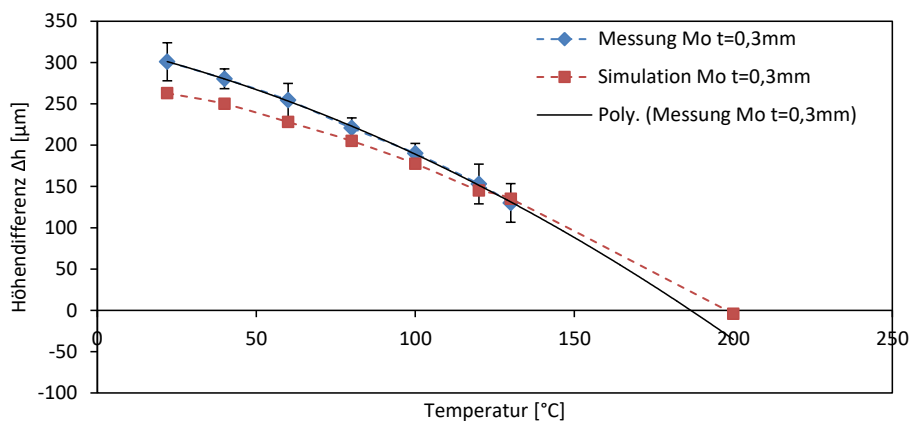


Abb. 8.5: Höhendifferenz der hybriden Module ohne Fixierung in Abhängigkeit der Temperatur

Kapitel 7 wurde beschrieben, dass der CTE-Mismatch zwischen den DCBs und der hybriden Wärmespreizplatte in einer Verschiebung der Temperatur, bei der ein ebenes System vorliegt, resultiert. Diese Verschiebung ist auch im Experiment nachweisbar. Der Temperaturwert befindet sich in einem Bereich oberhalb der festgelegten maximalen Belastungsgrenze von 130 °C. Daher wird der Schnittpunkt mit der x-Achse anhand einer Trendlinie ermittelt. Der Schnittpunkt liegt bei einem Wert von ca. 188 °C. In dem Bereich dieser Temperatur sollte ein nahezu ebenes System vorliegen. Allerdings ist es an dieser Stelle nicht möglich, einen experimentellen Nachweis zu erbringen, da bei dieser Betriebstemperatur eine Beschädigung der Proben und der Messapparatur nicht ausgeschlossen werden kann. Im Rahmen der FEM-Analyse konnte der Schnittpunkt mit der x-Achse bei einer Temperatur ca. 200 °C ermittelt werden.

8.1.3 Überprüfung der im FEM-Modell getroffenen Vereinfachungen

Im Kapitel 7 wurde unter anderem für die FEM-Analyse ein Modell mit mehreren Vereinfachungen verwendet. In dem vereinfachten Modell wurde zugunsten der Berechnungszeit auf den Modulrahmen und die Halbleiter verzichtet. Im Folgenden wird überprüft, ob die Vereinfachungen einen Einfluss auf die Gesamtdeformation der Baugruppe haben. Das vereinfachte FEM-Modell entspricht dem realen Modulaufbau der 2. Phase. Der äquivalente Aufbau ohne Vereinfachungen entspricht dem Modul der 3. Phase, welches in der vorangegangenen Untersuchung bereits vermessen wurde. Daher wird im Folgenden der Aufbau der 2. Phase ebenfalls ohne Fixierung vermessen. Die Ergebnisse dieser Vermessung werden mit den ermittelten Höhendifferenzen des Demonstrators der 3. Phase verglichen. Durch den Vergleich der Höhendifferenzen können Abweichungen ermittelt und ein möglicher Einfluss durch die Vereinfachungen überprüft werden. Die Aufnahme des Demonstrators der 2. Phase erfolgt bei Raumtemperatur. Eine Aufnahme der Unterseite der Wärmespreizplatte ist in Abbildung 8.6 dargestellt.

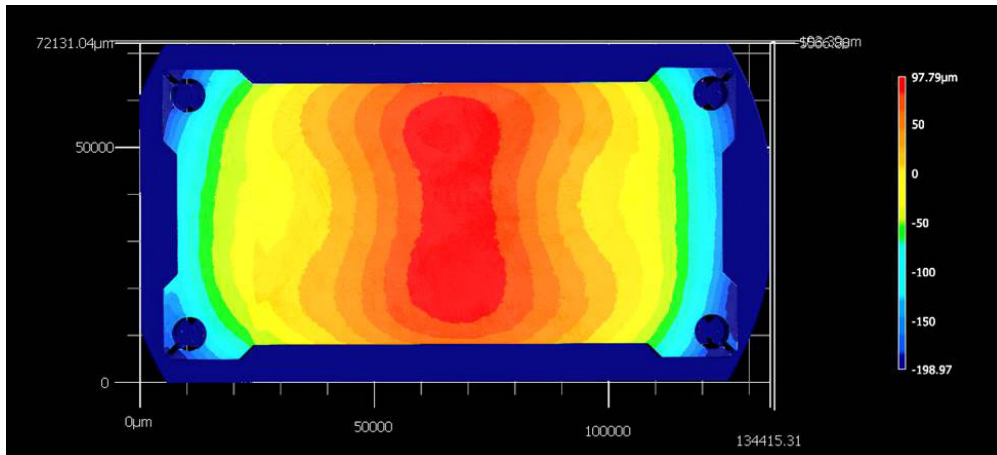


Abb. 8.6: Oberflächendarstellung des Demonstrators der 2. Phase ohne Fixierung bei Raumtemperatur

Die Bestimmung der Deformation erfolgt ebenfalls über die Messung der Höhendifferenzen. Hierbei konnten die folgenden Werte ermittelt werden:

- Höhendifferenz Δh bei RT; Modul der 2. Phase = $296 \pm 9 \mu\text{m}$
- Höhendifferenz Δh bei RT; Modul der 3. Phase = $301 \pm 23 \mu\text{m}$

Die Mittelwerte der Höhendifferenzen weisen einen Unterschied von $5 \mu\text{m}$ auf. Dies entspricht lediglich einer prozentualen Abweichung von 1,7 %. Die Ergebnisse bestätigen, dass durch die getroffenen Vereinfachungen lediglich ein geringer Einfluss auf die Gesamtdeformation der Baugruppe ausgeübt wurde.

8.1.4 Vermessung des hybriden Leistungsmoduls im fixierten Zustand

In einer finalen Vermessung der Technologiedemonstratoren erfolgt die Aufnahme der Moduloberseite im fixierten Zustand. Das Experiment wird unter gleichen Randbedingungen durchgeführt wie bei der Vermessung der Referenzmodule (Kapitel 6.2). Das Hybridmodul wird in dieser Untersuchung ebenfalls vereinfacht und besteht lediglich aus der Wärmespreizplatte, welche mit den zwei DCBs bestückt ist. Zur Fixierung der Baugruppe wird ein Drehmoment von 5 Nm verwendet. Aufgrund der fehlenden Modulbestückung erfolgt die Erwärmung der Probe durch eine Heizeinheit. Die erste Aufnahme erfolgt bei einer Temperatur von $23 \text{ }^\circ\text{C}$. Alle weiteren Aufnahmen werden in $20 \text{ }^\circ\text{C}$ -Schritten erfasst. In Abbildung 8.7 ist ein Auszug der Oberflächenscans bei $23 \text{ }^\circ\text{C}$ und $130 \text{ }^\circ\text{C}$ dargestellt.

Die Verformungen sind durch eine farbliche Skalierung dargestellt. Wie bereits in der Simulation und auch bei der Vermessung der Referenzmodule, ist ein Maximum der Höhenverschiebung an den Längsseiten der Wärmespreizplatte zu erkennen. Bei dem Vergleich der Aufnahme bei $23 \text{ }^\circ\text{C}$ und $130 \text{ }^\circ\text{C}$ sind nur geringfügige Unterschiede im Farbverlauf und in der Intensität der rötlichen Bereiche identifizierbar. An der unteren Längsseite ist ein Verblässen des roten Areals bei einer Temperatur von $130 \text{ }^\circ\text{C}$ erkennbar. Dies deutet einerseits darauf hin, dass der Temperaturanstieg in

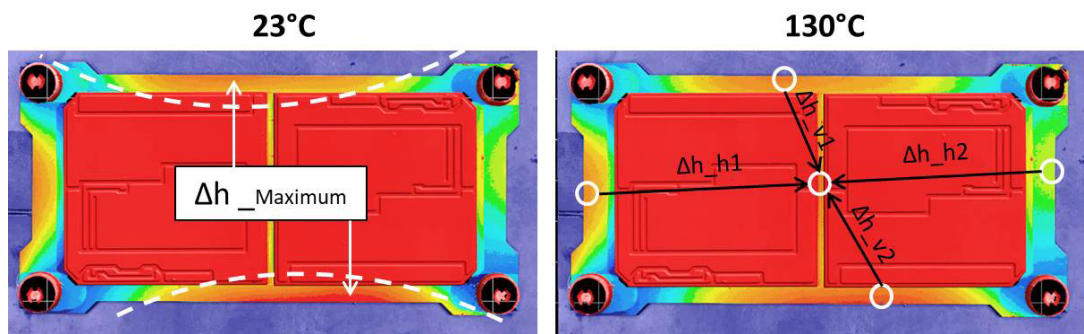


Abb. 8.7: Oberflächendarstellung der hybriden Module in Abhängigkeit der Temperatur im fixierten Zustand

einer Reduzierung der Balligkeit resultiert und andererseits, dass der Höhenunterschied zwischen beiden Aufnahmen gering ausfällt. Auffällig ist, dass im Bereich der Längsseiten keine achsensymmetrische Deformation auftritt. Die Deformationen wirken optisch von der Mitte aus nach links und rechts verschoben (vgl. Abb. 8.7). Diese Asymmetrie ist untypisch und könnte auf den Prozess zur Durchführung der Systemlötlung zurückgeführt werden. Der angewandte Lötprozess ist für Leistungsmodule mit kupfernen Bodenplatten optimiert. Die hybriden Wärmespreizplatten haben unter dem Einfluss der Löttemperatur ein anderes Deformationsverhalten, als eine mechanisch vorgebogene Cu-Bodenplatte. Daher ist es möglich, dass es durch die veränderte Deformation zu einer Verkippung der DCBs, oder zu einem unkontrollierten Zerfließen des Lotes gekommen ist. Die Asymmetrie konnte bei allen erstellten Proben nachgewiesen werden.

Sowohl bei der Vermessung der Referenzmodule als auch bei der Betrachtung der Ergebnisse der FEM-Analyse, sind im fixierten Zustand die höchsten Deformationen im Randbereich der Bodenplatte entstanden. So wie auch bei der Vermessung der Referenzmodule erfolgt die Auswertung der Höhendifferenzen unter der Verwendung von Messprofilen in Breiten- und Längsrichtung. Diese sind aufgrund der asymmetrischen Verformung der Module an die jeweiligen lokalisierten Maximalwerten angepasst (vgl. Abb. 8.7). Es erfolgt eine Ermittlung der Höhendifferenz zwischen den am Rand befindlichen Maximalwerten und dem Minimum im Zentrum der Wärmespreizplatte. Die Ergebnisse der Vermessungen sind in Abbildung 8.8 aufgeführt.

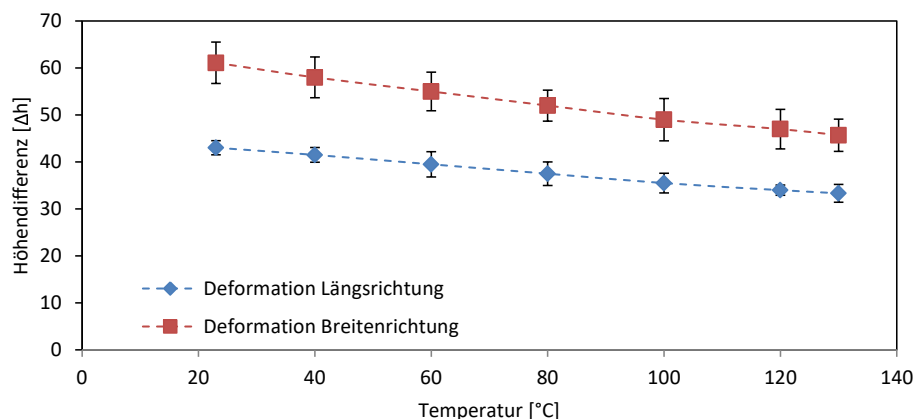


Abb. 8.8: Höhendifferenzen der hybriden Module in Breiten- und Längsrichtung im fixierten Zustand

Sowohl an den Ergebnissen der Vermessung in Breiten- als auch in Längsrichtung ist zu erkennen, dass ein Anstieg der Temperatur mit einer Reduzierung der Moduldeformation einhergeht. Bezogen auf die Vermessung in Längsrichtung resultiert der Temperaturanstieg von 23 °C auf 130 °C in einer um 22,5 % reduzierten Deformation. Im Falle der Vermessung in Breitenrichtung beträgt die Reduzierung 25 %. Zum Vergleich: Bei Referenzmodul 1 konnte durch die Vermessung in Längsrichtung ein Anstieg um 26,7 % und durch die Messung in Breitenrichtung eine Erhöhung um 94,8 % ermittelt werden.

Anhand der Experimente konnte gezeigt werden, dass unter der Verwendung der hybriden Wärmespreizplatten das Deformationsverhalten der Baugruppe kontrolliert und reduziert werden kann. Die maximale Höhendifferenz der hybriden Leistungsbaugruppe liegt bei Raumtemperatur vor. Diese beträgt 61 μm und fällt somit geringer aus, als die TIM-Schicht dick ist. Die geringe Balligkeit bei Raumtemperatur und die reduzierte Deformation unter dem Einfluss einer thermischen Last kann theoretisch das Entstehen eines Luftspalts zwischen der Modulunterseite und dem Thermal-Interface-Material verhindern. Somit ist es möglich, durch die Verwendung der hybriden Wärmespreizplatte den initiierenden Prozess zur Entstehung des Pump-Out-Effekts zu minimieren bzw. zu reduzieren.

8.2 Der Pump-Out-Effekt des hybriden Leistungsmoduls

Anhand der Experimente in dem vorangegangenen Abschnitt konnte nachgewiesen werden, dass es möglich ist, die Deformation einer leistungselektronischen Baugruppe durch die Verwendung der hybriden Wärmespreizplatten zu kontrollieren. Des Weiteren konnte gezeigt werden, dass die erstellten Technologiedemonstratoren gegenüber den Referenzmodulen sowohl eine geringere Balligkeit bei Raumtemperatur aufweisen als auch der Einfluss einer thermischen Last mit einer Reduzierung der konvexen Deformation einhergeht. Insbesondere konnten die Deformationen über die Längsseiten der Bodenplatte verringert werden. Die am Rand befindlichen Deformationen konnten bei der Vermessung der Referenzmodule als treibende Kraft zur Initialisierung des Pump-Out-Effekts ermittelt werden. Da die Deformation bei der Analyse der Module mit mehrschichtiger Wärmespreizplatte geringer ausfallen, liegt die Annahme nah, dass dies auch zu einer Verringerung des Pump-Out-Effekts führt.

Um einen Vergleich mit den Referenzmodulen zu ermöglichen, erfolgt die Untersuchung des Pump-Out-Effekts unter den gleichen Randbedingungen wie in Kapitel 6.3 beschrieben. Die Module werden ebenfalls in einem Temperaturbereich zwischen 40 °C und 130 °C belastet. So wie auch bei den Referenzmodulen erfolgt die Aufnahme der TIM-Schicht jedes Mal beim Erreichen einer der beiden Temperaturgrenzen. Für einen ersten optischen Vergleich der Defektausbreitung sind in Abbildung 8.9 die Aufnahmen von Referenzmodul 1 den Aufnahmen aus der Untersuchung der hybriden Leistungsmodule gegenüber gestellt. Die Abbildungen wurden bei der oberen Maximaltemperatur von 130 °C aufgenommen.

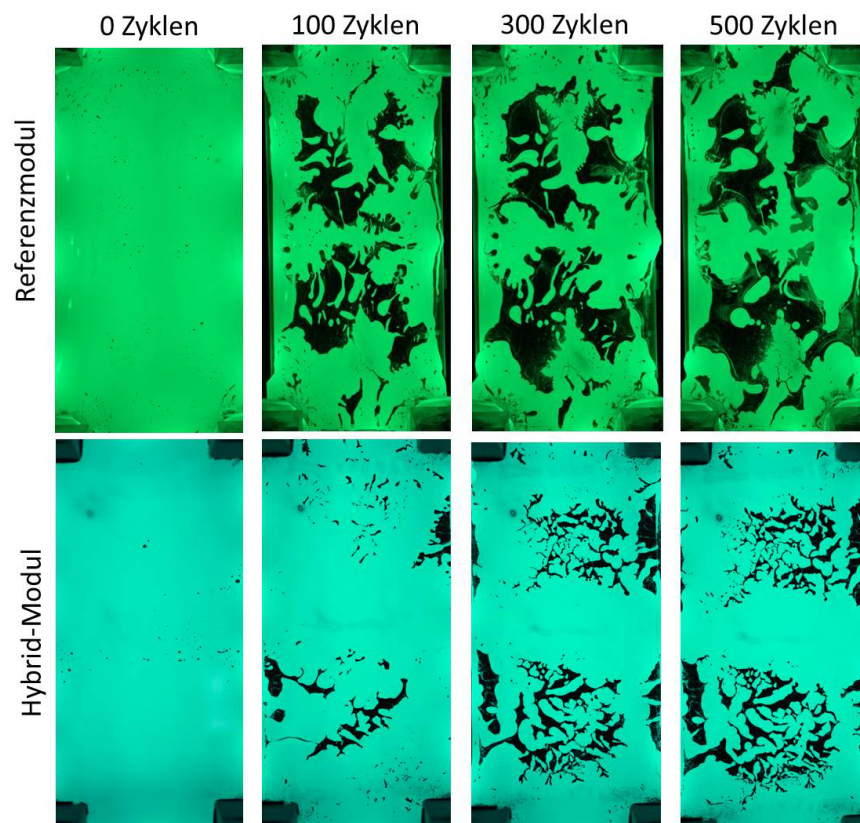


Abb. 8.9: Vergleich zwischen den belasteten TIM-Schichten von Referenzmodul 1 und der hybriden Bau-Gruppe in Abhängigkeit der Anzahl der Zyklen

Die Aufnahmen sind von links nach rechts mit einer steigenden Anzahl an Lastzyklen aufgelistet. Die TIM-Schichten sind in beiden Messreihen farblich dargestellt. Beim Vergleich der Aufnahmen aus den beiden Messreihen ist ersichtlich, dass die Verwendung der hybriden Leistungsbaugruppe mit einem geringeren Defektwachstum einhergeht. Zusätzlich weisen die Defekte in der unteren Messreihe deutlich kleinere zusammenhängende Flächen auf. Besonders die Defekte in den Bereichen unterhalb der DCBs, welche für den Wärmetransport vom Halbleiter zur Kühlung von entscheidender Bedeutung sind, weisen eine reduzierte flächenbezogene Ausbreitung auf. Trotz der geringeren Deformation kommt es auch bei der hybriden Modulvariante zu einer von den Längsseiten ausgehenden Defektausbreitung. In Abbildung 8.10 ist für den Demonstrator die Aufnahme der TIM-Schicht nach 100 Zyklen mit der Aufnahme der Moduldeformation im fixierten Zustand bei Raumtemperatur überlagert.

Es ist zu erkennen, dass die Initialisierung des Defektwachstums in den asymmetrisch deformierten Bereichen der Längsseiten entsteht, also dort, wo auch die größten Höhendifferenzen lokalisiert werden konnten. Die Moduldeformation fällt unter der Verwendung des hybriden Leistungsmoduls zwar geringer aus, dennoch ist sie vorhanden. Somit führen auch die reduzierten Verformungen zu einer Verdrängung des Thermal-Interface-Materials. Durch diese Verdrängung wird das TIM unter dem Modul hervorgepresst, was mit einer stellenweise verringerten Schichtdicke einhergeht. Somit kann die Dicke der TIM-Schicht in einen Bereich absinken, in der eine Spaltbildung möglich ist. Zur Analyse der Aufnahmen werden diese wie auch in Kapitel 6.3 ausgewertet. Die Auswertung

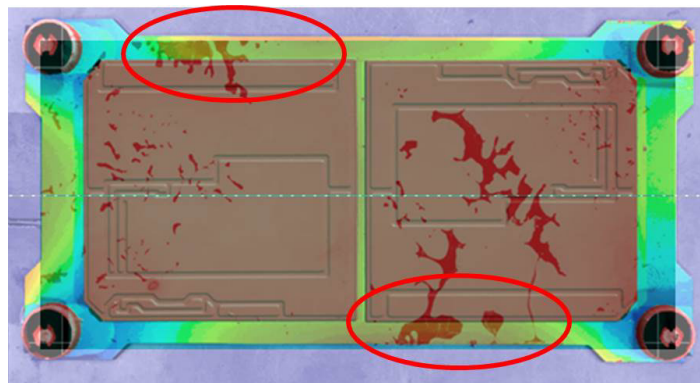


Abb. 8.10: Überlagerte Darstellung des Defektwachstums und der Moduldeformation des hybriden Leistungsmoduls

erfolgt sowohl für die Aufnahmen bei 40 °C als auch für die Aufnahmen bei 130 °C. Die Ergebnisse sind in Abbildung 8.11 dargestellt.

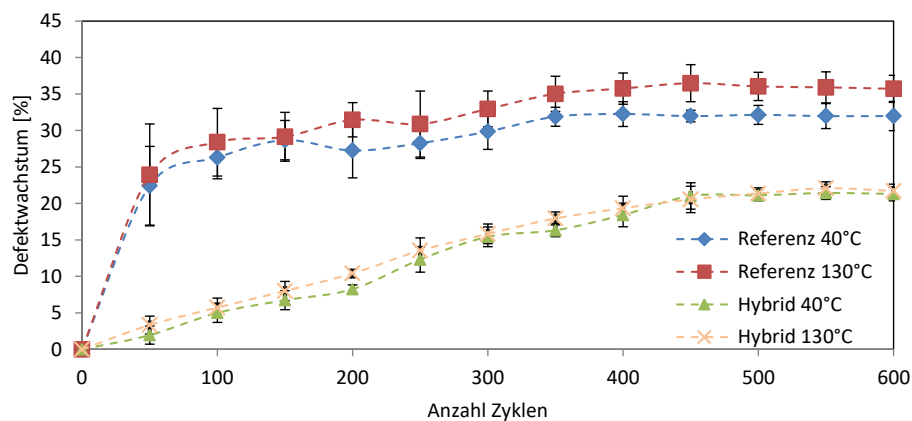


Abb. 8.11: Defektwachstum von Referenzmodul 1 und dem hybriden Leistungsmodul in Abhängigkeit der Anzahl der Zyklen

In Abbildung 8.11 ist das Defektwachstum von Referenzmodul 1 dem Defektwachstum der hybriden Leistungsbaugruppe gegenüber gestellt. Die Auswertung der Aufnahmen bestätigt die aufgestellte Hypothese, dass die reduzierte Deformation der hybriden Leistungsbaugruppe einen positiven Einfluss auf den Pump-Out-Effekt hat. Im direkten Vergleich des Defektwachstums von Referenzmodul 1 mit dem der hybriden Leistungsbaugruppe ist eine Reduzierung ersichtlich. Besonders groß ist der Unterschied im Anfangsbereich unterhalb von 50 Zyklen. Das Defektwachstum der Referenzprobe hat hier einen gemittelten Wert von 23,9 % und das Hybridmodul lediglich einen Wert von 3,3 %. Somit weist der Demonstrator ein im Vergleich zur Referenz um mehr als den Faktor 7 reduziertes Defektwachstum auf.

Das Referenzmodul hat eine höhere Deformation und ist somit in der Lage, mehr Paste pro Zyklus zu verdrängen. Daher befindet sich Referenzmodul 1 bereits bei einer Anzahl von ca. 400 Zyklen in einem eingeschwungenen Zustand, wohingegen die hybride Baugruppe diesen erst nach 500 Zyklen erreicht. In diesem Bereich weist die Referenzprobe ein Defektwachstum von rund 36 % auf

und die hybride Modulvariante lediglich einen Wert von ca. 21 %. Der Unterschied ist ebenfalls auf die geringere Moduldeformation zurückzuführen, da mit der geringeren Balligkeit auch weniger Material verdrängt werden kann. Weiterhin weist das Hybridmodul eine kleinere Differenz des Defektwachstums zwischen 40 °C und 130 °C auf. Der Unterschied beträgt im Mittel 6,8 %. Die geringere Differenz ist auf den geringeren Unterschied bezüglich der Höhendifferenz zwischen den beiden Grenztemperaturen zurückzuführen.

9 Finite-Elemente-Simulation des thermischen Verhaltens

Im vorangegangenen Kapitel konnte im Experiment gezeigt werden, dass die Verwendung der hybriden Wärmespreizplatte zu einer Reduzierung des Defektwachstums innerhalb der TIM-Schicht geführt hat. Unklar ist allerdings, wie sich das reduzierte Defektwachstum auf das thermische Langzeitverhalten der Baugruppe auswirkt. Die Molybdänschicht innerhalb der hybriden Wärmespreizplatte bewirkt eine Reduzierung der Wärmeleitfähigkeit, was einen negativen Einfluss auf die thermische Performanz der Baugruppe hat. Anhand der thermischen Simulation soll ermittelt werden, ob die hybride Modulvariante trotz der geringeren Wärmeleitfähigkeit ein besseres thermisches Langzeitverhalten erzielt. Unter der Verwendung des in Kapitel 4.2.2 beschriebenen Simulationsmodells wird das thermische Verhalten im folgenden Kapitel betrachtet. Um einen Vergleich zwischen der hybriden Modulvariante und dem Referenzmodul durchführen zu können, wird das Simulationsmodell sowohl mit einer 3 mm Bodenplatte aus Kupfer (vgl. 9.1 a)) als auch mit der beschriebenen Materialzusammensetzung der hybriden Wärmespreizplatte (vgl. 9.1 b)) betrachtet.

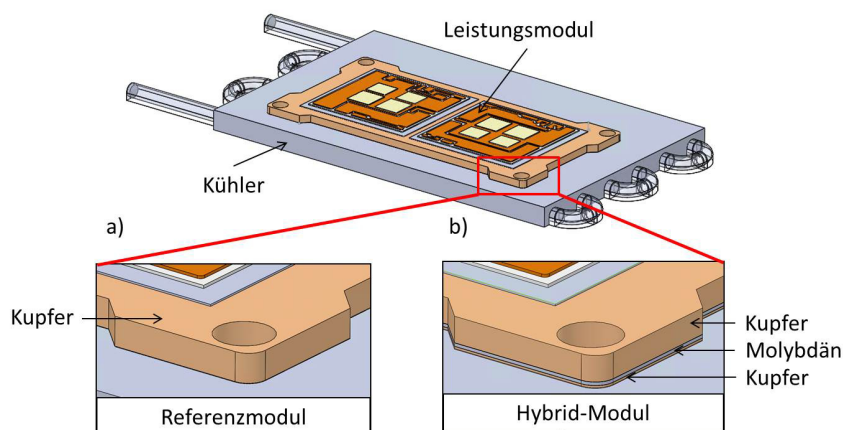


Abb. 9.1: Modell der thermischen Simulation; Cu-Wärmespreizplatte a); hybride Wärmespreizplatte b)

Zur Parametrisierung der Materialien werden die in Tabelle 9.1 aufgeführten Werte verwendet. Um eine Verifizierung der Simulationsergebnisse mit dem geplanten Experiment zur Messung des thermischen Widerstands durchführen zu können, erfolgt die Parametrisierung des Simulationsmodells auf der Basis etablierter Einstellungen am realen Prüfstand (vgl. Kapitel 4.7). Die Kühlung der Module erfolgt durch eine Cold-Plate, welche mit fluidfördernden Kanälen durchzogen ist. Für Module der verwendeten Leistungsklasse wird zur Förderung des Fluides eine Pumpenleistung von

	Kupfer	Molybdän	Silizium	Lot	NTV	TIM	Al₂O₃
Dichte (kg/cm^3)	8930	10220	2302	5765	8400	2900	3960
Spez. Wärmekapazität (J/(kgK))	385	217	713	213	234	784	850
WLF (W/mK)	398	138	124	63	175	2,9	30

Tab. 9.1: Thermische Eigenschaften bei Raumtemperatur [1][19][45][51][54][66][85]

40 % verwendet. Des Weiteren wird sowohl die Fluidtemperatur des Kühlers, als auch die Umgebungstemperatur am Prüfstand in das Simulationsmodell übernommen. Da davon auszugehen ist, dass ein erhöhtes Defektwachstum mit einer Steigerung der Junction-Temperatur einhergeht, wird die zugeführte Leistung der Module so eingestellt, dass eine Halbleiteroberflächentemperatur von ca. 100 °C erreicht wird. Somit ist auch beim Anstieg der Junction-Temperatur durch den Pump-Out-Effekt, eine ausreichend große Differenz zur maximalen thermischen Belastungsgrenze vorhanden. Hieraus ergeben sich die folgenden Werte zur Parametrisierung des Simulationsmodells:

- Volumenstrom = $4,927 \cdot 10^{-5} m^3/s$
- Fluidtemperatur (Zulauf) = 31,2 °C
- Leistung (gesamt) = 684 W
- Umgebungstemperatur = 23,3 °C

Um zu gewährleisten, dass das jeweils ermittelte Defektwachstum möglichst realitätsnah in das Simulationsmodell eingebunden werden kann, werden die 2D Aufnahmen aus den Pump-Out-Untersuchungen (vgl. Abbildung 8.9) in Vektorgrafiken umgewandelt und als linear ausgetragene Körper in das CAD-Modell integriert.

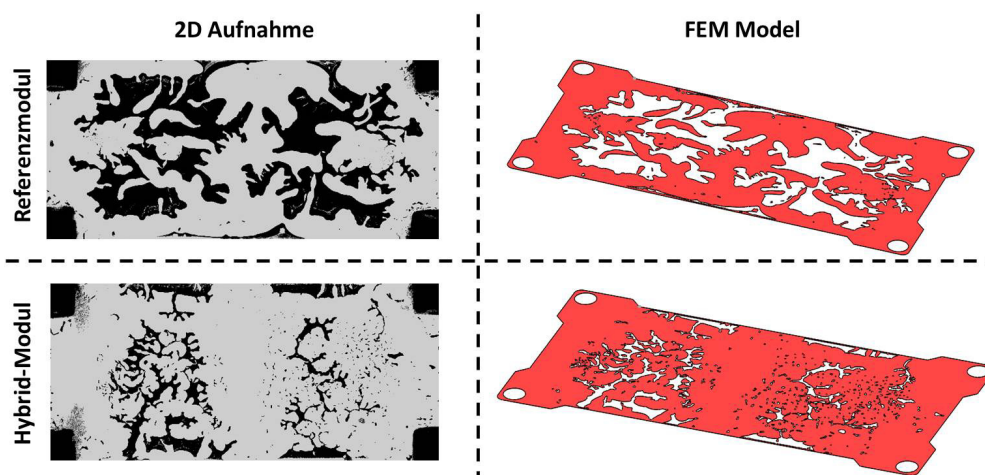


Abb. 9.2: TIM-Schichten der Module nach 200 Zyklen; links 2D Aufnahmen; rechts CAD-Modell

Für die Dicke der TIM-Schicht wird ein konstanter Wert von $43 \mu m$ verwendet. Diese Dicke ergibt sich als Mittelwert aus der 3D-Vermessung der TIM-Schicht (Kapitel 6.3.3). In Abbildung 9.2

sind Beispielaufnahmen der zerrütteten TIM-Schichten für beide Modultypen dargestellt. Im linken Teil der Abbildung sind die 2D Aufnahmen aus der Pump-Out-Untersuchung und im rechten Teil die konvertierten CAD-Modelle abgebildet. Die Analyse des Defektwachstums der Referenzmodule hat gezeigt, dass der Pump-Out-Effekt besonders prägnant zu Beginn der Untersuchung aufgetreten ist. Aufgrund dieser Erkenntnis erfolgt im Rahmen dieser Simulation die Betrachtung der ersten 200 Zyklen. Hierfür werden die Aufnahmen bei 0, 50, 100, 150 und 200 Zyklen in das FEM-Modell integriert. Zur Bewertung der Simulationen werden die Junction-Temperaturen und die thermischen Widerstände betrachtet. In Abbildung 9.3 sind die Oberflächentemperaturen für beide Modulvarianten bei Zyklus 0 und bei Zyklus 200 grafisch dargestellt.

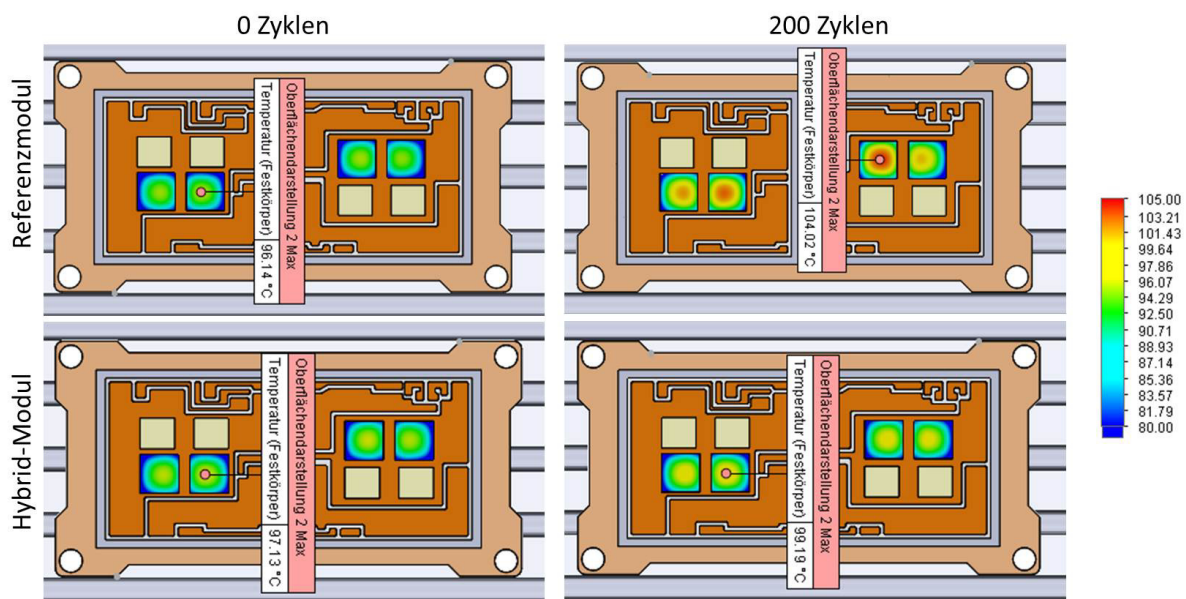


Abb. 9.3: Simulierte Oberflächentemperaturen der IGBTs

Die Module sind in der Draufsicht abgebildet. Die Temperaturverteilung auf den Oberflächen der IGBTs ist durch einen farblichen Verlauf hervorgehoben. Kältere Bereiche sind durch einen blauen Farbton dargestellt und wärmere Bereiche durch einen roten. Um einen optischen Vergleich zwischen den einzelnen Oberflächen zu gewährleisten, sind alle Aufnahmen auf einen identischen Temperatur-/Farbbereich skaliert. Bereits beim optischen Vergleich ist zu erkennen, dass die höchsten Temperaturen bei dem Referenzmodul nach 200 Zyklen auftreten. Die Oberflächentemperatur der Referenzbaugruppe hat zu Beginn der Simulation einen Maximalwert von 96,14 °C und nach 200 Zyklen einen Wert von 104,2 °C. Somit ergibt sich ein Temperaturanstieg von 8,06 K. Die hybride Leistungsbaugruppe weist zu Beginn der Simulation eine Oberflächentemperatur von 97,13 °C und nach 200 Zyklen von 99,19 °C auf. Hieraus ergibt sich ein Temperaturanstieg von lediglich 2,06 K.

Die Berechnung der thermischen Widerstände erfolgt unter der Verwendung von Formel 2.6. Die Temperaturdifferenz ΔT wird hierbei aus der Differenz zwischen der Oberflächentemperatur der Halbleiter und der mittleren Fluidtemperatur gebildet (vgl. Formel 9.1).

$$R_{th} = \frac{T_{Halbleiter} - \frac{T_{Zulauf} + T_{Ablauf}}{2}}{P} \quad (9.1)$$

Die sich hieraus ergebenden thermischen Widerstände sind in Abbildung 9.4, in Abhängigkeit der Anzahl der Zyklen, dargestellt.

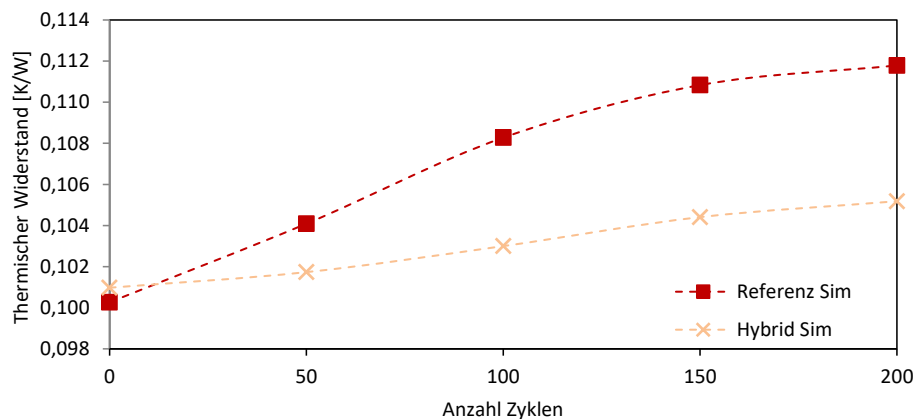


Abb. 9.4: Simulierte thermische Widerstände der beiden Modulvarianten in Abhängigkeit der Anzahl der Zyklen

Abbildung 9.4 zeigt, dass sowohl für die hybride Modulvariante als auch für das Referenzmodul eine Erhöhung der Zyklenzahl und somit ein erhöhtes Defektwachstum mit einem Anstieg des thermischen Widerstands einhergeht. Zu Beginn der Simulation weist das Referenzmodul einen geringeren thermischen Widerstand als die hybride Leistungsbaugruppe auf. Dies ist auf den Molybdänanteil innerhalb der Wärmespreizplatte zurückzuführen, während die Referenzbaugruppe lediglich Kupfer enthält. Die Molybdänschicht wirkt sich negativ auf die thermische Performanz aus und führt somit zu Beginn der Analyse zu einem erhöhten thermischen Widerstand. Mit einer steigenden Anzahl der Lastzyklen weist der Verlauf des thermischen Widerstands des Referenzmoduls gegenüber dem Verlauf der hybriden Baugruppe einen deutlich steileren Anstieg auf. Dies ist darauf zurückzuführen, dass unter der Verwendung der Referenzmodule ein höheres Defektwachstum aufgetreten ist. Durch das höhere Defektwachstum des Referenzmoduls weist dieses bereits nach 13 Zyklen einen größeren R_{th} als die hybride Leistungsbaugruppe auf. Nach 200 Zyklen hat das Referenzmodul einen thermischen Widerstand von 0,112 K/W. Dies entspricht einer Erhöhung um rund 11,49 %. Der thermische Widerstand der hybriden Leistungsbaugruppe hat nach 200 Zyklen einen Wert von 0,105 K/W. Dies entspricht einem Anstieg um lediglich 4,17 %.

Die Ergebnisse der Finite-Elemente-Simulationen des thermischen Verhaltens zeigen, dass die Verwendung der hybriden Leistungsbaugruppe trotz der geringeren Wärmeleitfähigkeit der Bodenplatte in einem besseren thermischen Langzeitverhalten resultiert.

10 Einfluss des Pump-Out-Effekts auf das thermische Langzeitverhalten

Im Kapitel 8.2 konnte experimentell nachgewiesen werden, dass unter der Verwendung der hybriden Leistungsbaugruppen eine Reduzierung des Defektwachstums innerhalb der TIM-Schicht erzielt werden kann. Zudem konnte im Kapitel 9 mittels der Finite-Elemente-Simulation des thermischen Verhaltens gezeigt werden, dass ein direkter Zusammenhang zwischen dem Defektanstieg und der Erhöhung des thermischen Widerstands besteht. Weiterhin konnte auf Basis der Simulationsergebnisse gezeigt werden, dass die hybride Leistungsbaugruppe trotz der geringen Wärmeleitfähigkeit, ein besseres thermisches Langzeitverhalten aufweist. Dieses Verhalten soll im folgenden Kapitel im Experiment nachgewiesen und belegt werden. Hierfür wird der unter Kapitel 4.7 beschriebene Prüfstand verwendet. Der reale Aufbau der Prüfumgebung ist in Abbildung 10.1 dargestellt.

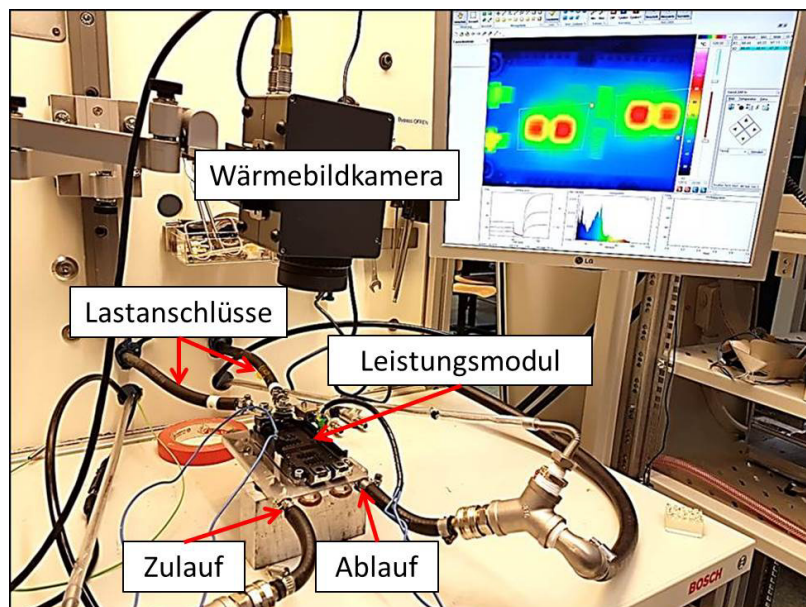


Abb. 10.1: Prüfstand zur Messung des thermischen Widerstands

Das Leistungsmodul ist mit dem fluiddurchströmten Kühlkörper kraftschlüssig verbunden. Am Zu- und Ablauf des Kühlers sind zur Erfassung der Fluidtemperatur Thermoelemente in den Kühlkreislauf eingebunden. Oberhalb der Leistungsbaugruppe befindet sich eine Wärmebildkamera, mit der es möglich ist, die Oberflächentemperatur der Halbleiter zu erfassen. Die Leistungsbaugruppe ist

direkt mit einer regelbaren Stromquelle verbunden. Vor dem Beginn der Messung werden folgende Werte erfasst:

- Volumenstrom = $4,827 \text{ e-}5 \text{ m}^3/\text{s}$
- Fluidtemperatur (Zulauf) = $31,6 \text{ }^\circ\text{C}$
- Umgebungstemperatur = $24,1 \text{ }^\circ\text{C}$

Des Weiteren wird, wie auch in der Finite-Elemente-Simulation des thermischen Verhaltens eine Gesamtleistung von 684 W verwendet.

10.1 Messung der thermischen Widerstände

Vor der Durchführung der ersten Messung wird das Thermal-Interface-Material mittels Schablonendruck auf den Kühlkörper aufgetragen. Das Leistungsmodul wird im Anschluss mit einem Drehmoment von 5 Nm auf dem Kühlkörper fixiert. Die erste Messung erfolgt vor der Belastung durch den Pump-Out-Prüfstand. Diese Messung dient für die jeweilige Messreihe als Ausgangswert (0 Zyklen). Nach dem Erreichen eines eingeschwungenen Zustandes erfolgt die Aufnahme der Moduloberfläche mittels der Wärmebildkamera. Im Anschluss wird der fixierte Aufbau bestehend aus Modul und Kühler entnommen und in den Pump-Out-Prüfstand transferiert. Hier wird der Aufbau mit den gleichen Parametern wie in Kapitel 6.3 und Kapitel 8.2 belastet. Nach 50 Zyklen werden die Proben entnommen und erneut auf dem Rth-Prüfstand vermessen. Dieses Vorgehen wird in Schritten von 50 Zyklen bis zu einer maximalen Zyklenzahl von 200 wiederholt. In Abbildung 10.2 sind für die beiden Modulvarianten jeweils eine Aufnahme bei 0 Zyklen und eine Aufnahme bei 200 Zyklen dargestellt. Die Temperaturverteilung in den thermografischen Aufnahmen ist durch einen farblichen Verlauf verdeutlicht. Hierbei sind die kältesten Bereiche blau und die wärmsten Bereiche rosa/weiß dargestellt.

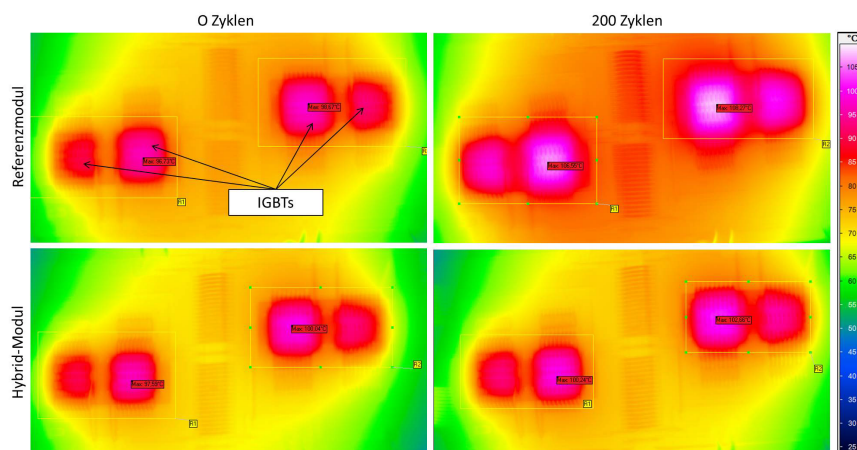


Abb. 10.2: Thermografische Aufnahme der beiden Modulvarianten in Abhängigkeit der Anzahl der Zyklen

Anhand der Aufnahmen in Abbildung 10.2 ist zu erkennen, dass die IGBTs die wärmsten Bereiche darstellen. Beim Vergleich der IGBT-Oberflächen in den Aufnahmen bei 200 Zyklen ist die rötliche Farbgebung beim Referenzmodul deutlich ausgeprägter. Dies zeigt, dass im Vergleich zur hybriden Leistungsbaugruppe höhere Oberflächentemperaturen auftreten.

Alle erstellten Aufnahmen werden anhand der Oberflächentemperaturen der Halbleiter ausgewertet. Die Ergebnisse der Messreihen sind in Abbildung 10.3 aufgeführt.

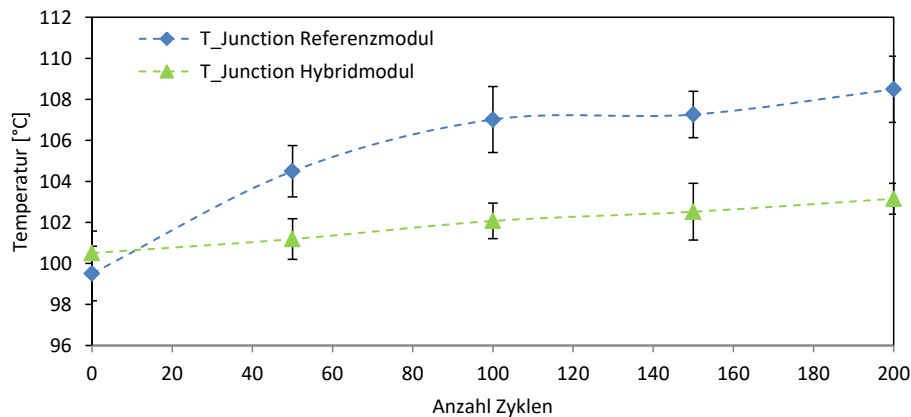


Abb. 10.3: Gemessene Junction-Temperaturen der verwendeten Proben in Abhängigkeit der Anzahl der Zyklen

Anhand der Messergebnisse ist zu erkennen, dass eine Erhöhung der Zyklenzahl mit einem Anstieg der Oberflächentemperatur einhergeht. So wie auch in der thermischen Simulation weist das Modul mit der hybriden Wärmespreizplatte zu Beginn der Messung eine schlechtere thermische Performanz auf. Nach ca. 10 Lastzyklen haben die Halbleiter der beiden Modulvarianten eine identische Oberflächentemperatur. Mit einer steigenden Anzahl der Lastzyklen ist eine deutliche Zunahme der Halbleitertemperatur der Referenzprobe zu erkennen. Dies bestätigt die Erkenntnisse aus der Finite-Elemente-Simulation des thermischen Verhaltens. Nach 200 Zyklen weisen die Referenzmodule eine mittlere Halbleitertemperatur von 108,49 °C auf. Ausgehend von einer Anfangstemperatur von 99,51 °C entspricht dies einer Differenz 8,98 K. Die Module mit der hybriden Wärmespreizplatte erreichen nach 200 Zyklen eine mittlere Halbleitertemperatur von 102,75 °C. Ausgehend von der Anfangstemperatur von 100,5 °C entspricht dies lediglich einer Differenz von 2,25 K.

Mithilfe der gemessenen Oberflächentemperaturen der Halbleiter und der Zu- und Ablauftemperatur des Fluids kann wie auch in der thermischen Simulation die Temperaturdifferenz ΔT bestimmt werden. In Kombination mit der zugefügten Leistung werden die thermischen Widerstände nach Formel 9.1 berechnet. Die Ergebnisse der Berechnungen sind in Abbildung 10.4 dargestellt. Zur Verifizierung der Simulationsmodelle sind die Ergebnisse der FEM-Analysen den gemessenen thermischen Widerständen gegenüber gestellt.

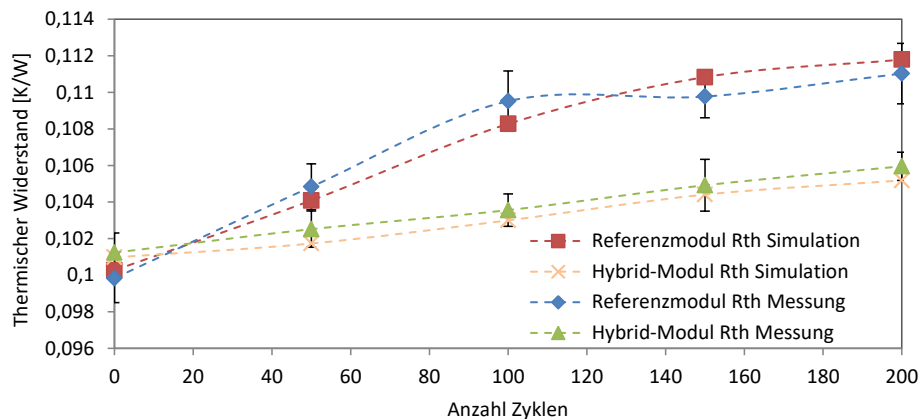


Abb. 10.4: Gemessene thermische Widerstände der beiden Modulvarianten in Abhängigkeit der Anzahl der Zyklen

Die thermischen Widerstände der hybriden Leistungsbaugruppen haben zu Beginn der Messung einen gemittelten Wert von 0,1012 K/W und sind somit um ca. 1,4 % größer als die Werte der thermischen Widerstände der Referenzmodule (0,0998 K/W). Dies ist, wie auch in der Simulation, auf die schlechtere Wärmeleitfähigkeit der hybriden Wärmespreizplatte zurückzuführen. Die Verläufe der Messreihen sind identisch mit denen der gemessenen Oberflächentemperaturen. Die Verläufe schneiden sich ebenfalls bei ca. 10 Zyklen und haben hier identische Werte für den thermischen Widerstand. Mit einer Zunahme der Zyklenzahl vergrößert sich der Abstand der beiden Verläufe. Nach einer Belastung von 200 Zyklen hat das Referenzmodul einen thermischen Widerstand von 0,111 K/W, dies entspricht einem Anstieg von 11,2 %. Die hybride Leistungsbaugruppe weist hingegen lediglich einen Wert von 0,1059 K/W auf, was einem Anstieg von 4,6 % entspricht. Weiterhin zeigt Abbildung 10.4, dass die experimentell ermittelten thermischen Widerstände mit den Ergebnissen der Simulation gut übereinstimmen. Es sind lediglich geringe Abweichungen vorhanden.

10.2 Korrelation zwischen dem thermischen Widerstand und der Defektbildung

Der thermische Widerstand einer Leistungsbaugruppe und die Halbleitertemperatur können von vielen Faktoren bzw. Fehlermechanismen negativ beeinflusst werden. Im Kapitel 2.9 wurden gängige Fehlermechanismen aufgeführt und beschrieben. Die auf Materialermüdung zurückzuführenden Fehler treten zumeist erst ab einer höheren Anzahl an Lastzyklen auf. Beispielsweise treten bei der Durchführung einer Temperaturlastwechsel-Untersuchung erste Delaminationen zwischen DCB und Wärmespreizplatte nach ca. 300 - 400 Zyklen auf. Hinzu kommt, dass bei derartigen Tests ein Temperaturbereich von -55 °C bis 175 °C verwendet wird [30][41]. Dieser Temperaturbereich ist im Maximum um 140 K breiter gespreizt als der verwendete Temperaturbereich der Pump-Out-Untersuchung. Daher ist davon auszugehen, dass der gemessene Anstieg der Chiptem-

peratur bzw. des thermischen Widerstands im betrachteten Bereich von 200 Zyklen, ausschließlich auf das Defektwachstum innerhalb der TIM-Schicht zurückzuführen ist und nicht auf das Auftreten von altersbedingten Verschleißerscheinungen. Um diese Annahme zu überprüfen, erfolgt eine Betrachtung des Systemlots zwischen den DCBs und der Wärmespreizplatte. In den Grundlagen wurde beschrieben, dass die Lötsschichtdegradierung ebenfalls ein Ausfallmechanismus ist, der zeitlich verhältnismäßig früh auftreten kann. Daher erfolgt im Rahmen dieser Untersuchung die Betrachtung des Systemlotes mittels einer SAM-Analyse. Durch diese Betrachtung soll ausgeschlossen werden, dass es durch die thermische Belastung zu Degradierungen der Lötsschichten gekommen ist, die einen negativen Einfluss auf den Wärmetransport haben können. Zur Durchführung der Untersuchung werden unbenutzte Referenzmodule im Pump-Out-Prüfstand eingesetzt und mit identischen Parametern wie auch in Kapitel 6.3 und 8.2 belastet. Die Lötsschichten der Referenzmodule werden vor Beginn der Analyse untersucht (0 Zyklen). Nach der ersten Untersuchung wird das Modul durch den Pump-Out-Prüfstand mit 200 Zyklen belastet. Im Anschluss wird die SAM-Analyse wiederholt. Es erfolgt eine erneute Belastung durch den Pump-Out-Prüfstand und eine Wiederholung der SAM-Analyse. Dieser Prozess wird bis zu einer maximalen Zyklenzahl von 600 durchgeführt. Ein Auszug aus den erstellten Aufnahmen der Ultraschalluntersuchung ist in Abbildung 10.5 dargestellt.

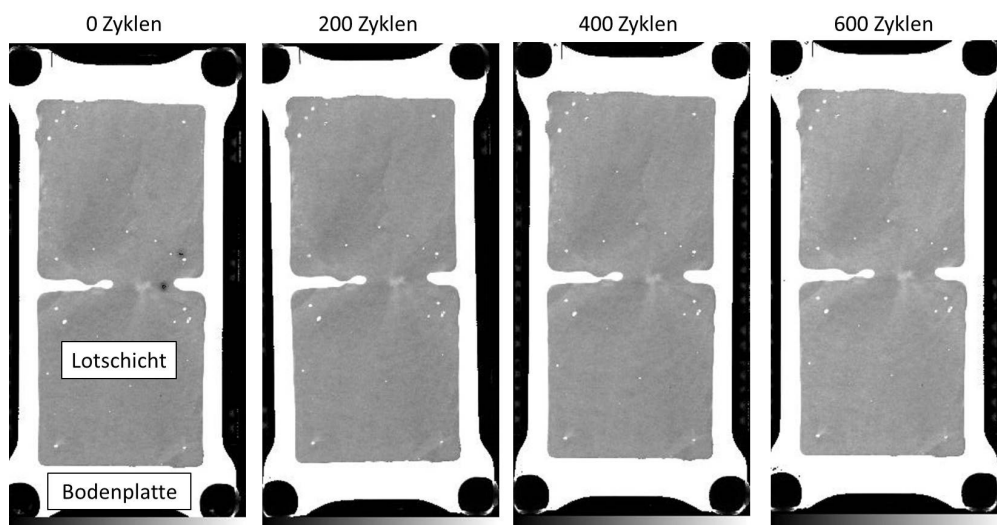


Abb. 10.5: Ultraschallaufnahmen des Systemlots in Abhängigkeit der Anzahl der Zyklen

Abbildung 10.5 zeigt die Referenzmodule in der Draufsicht. In den Aufnahmen der SAM-Analyse sind die Lötsschichten grau dargestellt und die Bodenplatte weiß. Die Aufnahmen sind von links nach rechts mit einer steigenden Anzahl an Lastzyklen angeordnet. Nach 600 Zyklen konnte bei allen getesteten Modulen keine Degradierungen des Systemlotes festgestellt werden. Dies unterstützt die Annahme, dass der Anstieg des thermischen Widerstands im untersuchten Zeitraum lediglich auf den Pump-Out-Effekt zurückzuführen ist.

Zur weiteren Belegung dieser Annahmen sind in den beiden nachfolgenden Abbildungen 10.6 und 10.7 die ermittelten thermischen Widerstände der beiden Modulvarianten dem jeweiligen gemessenen Defektwachstum gegenübergestellt. In beiden Abbildungen repräsentiert die linke Achse den

thermischen Widerstand und die rechte Achse das Defektwachstum. Beide Größen sind in Abhängigkeit der Zyklenzahl dargestellt. In Abbildung 10.6 sind die Werte der Referenzmessungen aufgeführt und in Abbildung 10.7 die der hybriden Leistungsbaugruppe.

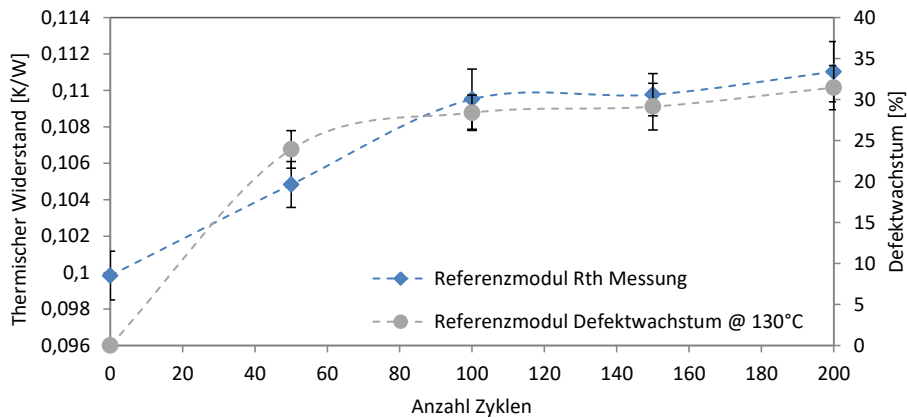


Abb. 10.6: Vergleich zwischen den thermischen Widerständen und dem Defektwachstum der Referenzmodule

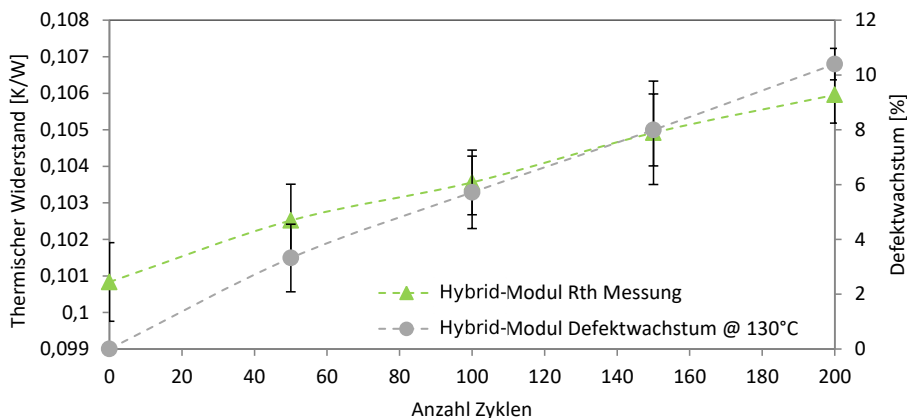


Abb. 10.7: Vergleich zwischen den thermischen Widerständen und dem Defektwachstum der Hybridmodule

In beiden Abbildungen haben die thermischen Widerstände einen zum Defektwachstum ähnlichen Verlauf. Dies zeigt einerseits, dass der Grad der Reduzierung der thermischen Performanz im direkten Zusammenhang mit der Höhe des Defektwachstums steht und andererseits, dass der Pump-Out-Effekt im betrachteten Bereich der verantwortliche Fehlermechanismus zur Verschlechterung des thermischen Verhaltens ist.

11 Zusammenfassung und Ausblick

Das Ziel der vorliegenden Arbeit war es, die kupferne Wärmespreizplatte eines leistungselektronischen Rahmenmoduls durch eine Bodenplatte aus einem asymmetrischen mehrschichtigen Werkstoffverbund zu ersetzen. Durch diese Substituierung sollte die thermomechanische Deformation der Leistungsbaugruppe kontrolliert und dahingehend optimiert werden, dass eine reduzierte Verdrängung des Thermal-Interface-Materials (Pump-Out-Effekt) erzielt wird. Des Weiteren sollte auf experimenteller Basis nachgewiesen werden, dass die mehrschichtige Wärmespreizplatte trotz einer reduzierten Wärmeleitfähigkeit ein verbessertes thermisches Langzeitverhalten gegenüber dem Rahmenmodul mit kupferner Wärmespreizplatte aufweist.

Die Voruntersuchungen anhand der Referenzmodule haben gezeigt, dass der Pump-Out-Effekt über die Deformation der Längsseiten der Wärmespreizplatte initialisiert wird. Die thermomechanischen Vermessungen der Leistungsmodule haben ergeben, dass im Randbereich der Bodenplatte die größten Verformungen entstehen und diese die TIM-Schichtdicke übersteigen, wodurch das Defektwachstum hervorgerufen wird. Die somit entstandenen Defekte konnten sich mit einer steigenden zyklischen Belastung weiter unter der Wärmespreizplatte ausbreiten. Auf der Basis dieser Ergebnisse wurden mittels einer Finite-Elemente-Simulation des thermomechanischen Verhaltens unterschiedliche Materialkombinationen für die Zusammensetzung der mehrschichtigen Wärmespreizplatte untersucht und bewertet. Mittels der verwendeten Simulationsmodelle konnten Zusammensetzungen ermittelt werden, welche gegenüber dem Referenzmodul einen thermomechanischen Vorteil aufgewiesen haben.

Basierend auf den Simulationsergebnissen wurden Technologiedemonstratoren erstellt, welche in der theoretischen Betrachtung ein optimiertes thermomechanisches Verhalten aufgewiesen haben. Die Vermessung der Demonstratoren hat gezeigt, dass es möglich ist, das Deformationsverhalten der Leistungsbaugruppe über die Molybdänschichtdicke und deren Position im Materialverbund zu steuern. Sowohl die Deformation bei Raumtemperatur als auch die Verformungsänderung unter dem Einfluss einer thermischen Last konnten kontrolliert und eingestellt werden.

Unter der Verwendung des entwickelten Prüfstandes konnten die Module mit der hybriden Wärmespreizplatte mit den Leistungsbaugruppen nach dem aktuellen Stand der Technik bezüglich der Verdrängung des Thermal-Interface-Materials verglichen werden. Die Untersuchungen haben ergeben, dass die Optimierung des thermomechanischen Verhaltens zu einem reduzierten Pump-Out-Effekt geführt hat. Unter der Verwendung der hybriden Wärmespreizplatte wurde zum einen das zeitliche Defektwachstum innerhalb der TIM-Schicht reduziert und zum anderen konnte im eingeschwungenen Zustand eine deutlich geringere Defektbildung nachgewiesen werden.

Um den Einfluss des Pump-Out-Effekts auf das thermische Langzeitverhalten der Leistungsbaugruppen untersuchen zu können, erfolgte die experimentelle Messung der Halbleitertemperaturen und die Ermittlung der thermischen Widerstände in Abhängigkeit des Defektwachstums. Hierfür wurden die Module mit einem Flüssigkühlsystem verbunden. Der Aufbau wurde durch den Pump-Out-Prüfstand zyklisch belastet und der thermische Widerstand des Gesamtsystems ermittelt. Die thermische Analyse hat gezeigt, dass ein direkter Zusammenhang zwischen dem Defektwachstum und der Verschlechterung des thermischen Langzeitverhaltens besteht. Insbesondere bei dem Referenzmodul konnte in den ersten Zyklen der Untersuchung ein großer Anstieg des thermischen Widerstands ermittelt werden. Weiterhin konnte durch die Analysen gezeigt werden, dass unter der Verwendung der hybriden Leistungsbaugruppe ein optimiertes thermisches Langzeitverhalten erzielt wird.

Viele Ausfallmechanismen haben einen thermischen Ursprung. Dadurch dass zu Beginn der Lebenszeit eines Leistungsmoduls primär der Pump-Out-Effekt als treibende Kraft zur Temperaturerhöhung beiträgt, kann durch die Minimierung dieses Effekts das thermische Langzeitverhalten und somit auch die Lebensdauer der Baugruppen positiv beeinflusst werden. Zur Lebenszeitabschätzung von leistungselektronischen Baugruppen liefert das Coffin-Manson-Modell eine bekannte und gängige Faustformel, die besagt, dass der Anstieg der Halbleitertemperatur um 10 K zu einer Halbierung der Lebensdauer des gesamten Leistungsmoduls führt [10][28]. Bezüglich der Ergebnisse der Pump-Out-Untersuchung der Referenzmodule ist diese Temperaturdifferenz bereits nach 200 Zyklen fast erreicht. Somit hat der Pump-Out-Effekt einerseits selbst einen negativen Einfluss auf die Lebensdauer leistungselektronischer Baugruppen und andererseits führt die Erhöhung der Modultemperatur zu einer stärkeren Belastung der einzelnen Komponenten, wodurch andere Fehlermechanismen frühzeitig auftreten können.

Mit Blick auf die Überführung der Ergebnisse der Arbeit in eine industrielle Umsetzung muss geprüft werden, inwieweit sich der Einsatz der mehrschichtigen Wärmespreizplatten wirtschaftlich rentiert. Durch den mehrschichtigen Materialverbund fallen zum einen durch den zusätzlichen Einsatz der NTV-Verbindungen und der Molybdänschicht höhere Materialkosten an und zum anderen werden zusätzliche Fertigungsschritte zur Sinterung der Komponenten und für den Zuschnitt der Bodenplatte benötigt. Allerdings sind unterschiedliche Maßnahmen zur Kostenreduzierung denkbar. So könnte das Molybdän als Kernschichtmaterial durch einen günstigeren CTE reduzierten Werkstoff ersetzt werden (z. B. Invar). Die Einbindung derartiger Materialien könnte zu identischen Ergebnissen und einer gleichzeitigen Kostenreduktion führen. Weiterhin wäre es auch denkbar, durch die anpassbare Balligkeit der hybriden Wärmespreizplatte das Systemlot durch eine Systemsinterung zu ersetzen. Somit könnten in der Fertigung alle Fügeprozesse in einem Schritt kombiniert und damit die Kosten reduziert werden.

Ein weiterer in folgenden Arbeiten zu untersuchender Punkt bezieht sich auf die mechanischen Spannungen innerhalb der NTV-Schicht. Durch die FEM-Analyse konnte gezeigt werden, dass diese verhältnismäßig hoch ausfallen, wodurch die Anzahl der möglichen Aufbauvarianten stark eingeschränkt wurde. Zudem wurden die Spannungen lediglich bei einer Temperatur von 23 °C

betrachtet. In praktischen Anwendungen, z.B. beim Einsatz für Leistungsmodule im Automotivebereich, können jedoch noch tiefere Umgebungstemperaturen auftreten, die dann zu höheren thermomechanischen Belastungen als im Rahmen dieser Arbeit untersucht führen können. Hier ist zu prüfen, wie sich das Hybrid-Metall bei Temperaturen $< 23\text{ °C}$ verhält. Eine solche Überprüfung könnte z. B. durch die Durchführung eines Temperatur-Schock-Tests erfolgen, in dessen Rahmen auch negative Temperaturen einbezogen werden.

Die vorliegende Arbeit hat jedoch das Potenzial der asymmetrischen Verbundmetalle im Einsatz für Bodenplatten von leistungselektronischen Baugruppen eindeutig dargestellt. Die variable Anwendbarkeit und die flexible Zusammensetzung der Materialschichtung macht diese Technik speziell für Anwendungen mit thermomechanischen Problemstellungen zu einer innovativen und neuartigen Lösungsvariante über den bisherigen Stand der Technik hinaus.

Neben der Verwendung des Hybrid-Metalls als Bodenplatten konzentrieren sich aktuelle Forschungen darauf, den mehrschichtigen Materialverbund darüber hinaus auch in weitere Modulkonzepte zu integrieren. Ein Beispiel hierfür sind Die-On-Lead-Frame Module in Kombination mit SiC-Halbleitern. Hier substituiert das Hybrid-Metall das kupferne Trägermaterial, um Deformationen und mechanische Spannungen im Modul zu reduzieren. Ein großer Vorteil dieser Anwendung gegenüber der Verwendung des Hybrid-Metalls als Bodenplatte ist, dass der Mehrschichtverbund partiell in den Aufbau direkt unterhalb des Halbleiters integriert werden kann. Dies reduziert den Materialaufwand des Hybrid-Metalls und somit auch die anfallenden Kosten.

Eidesstattliche Versicherung

Hiermit erkläre ich, dass die vorliegende Arbeit selbstständig und ohne fremde Hilfe von mir verfasst wurde. Ich habe keine anderen als die von mir angegebenen Quellen und Hilfsmittel zur Erstellung meiner Dissertation verwendet. Die den benutzten Werken wörtlich oder inhaltlich entnommenen Stellen sind als solche gekennzeichnet.

Stefan Söhl

Kiel, den 10. Juni 2022

A Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand in der Zeit meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Fachhochschule Kiel und wurde akademisch seitens des Fraunhofer IMWS und der Martin-Luther-Universität Halle-Wittenberg begleitet. Ich möchte mich an dieser Stelle bei allen Personen bedanken, die mich tatkräftig unterstützt haben und somit zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

An erster Stelle möchte ich Herrn Prof. Dr. Eisele für die jahrelange Begleitung meiner Arbeit und die fachkundige Beratung zur Durchführung der Promotion danken. Unsere persönlichen Gespräche haben mich stets in meinem Bestreben vorangetrieben und mir neue Blickwinkel zur Lösung von Problemen eröffnet.

Weiterhin gilt ein besonderer Dank Herrn Prof. Dr. Matthias Petzold für die Möglichkeit, meine Arbeit mit der Unterstützung des Fraunhofer IMWS bearbeiten zu können. Seine Meinung und ehrliche Kritik waren mir stets eine große Hilfe. Des Weiteren möchte ich mich bei Frau Prof. Dr. Kathrin Dörr für die universitäre Betreuung meiner Promotion bedanken.

Weiterer Dank gilt dem gesamten Sinterteam der Fachhochschule Kiel. Vielen Dank an Euch für die produktive und sehr spaßige Zeit. Ihr habt mich stets mit euren Meinungen und konstruktiven Diskussionen unterstützt und somit meine Arbeit in die richtige Richtung gelenkt.

Ebenfalls bedanken möchte ich mich bei den Kollegen von Danfoss Silicon Power und der Heraeus GmbH. Einerseits für den Support bei der Erstellung der Leistungsbaugruppen, andererseits natürlich für die industrienahen Ratschläge und konstruktiven Gespräche.

Zu guter Letzt geht ein besonders großer Dank an meine Freunde und Familie für den moralischen Beistand während der letzten Jahre.

B Lebenslauf

Name: Stefan Söhl
Geburtsdatum: 26.09.1984
Geburtsort: Buxtehude

06/2006 Abitur an der Jobelmann Schule in Stade
07/2009 Abgeschlossene Berufsausbildung zum Elektroniker für Automatisierungstechnik

09/2009 - 07/2012 Studium an der Fachhochschule Kiel mit dem Abschluss Bachelor of Engineering
09/2012 - 03/2015 Studium an der Fachhochschule Kiel mit dem Abschluss Master of Engineering

seit 03/2015 Wissenschaftlicher Mitarbeiter der Forschungs- und Entwicklungsabteilung der Fachhochschule Kiel

Stefan Söhl
Kiel, den 10. Juni 2022

C Publikationen

S. Söhl, R. Eisele: Development and characterization of expansion-reduced materials in the field of power electronics. Hybrid Materials and Structures, Bremen (Germany), 2018, Pages 302-307 (Proceedingsbeitrag und Vortrag)

S. Söhl, R. Eisele: Reduzierung des Pump-Out-Effekts von leistungselektronischen Baugruppen durch den Einsatz von Schichtmetall-Wärmespreizplatten. PLUS-Produktion von Leiterplatten und Systemen (Fachzeitschrift für Aufbau- und Verbindungstechnik in der Elektronik), 1. Ausgabe 2019, Pages 96-98

S. Söhl, R. Eisele: Impact of the Pump-Out-Effect on the thermal long-term behaviour of power electronic modules. Microelectronics Reliability, Volumes 100-101, September 2019, Artikelnr. 113479

S. Söhl: Untersuchung von gesinterten mehrschichtigen Wärmespreizplatten zur Anwendung im Bereich der Leistungselektronik. IMAPS Herbstkonferenz, München (Germany), 2017 (Vortrag)

S. Söhl: Development and characterization of expansion-reduced materials in the field of power electronics. IMAPS Herbstkonferenz, München (Germany), 2018 (Vortrag)

S. Söhl: Der Pump-Out-Effekt leistungselektronischer Baugruppen. IMAPS Herbstkonferenz, München (Germany), 2021 (Vortrag)

M. Brincker, S. Söhl, R. Eisele, V. Popok: Strength and reliability of low temperature transient liquid phase bonded CuSnCu interconnects. Microelectronics Reliability, Volumes 76-77, September 2017, Pages 378-382

M. Brincker, S. Söhl, P. Kristensen, R. Eisele, V. Popok: Low temperature transient liquid phase bonded Cu-Sn-Mo and Cu-Sn-Ag-Mo interconnects - A novel approach for hybrid metal baseplates. Microelectronics Reliability, Volumes 88-90, September 2018, Pages 774-778

Literaturverzeichnis

- [1] AL₂O₃: <http://matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=c8c56ad547ae4cfabad15977bfb537f1>. 2018
- [2] ALUMINIUM-NITRID: <https://www.azom.com/properties.aspx?ArticleID=610>. 2020
- [3] In: ARNOLD, B.: *Werkstofftechnik für Wirtschaftsingenieure*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2013, S. 29–31, 69–76,
- [4] In: BAEHR, H. D. ; STEPHAN, K.: *Wärme- und Stoffübertragung*. Berlin, Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 2010. – ISBN 978–3–642–10194–6, S. 589-714
- [5] BASARAN, C. ; WEN, Y.: Influence of Interfacial Compliance on Thermomechanical Stresses in Multilayered Microelectronic Packaging. In: *IEEE Transactions on Advanced Packaging* 29 (2006), Nov, Nr. 4, S. 666–673
- [6] BECKER, M.: *Neue Technologien für hochzuverlässige Aufbau- und Verbindungstechniken-leistungselektronischer Bauteile*, Technische Universität Chemnitz, Diss., 2015
- [7] In: BEJAN, A. ; KRAUS, A.: *Heat Transfer Handbook*. New Jersey: John Wiley Sons, 2003, S. 1496
- [8] BELL, H. ; POECH, M. ; JOHN, C.: *Temperaturprofil für das Reflowlöten*. in *Elektronik, Produktion und Prüftechnik (EPP)* No 6/7, 2003
- [9] BERRINGER, K. ; MARVIN, J. ; PERRUCHOUD, P.: Semiconductor Power losses in AC inverters, *IEEE Conference Publications*, 1995, S. 882–888
- [10] BICAKCI, A.: *Thermische Untersuchung von Schaltungsträgern für leistungselektronische Halbleitermodule mit organischem Isolator*, Technischen Universität Berlin, Diss., 2019
- [11] BLAZEJ, D.: Thermal Interface Materials. In: *Electronics cooling magazine* (2003), November, S. 14–20
- [12] In: BURGER, W. ; BURGE, M. J.: *Digitale Bildverarbeitung: Eine Einführung mit Java und ImageJ*. Berlin, Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 2005. – ISBN 978–3–540–27653–1, S. 37-52
- [13] CHIU, C. P. ; CHANDRAN, B. ; MELLO, M. ; KELLEY, K.: *An Accelerated Reliability Test Method to Predict Thermal Grease Pump-Out in Flip-Chip Applications*. Proc. 51th ECTC Conf, 2001
- [14] CIAPPA, M.: Selected failure mechanisms of modern power modules. In: *Microelectronics Reliability* 42 (2002), Nr. 4, S. 653–667

- [15] CURAMIK: *curamik CERAMIC SUBSTRATES: Technical data sheet*. 2019
- [16] DANFOSS: <https://www.danfoss.com/de-de/products/power-modules/dsp/igbt-power-modules/#tab-overview>. 2020
- [17] DANFOSSSILICONPOWER: *Technical Information for power module DP450B1200T102854*. Danfoss Silicon Power, 2016
- [18] DEVOTO, D. ; MAJOR, J. ; PARET, P. ; BLACKMAN, G. S. ; WONG, A. ; METH, J. S.: Degradation characterization of thermal interface greases. In: *2017 16th IEEE Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems (ITherm)*, 2017, S. 394–399
- [19] DOWCORNINGCORPORATION: *Dow Corning Brand TC-5026 Thermally Conductive Compound*. 2010
- [20] In: DUE, J. ; ROBISON, A.: *Reliability of thermal interface materials: A review*. Applied Thermal Engineering, 2013, S. 455–463
- [21] EISELE, R. ; RUDZKI, J. ; KOCK, M.: *Pressure Sintering for Thermal Stack Assembly*. Proc. of the International Exhibition and Conference on Power Electronics and Intelligent Motion (PCIM), 2007
- [22] FORSBACK, H.: *Reliability of Thermal Interface Materials for Power Semiconductor Devices*, Aalto University, Diss., 2017
- [23] GOEL, N. ; BHATTACHARYA, A. ; CERVATES, J. ; MONGIA, R.: Technical Review of Characterization Methods for Thermal Interface Materials (TIM), IEEE Conference Publications, 2008, S. 1461–1471
- [24] GOWDA, A.: *Reliability Testing Of Thermal Greases*. Electronics Cooling Magazine, 2007
- [25] GOWDA, A. ; ESLER, D. ; PAISNER, S. N. ; TONAPI, S.: *Reliability Testing of Silicone-based Thermal Greases*. 21st IEEE SEMI-THERM Symposium, 2005
- [26] In: GRIESINGER, A.: *Wärmemanagement in der Elektronik*. Springer-Verlag, 2019, S. 37–63
- [27] *Kapitel Thermal Expansivity and Thermal Stress in Multilayered Structures*. In: HALL, P.: *Thermal Stress and Strain in Microelectronics Packaging*. Springer US, 1993, S. 78–92
- [28] HANNACH, T.: *Ermittlung von Lebensdauergleichungen vom Coffin-Manson- und Morrow-typ für bleihaltige undbleifreie Weichlote durch Kombination von FE und Experiment*, Technischen Universität Berlin, Diss., 2010
- [29] HERAEUS: https://www.datasheetarchive.com/whats_new/92864ead3e755842172ac05ead4bc710.html. 2020
- [30] HERBOTH, T.: *Gesinterte Silber-Verbindungsschichten unter thermomechanischer Beanspruchung*, Albert-Ludwigs-Universität Freiburg im Breisgau, Diss., 2015
- [31] In: HERWIG, H. ; ANDREAS, M.: *Konvektiver Wärmeübergang*. Wiesbaden : Springer Fachmedien Wiesbaden, 2014. – ISBN 978–3–658–06208–8, S. 63-134

- [32] HUANG, B. ; HWANG, H. ; LEE, N.: A Compliant and Creep Resistant SAC-Al(Ni) Alloy. In: *2007 Proceedings 57th Electronic Components and Technology Conference*, 2007. – ISSN 2377–5726, S. 184–191
- [33] In: ILSCHNER, B. ; SINGER, R. F.: *Werkstoffwissenschaften und Fertigungstechnik - Eigenschaften, Vorgänge, Technologien*. Springer-Verlag GmbH Deutschland, 2016, S. 209–213, 224
- [34] In: JIANG, G. ; DIAO, L. ; KUANG, K.: *Advanced Thermal Management Materials*. Springer New York, 2012 (SpringerLink : Bücher). – ISBN 9781461419631, S. 45–71
- [35] JUE, L. ; MYLLYKOSKI, P. ; PAULASTO-KRÖCKEL, M.: Study on thermomechanical reliability of power modules and thermal grease pump-out mechanism. In: *2015 16th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems*, 2015, S. 1–6
- [36] In: KABELAC, S. ; VORTMEYER, D.: *K1 Strahlung technischer Oberflächen*. Berlin, Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 2013. – ISBN 978–3–642–19981–3, S. 1083-1096
- [37] KENNEY, R. ; ORUGANTI, V. ; ORTEGA, A. ; NGUYEN, D. ; BROOKS, M.: Experiments on the thermal resistance of deformable thermal interface materials under mechanical loading, 2017, S. 252–260
- [38] KEYENCE: *Benutzerhandbuch: 3D Profilometer Modellreihe VR-3000*. 2016
- [39] KHATRI, P. ; ZIEMSKI, J.: "Dry-to-the-touch thermal grease. In: *Proceedings International Symposium on Advanced Packaging Materials Processes, Properties and Interfaces (IEEE Cat. No.01TH8562)*, 2001. – ISSN null, S. 236–239
- [40] KLAKA, S.: *Eine Niedertemperatur-Verbindungstechnik zum Aufbau von Leistungshalbleitermodulen*. Cuvillier, 1997. – ISBN 3895887714
- [41] KNÖRR, M.: *Verbinden von Leistungshalbleiterbauelementen durch Sintern von nanoskalierten Silberpartikeln*. Shaker, 2011
- [42] In: KRETZSCHMAR, H. ; KRAFT, I.: *Kleine Formelsammlung Technische Thermodynamik*. 5. aktualisierte Auflage. Carl Hanser Verlag, 2016. – ISBN 978–3–446–44668–7, S. 179
- [43] KSI-GERMANY: https://www.ksisam.com/acousticmicroscopy-en/acoustic-microscope.php?produkt_id=2. 2020
- [44] KSI-GERMANY: <https://www.ksisam.com/acousticmicroscopy-en/technology-transducer.php>. 2020
- [45] KUPFER: <http://matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=9aebe83845c04c1db5126fada6f76f7e&ckck=1>. 2018
- [46] LANG, K.-D.: *Qualitätssicherung im Zyklus II der Herstellung elektronischer Bauelemente am Beispiel des Drahtbondens*. Habilitationsschrift Humboldt Universität Berlin, 1988
- [47] LEE, Y.: Thermo-mechanical properties of high performance thermal interface gap filler pads, 2010, S. 1–8
- [48] LIU, Y.: Power electronic packaging: Design, assembly process, reliability and modeling. (2013), 10

- [49] In: LUTZ, J.: *Halbleiter-Leistungsbaulemente: Physik, Eigenschaften, Zuverlässigkeit*. Springer Berlin Heidelberg, 2012 (SpringerLink : Bücher). – ISBN 9783642297960, S. 216–219, 239, 253–259, 268–282
- [50] LUTZ, J. ; HERRMANN, T. ; FELLER, M. ; BAYERER, R. ; LICHT, T. ; AMRO, R.: Power cycling induced failure mechanisms in the viewpoint of rough temperature environment. In: *5th International Conference on Integrated Power Electronics Systems*, 2008, S. 1–4
- [51] MAKEITFROM: <https://www.makeitfrom.com/material-properties/ISO-Solder-Alloy-703-IEC-A35-Sn96.5Ag3.5>. 2019
- [52] MERTENS, C.: *Die Niedertemperatur-Verbindungstechnik der Leistungselektronik*. VDI-Verlag, 2004 (Fortschritt-Bericht VDI: Reihe 21, Elektrotechnik). – ISBN 9783183365210
- [53] MILLER, D. G.: Potential of Silicon Power Semiconductors compared to WBG - coexistence or radical change. In: *in 10 years ECPE Anniversary*, 2013
- [54] MOLYBDÄN: <http://matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=ef57c33963404798ad0301a05692312a>. 2018
- [55] NAUMANN, F. ; LORENZ, G. ; BERNASCH, M. ; BOETTGE, B. ; EBENSPERGER, C. ; OEH-LING, S.: Thermo-mechanical stress and deformation behavior of joined semiconductor devices using different die attach technologies. In: *CIPS 2018; 10th International Conference on Integrated Power Electronics Systems*, 2018, S. 1–6
- [56] NICOLAS, H.: *Untersuchungen an silberbasierten Verbindungstechnologien für die Leistungs- und Hochtemperaturelektronik*. Dr. Hut, 2012. – ISBN 978–3843907798
- [57] In: NOWOTTNICK, M. ; PAPE, U. ; DIEHM, R.: *Löttechnologie für die Leistungselektronik - Porenfrei Löten*. productronic, no. 11, 2007, S. 64–67
- [58] OCCHIONERO, M. A. ; ADAMS, R. W.: AlSiC, and AlSiC Hybrid Composites for Flip Chips, Optoelectronics, Power, and High Brightness LED Thermal Management Solutions. In: *2005 6th International Conference on Electronic Packaging Technology*, 2005, S. 1–5
- [59] OCCHIONERO, M. A. ; HAY, R. A. ; ADAMS, R. W. ; FENNESSY, K. P.: Cost-effective manufacturing of aluminium silicon carbide (AlSiC) electronic packages. In: *Proceedings International Symposium on Advanced Packaging Materials. Processes, Properties and Interfaces (IEEE Cat. No.99TH8405)*, 1999, S. 118–124
- [60] OSTERWALD, F.: *Verbindungsbildung beim Ultraschall-Drahtbonds - Einfluss der Schwingungsparameter und Modellvorstellung*. Technische Universität Berlin, 1999
- [61] In: PETER, W. ; LÄMMEL, B.: *Kleine Formelsammlung Technische Mechanik*. 5. Auflage. Carl Hanser Verlag, 2009. – ISBN 978–3–446–42166–0, S. 46
- [62] PLANSEE.HOLDING.AG: <https://www.plansee.com/de/produkte/komponenten/elektronik-thermal-management-komponenten/waermeshyspreizer-und-gehaeusekomponenten.html>. 2020
- [63] In: POECH, M.: *Schädigungsmechanismen in Lötverbindungen bei erhöhter Temperatur*. VTE Heft 1, 2002, S. 12–18

- [64] In: PRASHER, R.: *Thermal Interface Materials: Historical Perspective, Status, and Future Directions*. Proceedings of the IEEE, 2006, S. 1571–1586
- [65] RAS, M. A. ; HAUG, R. ; SCHACHT, R. ; MONORY-PLANTIER, C. ; MAY, D. ; WUNDERLE, B.: *Automated test system for in-situ testing of reliability and aging behaviour of thermal interface materials*. Proc. NSTI NSTI-Nanotech, 2011
- [66] RAS, M. A. ; MAY, D. ; SCHACHT, R. ; BAST, M. ; EISELE, R. ; MICHEL, B. ; WINKLER, T. ; RZEPKA, R. ; WUNDERLE, B.: *LaTIMA an innovative test stand for thermal and electrical characterization of highly conductive metals, die attach, and substrate materials*. In: *2015 21st International Workshop on Thermal Investigations of ICs and Systems (THERMINIC)*, 2015, S. 1–6
- [67] In: RAUER, M.: *Der Einfluss von Poren auf die Zuverlässigkeit der Lötverbindungen von Hochleistungs-Leuchtdioden*. FAU Studien aus dem Maschinenbau Band 313. FAU University Press, 2018, S. 19–24
- [68] ROGERS.CORPORATION: *Curamik ceramic substrates - Technical data sheet*. Rogers Corporation, 2016
- [69] ROGERS.GERMANY.GMBH: *Curamik Ceramic Substrates - DCB technology - Design Rules Version*. Eschenbach: Rogers Germany GmbH, 2016
- [70] RUDZK, J. ; EISELE, R.: *Reliability of Ag Sintering vs. Soldering*. ECPE Workshop Advanced PE Packaging and Mechatronic System Integration, 2009
- [71] RUDZKI, J.: *Aufbaukonzepte für die Leistungselektronik mit der Niedertemperatur-Verbindungstechnik*. Verein Deutscher Ingenieure, 2006
- [72] In: RUGE, J. ; WOHLFAHRT, H.: *Technologie der Werkstoffe - Herstellung, Verarbeitung, Einsatz*. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2013, S. 15–27
- [73] In: RÖSLER, J. ; HARDERS, H. ; BÄKER, M.: *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2019. – ISBN 9783834818188, S. 33-37, 65-67, 70-72, 112-117, 393-408
- [74] SCHOTT: *BOROFLOAT 33 and Funktionelle Beschichtungen: Die Verbindung von Inspiration Qualität; SCHOTT AG*. 2020
- [75] In: SCHRÖDER, D.: *Leistungselektronische Bauelemente*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006, S. 751–768
- [76] SCHULZ, M.: *Improved Thermal Transfer For Power Modules*. Power Electronics Europe, 2013
- [77] SCHWARZBAUER, H.: *Method of securing electronic components to a substrate*. EP0242626, US 4810672, 1987
- [78] SEDLMAIR, J.: *ProPower - kompakte Elektronikmodule mit hoher Leistung für Elektromobilität, Antriebs- und Beleuchtungstechnik : Connection technologies using new wire and ribbon materials to increase performance and reliability / F & K Delvotec Bondtechnik GmbH*. Ottobrunn : F&K Delvotec Bondtechnik GmbH, 2014. – Forschungsbericht

- [79] In: SEIDEL, W.: *Werkstofftechnik: Werkstoffe - Eigenschaften - Prüfung - Anwendung*. Hanser, 2005 (Lernbücher der Technik). – ISBN 9783446229006, S. 308–312
- [80] SEISS, M. ; MROTZEK, T. ; HUTSCH, T. ; KNABL, W.: Properties and reliability of molybdenum-copper-composites for thermal management applications. In: *2016 15th IEEE Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems (ITherm)*, 2016. – ISSN 1087–9870, S. 971–975
- [81] SEISS, M. ; MROTZEK, T. ; JÄNTSCH, U. ; KLIMENKOV, M. ; REISER, J. ; KNABL, W.: The interface in molybdenum-copper-composites used for thermal management applications. In: *2017 33rd Thermal Measurement, Modeling Management Symposium (SEMI-THERM)*, 2017. – ISSN 1065–2221, S. 246–251
- [82] SEMENIC, T. ; BHUNIA, A. ; GOLLHARDT, N. ; MORRIS, G. ; LUKASZEWSKI, R.: Low thermal resistance thermal pad for power converter modules. In: *2017 IEEE 12th International Conference on Power Electronics and Drive Systems (PEDS)*, 2017. – ISSN 2164–5264, S. 453–455
- [83] SEMIKRON: *Application Note AN 18-001 / Thermal Paste Application*. 2018
- [84] In: SHENG, W. W. ; COLINO, R. P.: *Power Electronic Modules: Design and Manufacture*. CRC Press, 2004. – ISBN 9780203507308, S. 36–45
- [85] SILIZIUM: <http://matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatGUID=7d1b56e9e0c54ac5bb9cd433a0991e27>. 2018
- [86] In: SPECIOVIUS, J.: *Grundkurs Leistungselektronik: Bauelemente, Schaltungen und Systeme*. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2015. – ISBN 9783658033095, S. 69–76, 111–121
- [87] SUHIR, E. ; VUJOSEVIC, M.: Interfacial stresses in a bi-material assembly subjected to external tensile forces and bending moments applied to the ends of one of its components. In: *2009 59th Electronic Components and Technology Conference*, 2009. – ISSN 2377–5726, S. 692–699
- [88] In: TELLE, R.: *Verbundwerkstoffe*. Berlin, Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 2007. – ISBN 978–3–540–49469–0, S. 947–966
- [89] In: TONG, X.: *Advanced Materials for Thermal Management of Electronic Packaging*. New York: Springer, 2011, S. 616
- [90] TSAI, M. Y. ; HSU, C. ; HAN, C.: A Note on Suhirs Solution of Thermal Stresses for a Die-Substrate Assembly. In: *Journal of Electronic Packaging - J ELECTRON PACKAGING* S. 126 (2004), 03. <http://dx.doi.org/10.1115/1.1648056>. – DOI 10.1115/1.1648056
- [91] In: VOLKE, A. ; HORNKAMP, M.: *IGBT Modules: Technologies, Driver and Application*. 3. Infineon Technologies AG, 2017, S. 357–365
- [92] In: WEISSBACH, W. ; DAHMS, M. ; JAROSCHEK, C.: *Werkstoffkunde - Strukturen, Eigenschaften, Prüfung*. Springer Fachmedien Wiesbaden, 2015, S. 57–68, 395–398
- [93] WINTRICH, A. ; NICOLAI, U. ; TURSKY, W. ; REIMANN, T.: *Applikationshandbuch Leistungshalbleiter*. ISLE Steuerungstechnik und Leistungselektronik, 2015. – ISBN 9783938843857

- [94] WUNDERLE, B. ; HEILMANN, J. ; MAY, D. ; ARNOLD, J. ; HIRSCHIEDER, J. ; BAUER, J. ; SCHACHT, R. ; VOGEL, J. ; RAS, M. A.: Modelling and characterisation of a grease pump-out test stand and its use for accelerated stress testing of thermal greases. In: *2017 23rd International Workshop on Thermal Investigations of ICs and Systems (THERMINIC)*, 2017. – ISSN 2474–1523, S. 1–6
- [95] WUNDERLE, B. ; MAY, D. ; HEILMANN, J. ; ARNOLD, J. ; HIRSCHIEDER, J. ; LI, Y. ; BAUER, J. ; RAS, M. A.: A Novel Concept for Accelerated Stress Testing of Thermal Greases and In-situ Observation of Thermal Contact Degradation. In: *2018 17th IEEE Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems (ITherm)*, 2018. – ISSN 2577–0799, S. 1071–1080
- [96] XYZTEC: <https://www.xyztec.com/pdf/de/condor-sigma/>. 2020