

Marco Bohlländer

Lastwechseltestbasierte Lebensdaueranalysemethoden
für Leistungshalbleiter in Offshore-Windenergieanlagen

Marco Bohländer

Lastwechseltestbasierte Lebensdaueranalysemethoden
für Leistungshalbleiter in Offshore-Windenergieanlagen



TECHNISCHE UNIVERSITÄT
CHEMNITZ

Universitätsverlag Chemnitz
2014

Impressum

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Angaben sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Diese Arbeit hat der Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik der Technischen Universität Chemnitz als Dissertation vorgelegen.

Betreuer: Prof. Dr.-Ing. Prof. h.c. Josef Lutz

1. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Prof. h.c. Josef Lutz

2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Hans-Günter Eckel

Tag der Verteidigung: 08.10.2013

Technische Universität Chemnitz/Universitätsbibliothek

Universitätsverlag Chemnitz

09107 Chemnitz

<http://www.bibliothek.tu-chemnitz.de/UniVerlag/>

Herstellung und Auslieferung

Verlagshaus Monsenstein und Vannerdat OHG

Am Hawerkamp 31

48155 Münster

<http://www.mv-verlag.de>

ISBN 978-3-944640-01-3

<http://nbn-resolving.de/urn:nbn:de:bsz:ch1-qucosa-129243>

Inhaltsverzeichnis

Danksagung	9
Bibliografische Beschreibung	10
Abkürzungsverzeichnis	11
 1 Einleitung	 13
 2 Lastwechselbasierte Zuverlässigkeitsaspekte bei Leistungshalbleitern	 17
2.1 Definition verwendeter Begriffe	17
2.2 Aufbau- und Verbindungstechnik von Leistungshalbleitern	21
2.2.1 Innerer Aufbau von Modulen	21
2.2.2 Innerer Aufbau von Presspacks	28
2.2.3 Thermische Modellierung von Leistungshalbleitern	30
2.3 Lastwechselbasierte Ermüdungs- und Ausfallmechanismen	33
2.3.1 Fehlerstelle Bonddraht	34
2.3.2 Fehlerstelle Lotschichten	36
2.3.3 Fehlerstelle Substrat	38
2.3.4 Fehlerstelle Chip	40
2.4 Lebensdauermodelle für Leistungshalbleiter	41
2.4.1 LESIT1997 – Modell	43
2.4.2 CIPS2008 – Modell	45
2.4.3 Berücksichtigung der elastischen Dehnungsgrenze	49
2.4.4 Thermomechanische Simulationen und mathematischer Modellierungsansatz in der Forschung	50
2.4.5 Lebensdauerverbrauchsmodell nach Miner	51
2.4.6 Unberücksichtigte mögliche Einflussfaktoren	52
2.5 Lastwechseltestkonzepte	54
2.5.1 Bewertungsgrundlagen	55
2.5.2 Teststrategien	61
2.5.3 Methoden zur Bestimmung der Sperrschichttemperatur T_j	63
2.5.4 Kalibrierung als Grundlage der T_{vj} -Bestimmung	66
2.5.5 Klassischer Lastwechseltest (Lastwechseltest mit Gleichstrom)	68
2.5.6 Temperaturwechseltest	71
2.5.7 Klassischer Lastwechseltest mit unterlagertem Temperaturwechsel	72

2.5.8	Lastwechseltest im Umrichterbetrieb	73
2.5.9	Einflüsse auf Genauigkeit und Aussagekraft der Lastwechselergebnisse	74
2.5.10	Statistik und Ergebnisdarstellung	77
3	Lastwechselbelastung von Leistungshalbleitern in Offshore Windenergieanlagen	81
3.1	Applikationsbezogene lastwechselbeeinflussende Größen.....	81
3.1.1	Optimierungsgegensatz von Leistungsdichte und Lebensdauer	81
3.1.2	Leistungshalbleiter.....	85
3.1.3	Luftkühler.....	87
3.1.4	Wasserkühler.....	89
3.1.5	Besonderheiten bei 3-Level Umrichtern	94
3.2	Beispiel zur Analyse der Lastwechselbelastung aus Felddaten.....	94
3.2.1	Gegebene Datenbasis	94
3.2.2	Ergänzende Annahmen	95
3.2.3	Extraktion der Lastwechseldaten	98
3.2.4	Darstellung der Lastwechselbelastung.....	100
4	Lastwechseltestmethoden für Leistungshalbleiter in Offshore Windenergieanlagen	103
4.1	Modularer 2000A Lastwechseltester mit Spezialisierung auf Leistungshalbleiter für Offshore Windenergieanlagen	103
4.1.1	Funktionale Anforderungen an den zu entwickelnden Lastwechseltester.....	103
4.1.2	Umsetzung: Modularer 2000A Lastwechseltester für Module und Scheibenzellen.....	108
4.1.3	Lastwechseltestprozedur beim modularen 2000A Lastwechseltester.....	114
4.1.4	Spezielle Einflüsse auf Genauigkeit und Aussagekraft der Ergebnisse	118
4.1.5	Personen-, Anlagen- und Prüflingssicherheit - Anforderungen und Umsetzung	121
4.2	Aktive Kalibrierung von Leistungshalbleitern.....	124
4.2.1	Ablauf	124
4.2.2	Grenzen	126
4.2.3	Beispiele Aktiver Kalibrierungen.....	127

4.2.4 Vergleich: Passive Kalibrierung - Aktive Kalibrierung	130
4.3 Perspektiven.....	132
4.3.1 Optimierungspotential für zukünftige Lastwechseltester.....	132
4.3.2 Applikationsspezifischer Lastwechseltest.....	135
4.3.3 Überwachung des Lebensdauerverbrauchs in der Applikation	140
5 Zusammenfassung und Ausblick.....	145
Anhang.....	149
Literaturverzeichnis	153

Danksagung

Dank gilt zu allererst und aus tiefstem Herzen meiner Familie. Sie hat meine Entscheidungen, die zu dieser Dissertation geführt haben und in weiterer Folge mit ihr verknüpft waren mitgetragen und mir stets Rückhalt gegeben.

Dank gilt auch im Besonderen meinem Mentor Josef Lutz. Er hat mir die Freiheiten gegeben, innerhalb der Aufgabenstellungen die Themen so zu gewichten, wie ich es für richtig hielt. In unseren Diskussionen fokussierte er meine eher breit aufgestellten Gedanken auf die für diese Arbeit relevante ingenieurwissenschaftliche Richtung. Auch durfte ich umfassende Referenzen aus seinem Buch „Halbleiter-Leistungsbaulemente: Physik, Eigenschaften, Zuverlässigkeit“ verwenden. Magnar Hernes (SINTEF Energi AS) gilt mein Dank für das Einräumen ähnlicher Freiheiten während des halbjährigen Lastwechseltestertransfers von Chemnitz nach Trondheim, Norwegen. Alte Rygg Aardal (SINTEF Energi AS) danke ich für seine Hilfsbereitschaft in Trondheim, speziell in organisatorischen Dingen. Meinen ehemaligen Kollegen an der TU-Chemnitz Ulrich Kumm danke ich für den Einsatz seiner unglaublichen Fähigkeit, auf Basis einfacher mündlicher Beschreibung Leiterkartenprototypen zu entwickeln und zu bauen, die den jeweiligen Anforderungen bereits beim ersten Versuch voll gerecht werden und die Erwartungen stets übertrafen. Christian Herold danke ich für unsere technischen Diskussionen und die davon mitgenommenen Denkanstöße, Sebastian Hiller für die operative Softwareprogrammierung des modularen Lastwechseltesters. Den von mir betreuten Studenten Michael Liebers und Julia Süptitz danke ich für ihre vorbildliche Zuarbeit mit Hardware und Auswerteergebnissen.

Als zulieferndes Unternehmen danke ich der Fa. Entwicklung und Fertigung Eßbach GmbH in Brand-Erbisdorf für die hervorragende Kooperation während der Entwicklung des modularen Testers und die hochwertige Qualität der angefertigten Baugruppen. Ebenfalls danke ich meinem ehemaligen Arbeitgeber Infineon für die Unterstützung durch systemrelevante Leiterkarten und hauseigene Leistungshalbleiter, aber auch für die Unterstützung durch Leihgabe der drucksensitiven Folie, speziell Peter Kanschä, Matthias Leifeld und Jens Przybilla. Michael Hornkamp von CT-Concept Technologie AG und Werner Hassa von Electronicon, Gera gilt mein Dank für die unterstützenden Hardwarelieferungen ihrer jeweiligen hauseigenen Markenkomponenten. Roland Jakob von GE Energy Power Conversion GmbH, Berlin danke ich für den technischen Support.

Bibliografische Beschreibung

Lastwechselstestbasierte Lebensdaueranalysemethoden für Leistungshalbleiter in Offshore-Windenergieanlagen

Bohlländer, Marco – 158 Seiten, 78 Abbildungen, 10, Tabellen, 69

Literaturstellen

Technische Universität Chemnitz

Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik

Dissertation 2013

Stichworte

Leistungshalbleiter, Lastwechsel, Lastwechseltest, Applikationsspezifisch, Power Cycling, Windenergieanlage, Aktive Kalibrierung, Zuverlässigkeit, Lebensdauer, Alterung

Kurzreferat

Leistungshalbleiter werden in Windenergieanlagen, Elektroautomobilen und vielen anderen Applikationen eingesetzt, bei denen die elektrische Energie in eine spezielle Form zu wandeln ist, um etwa Netzeinspeisung bei Windenergieanlagen oder eine spezifische Beschleunigung bei Elektroautomobilen zu realisieren. Bei ihrem Einsatz altern sie, dabei spielen Lastwechsel eine besondere Rolle. Es wird untersucht, welche Aspekte eine wichtige Rolle bei der Lastwechselbelastung einnehmen, wie sie zu berechnen und zu berücksichtigen sind. Am Beispiel von Leistungsmessdaten zweier an der mittelnorwegischen Küste betriebenen Windenergieanlagen wird beispielhaft gezeigt, wie die Lastwechselbelastung ermittelt werden kann. Im Rahmen der Arbeit wurde ein modularer 2000A Lastwechseltester entwickelt, gebaut und in Betrieb genommen, der mit einer neuen $V_{CE}(I)$ Kalibriermethode, der Aktiven Kalibrierung, ausgerüstet ist. Tester und Kalibriervorgang werden vorgestellt und im Detail diskutiert. Auf dieser Basis werden Perspektiven aufgezeigt, wie Lastwechseltester zukünftig optimiert gestaltet und die Messmethoden zur Alterungsbestimmung in die Applikation überführt werden können.

Abkürzungsverzeichnis

AVT	Aufbau- und Verbindungstechnik
CTE	Coefficient of Thermal Expansion, thermischer Ausdehnungskoeffizient
DFIM	Doubly Fed Induction Machine, Doppelt gespeiste Asynchronmaschine
DUT	Device Under Test, Prüfling
EOL	End Of Life - Lebensdauerende
ESB	Ersatzschaltbild
FMEA	Fehlermöglichkeits- und -einflussanalyse
IHM	Leistungshalbleitergehäuse von Infineon für Sperrspannungen bis 1,7kV
IHV	Leistungshalbleitergehäuse von Infineon für Sperrspannungen bis 6,5kV
k_B	Boltzmann-Konstante = $1,380 \cdot 10^{-23} \text{ JK}^{-1}$
N_f	Anzahl der Zyklen bis Lebensdauerende
n_i	Eigenleitungsdichte im Halbleiter
NTV	Niedertemperaturverbindung
PC	Power Cycling, Durchführung eines Lastwechseltests
P_v	Verlustleistung, [W]
SAM	Scanning Acoustic Microscope, Ultraschallmikroskop
SM	Synchronmaschine
T	Temperatur allgemein, [°C]
T_c	Gehäusetemperatur, C=Case, [°C]
T_{extern}	Eine außerhalb des Leistungshalbleitergehäuses gemessene Temperatur, [°C]
T_{inlet}	Einlasstemperatur des Kühlmediums in den Kühler, entspricht üblicherweise der Bezugstemperatur im thermischen Ersatzschaltbild, [°C]
T_{intern}	Eine innerhalb des Leistungshalbleitergehäuses gemessene Temperatur, [°C]
T_m	Mittlere Temperatur, meist mittlere Sperrschichttemperatur, [°C]
t_{off}	Ausschaltzeit oder Abkühlzeit, [s]
t_{on}	Einschaltzeit oder Aufheizzeit, [s]
T_{outlet}	Auslasstemperatur des Kühlmediums nachdem es den Kühlkörper durchflossen hat, [°C]
T_i	Sperrschichttemperatur, [°C]

T_{vj}	Virtuelle Sperrschichttemperatur, wird in der Literatur teils auch vereinfachend mit T_i benannt, [°C]
$T_{vi,max}$	Maximale oder obere virtuelle Sperrschichttemperatur, [°C]
$T_{vi,min}$	Minimale oder untere virtuelle Sperrschichttemperatur, [°C]
t_{zyklus}	Zykluszeit, [s]
V_{CE}	Kollektor (C) –Emitter (E) – Spannung (V) des Halbleiters. Sie wird nicht U als Spannungssymbol verwendet, sondern V, da dies in der Industrie so üblich ist. [V]
WEA	Windenergieanlage
ΔT	Temperaturdifferenz allgemein, [K]
ΔT_c	Gehäusetemperaturdifferenz, [K]

1 Einleitung

Über diese Arbeit

Diese Dissertationsschrift ist dem übergeordneten Thema Lastwechselbelastung gewidmet, in weiten Teilen spezialisierend auf die für Offshore Windenergieanlagen vorgesehenen Leistungshalbleiter. Der erste Teil der Arbeit (Kapitel 2) behandelt grundlegende und literaturseitig bekannte lastwechselbasierte Zuverlässigkeitsaspekte. Nach der Definition relevanter Begrifflichkeiten werden die Aufbau- und Verbindungstechnologien vorgestellt, gefolgt von den ihr zuordenbaren lastwechselbasierten Ermüdungs- und Ausfallmechanismen und darauf aufbauende Modelle, bei welchen gezielt deren Schwächen herausgearbeitet werden. Das Kapitel schließt mit einer Diskussion bekannter Lastwechseltestkonzepte, mit welchen die heute vorhandenen Lebensdauerkurven gewonnen werden.

Im zweiten Teil (Kapitel 3) werden die speziell in Offshore Windenergieanlagen lastwechselbeeinflussenden Größen untersucht, wobei die der Leistungsstufe zuordenbare Maximierung der Leistungsdichte durch Erhöhung der Sperrschichttemperatur und die Optimierung der Kühlung im Mittelpunkt stehen. Beispielrechnungen stellen den Bezug der Annahmen zur Realität her. Es wird gezeigt, wie auf Basis ins Netz gespeister Leistung auf die den Leistungshalbleiter belastenden Temperaturwechsel geschlossen werden kann. Ergebnis ist ein Lastwechselportfolio für zwei an der norwegischen Küste stehende und mit auflandigem Wind gespeiste Multimegawatt Windenergieanlagen.

Im dritten Teil (Kapitel 4) wird ein neuer, modularer 2000A-Lastwechseltester vorgestellt, der auf den bisherigen Konzepten aufsetzt, jedoch auf die Bedürfnisse und Besonderheiten für Leistungshalbleiter der Offshore Windenergieapplikation angepasst ist. Dieser Tester wurde an der TU Chemnitz entwickelt und dort in Betrieb genommen. Er entstand im Rahmen eines multinationalen Forschungsprojektes¹, an dessen Ende die Grundlagen, speziell auch die der Zuverlässigkeit, für die Realisierung von 50GW Offshore Windenergie in der Nordsee erarbeitet sein sollen. Implementiert ist ein neues Verfahren zur Kalibrierung der Leistungshalbleiter, welches den bisherigen passiven Kalibriervorgang um mehr als Faktor 50 zeitlich verkürzt, bestimmte systematische Fehler eliminiert und ohne Zusatzequipment auskommt.

¹ „Power Electronics for Reliable and Energy Efficient Renewable Energy Systems“, Projektverantwortlich: SINTEF Energy Research, Norwegen, Projektlaufzeit 2009-2013

Auf Basis der dabei gewonnenen Erfahrungen wird ein Vorschlag erarbeitet, wie ein Lastwechseltester, speziell dieser Größenordnung, zukünftig optimiert gestaltet werden kann, welche historisch gewachsenen Eigenschaften aufgrund des Fortschritts überholt sind und wo Optimierungspotential steckt. Das vorgestellte Konzept ist flexibler in der Nutzung, aufwandsärmer im Rüsten, kostengünstiger als bestehende Lösungen und, in Kombination mit der Aktiven Kalibrierung, fehlerärmer in der Ergebnisgenerierung. Abschließend wird ein Vorschlag bezüglich der Applikationsintegration der diskutierten Lastwechseltestmethoden formuliert: Die Überführung der bei Lastwechseltests vorhandenen Sensorik in die Applikation. In Verbindung mit dem Verfahren der Aktiven Kalibrierung wird eine Möglichkeit vorgeschlagen, die Alterung und entsprechend das Lebensdauerende direkt in der Applikation zu verfolgen und zu bestimmen.

Motivation

Leistungshalbleiter finden sich in vielen Anwendungen, in Windenergie- und Fotovoltaikanlagen, in Hybrid- und Elektroautomobilen aber auch in industriellen Antrieben und Pumpen aller Art und Größe, angefangen bei der Größe einer Streichholzschachtel bis hin zur Größe eines Einfamilienhauses und teils noch größer. Sie bewirken eine Anpassung der erzeugten elektrischen Energie an das nach Spannung und Frequenz standardisierte Netz im Falle regenerativer Energieerzeugung oder eine Wandlung der in welcher Form auch immer vorhandenen elektrischen Energie in eine vom Verbraucher gerade benötigte. Sie können flexibel und skalierbar eingesetzt werden.

Im Betrieb entsteht Verlustleistung, die zu einem Temperaturanstieg des Halbleiters führt. Unterschiedliche einsatzspezifische Gegebenheiten (z.B. unterschiedliche Windgeschwindigkeiten bei einer Windenergieanlage) führen dabei zu unterschiedlichen Temperaturerhöhungen. Folgen verschiedene dieser Gegebenheiten aufeinander (z.B. der Verlauf der Windgeschwindigkeit über den Tag gesehen), so spricht man von Lastwechseln. Diese führen zu zeitlich aufeinanderfolgende Temperaturzustände im Halbleiter, der Lastwechselbelastung. Mit jedem Lastwechsel hohen Temperaturhubs altern und ermüden die Leistungshalbleiter. Was altert, ist jedoch nicht der Halbleiterchip, vielmehr sind es die ihn umgebenden Dinge, die zur Realisierung seiner Funktionalität benötigt werden. Es ist die Aufbau- und Verbindungstechnik, welche die Schwachstelle bildet und bei den meisten Lastwechselzyklen im plastischen Bereich deformiert und Verformungsenergie akkumuliert. Fortschreitende Alterungs- und Ermüdungserscheinungen bewirken eine Reduktion der Funktion der Leistungshalbleiter bis hin zu einem Erlöschen der Funktion, dem Ausfall. Neue Technologien in der Aufbau- und

Verbindungstechnik haben in den letzten Jahren enorme Verbesserungen gebracht, so dass entweder die Zyklenanzahl der Lastwechsel bis Lebensdauerende deutlich erhöht werden konnte, oder bei gleicher Lebensdauer die Leistungsdichte stieg.

Mithilfe von Lastwechseltests, auch Power Cycling Tests genannt, werden die Lebensdauerkurven der Leistungshalbleiter, eine weitgehend applikationsneutrale und standardisierte Datenbasis, generiert. Diese spielt eine große Rolle, sowohl für den Hersteller der Leistungshalbleiter, dem sie als Referenz für weiterentwickelte Produkte oder Technologien dient, als auch für den Anwender, welcher die in der Anwendung erwarteten Lastwechsel an den Lebensdauerkurven spiegelt, um so auf die zu erwartende Lebensdauer und folglich auf die Tauglichkeit seiner Auslegung zu schließen. Dieses klapprige Gerüst steht und fällt mit der Qualität der Lastwechseltestresultate. Qualität adressiert in diesem Zusammenhang die Beachtung der bekannten, das Ergebnis beeinflussenden Faktoren beim Lastwechseltest, das einfließen lassen dieser Erkenntnisse in die Auswertung sowie Darstellung der Ergebnisse und letztlich auch die Berücksichtigung der dann verfügbaren Informationen bei der Berechnung der Lebensdauer.

Die Berücksichtigung des Lebensdauerverbrauchs von Leistungshalbleitern ist essentiell für die Wirtschaftlichkeit einer Windkraftanlage. Abhängig von Windprofil, thermischer Auslegung des Umrichters, Wahl der Leistungshalbleiter und Steueralgorithmus des Controllers altert bzw. ermüdet der Leistungshalbleiter mehr oder weniger schnell. Entsprechend tritt früher oder später das Ende der Lebensdauer ein, worauf der Ausfall folgt. Ein Ausfall des Leistungshalbleiters erfolgt plötzlich und bedeutet einen Totalausfall der Windenergieanlage. Da mit einer Ermüdung meist erhöhte Temperatur und Verlustleistung einhergehen, dürften übertemperaturbedingte Ausfälle bevorzugt bei hohen Windstärken, also bei hoher Auslastung der Windenergieanlage passieren. Nach dem Ausfall kann solange kein Strom ins Netz gespeist werden, bis eine Reparatur, meist ein Wechsel der gesamten Umrichterendstufe erfolgt ist. [IWS09] beleuchtet die Erreichbarkeit von Offshore-Windenergieanlagen in Abhängigkeit der Wassertiefe. Es wird ein Zusammenhang zwischen Wassertiefe und der Anzahl der „Weather Days“ dargestellt. Ein Weather Day ist ein Tag, an dem die Wellen über 1,50m Höhe erreichen, die Zugänglichkeit zur Windenergieanlage per Boot ist dann nicht gegeben. Speziell in den Herbst- und Wintermonaten kann dies an mehr als 20 Tagen pro Monat der Fall sein. Entsprechend steht die Windenergieanlage bei alterungsbedingtem Ausfall der Leistungshalbleiter dann besonders lange still, wenn die Energieausbeute durch starken Wind besonders hoch wäre. Auf der

anderen Seite bedeutete eine maßlose Überdimensionierung vermutlich zwar keinen Ausfall während der erwarteten Betriebsdauer, wohl aber unnötig hohe Ausgaben für die überdimensionierten Leistungshalbleiter. Es kommt, wie bei anderen technischen Aspekten auch, auf die Ausgewogenheit an: „So gut wie nötig, nicht so gut wie möglich“, auch wenn dies, wie im weiteren Verlauf der Arbeit noch beleuchtet, mit heutigen Methoden kaum erreichbar ist.

Sehr problematisch, weil sehr teuer, wird zudem folgender Fakt: Werden mehrere Windenergieanlagen desselben Typs (also gleicher Nennleistung und gleicher leistungselektronischer Auslegung) im selben Windpark betrieben und wird für diese Anlagen eine vergleichbare Be- und Auslastung unterstellt, so verbraucht sich auch die Lebensdauer der Leistungshalbleiter gleich schnell. Folglich ist es bei einem erstmals auftretenden lebensdauerbedingtem Ausfall nur eine Frage der Zeit bis auch die anderen baugleichen Anlagen des Windparks alterungsbedingt ausfallen. Die Auslegung der Lebensdauer ist eine Frage des Designs, welche in der Entwicklungsphase des Umrichters zu berücksichtigen ist. Fehler in der Auslegung der Lebensdauer sind also Designfehler. Sie betreffen alle baugleichen Anlagen (Design) bei vergleichbarer Belastung (Umwelteinfluss). Folgende stark vereinfachte Rechnung soll die Größenordnung benennen, innerhalb derer sich die Folgen eines lebensdauerbedingten Ausfalls bewegen: Es sei ein Windpark mit einer Nennleistung von 120MW, bestehend aus 24 Stück 5MW Windenergieanlagen angenommen. Außerdem sei die Annahme getroffen, dass eine der Anlagen in einem Wintermonat ausfällt und 20 Tage nicht erreichbar ist. Es soll eine mittlere Auslastung von 80% bezogen auf den Nennwert der Anlage unterstellt werden.

Die geschätzte, in 20 Tage nicht eingespeiste Energie beläuft sich folglich auf:

$$E_{\text{verloren}} = 80\% \cdot 5MW \cdot 20Tage \cdot 24 \frac{h}{Tag} = 1.920.000 kWh$$

Sofern der Ausfall tatsächlich Alterungseffekten des Leistungshalbleiters geschuldet ist, und die anderen 5MW- Anlagen baugleich sind und sie zueinander stets vergleichbar stark ausgelastet wurden, kann eine vergleichbare Alterungsrate der Leistungshalbleiter angenommen werden. Folglich kann davon ausgegangen werden, dass in Kürze weitere Ausfälle der anderen Windenergieanlagen folgen.

2 Lastwechselbasierte Zuverlässigkeitsaspekte bei Leistungshalbleitern

2.1 Definition verwendeter Begriffe

Leistungshalbleiter

Leistungshalbleiter, aus Sicht dieser Arbeit, ist die Gesamtheit bestehend aus einem oder mehreren Halbleiterchips (heute typischerweise aus Silizium), welche in eine ihn umgebende Aufbau- und Verbindungstechnik, dem Gehäuse, fest eingebettet sind, so dass die Zielfunktion erfüllbar ist. Zielfunktion ist im Allgemeinen das zyklische Schalten hoher Ströme (einige A bis kA) und Spannungen (einige 100V bis wenige kV) zum Bereitstellen von elektrischer Energie in einer anderen als der zur Verfügung stehenden Art. Meist sind mehrere Einzelchips zu einem logischen Bauteil parallel geschaltet und mehrere logische Bauteile in einem Gehäuse, zu einer Grundsaltung vorverschaltet (z.B. Halbbrücke), untergebracht.

Zuverlässigkeit

In [KOI08] „wird unter Zuverlässigkeit allgemein die Anforderung an ein System verstanden, die geforderte oder erwartete Funktion unter gegebenen Bedingungen zu erfüllen.“ Dies greift etwas zu kurz, da Zuverlässigkeit zwar auf der Anforderungsseite richtigerweise zu spezifizieren ist, sich aber erst im fertigen System ergibt. Speziell bei Leistungshalbleitern ist diese Erweiterung sinnvoll, da, wie im späteren Verlauf der Arbeit angeführt wird, hohe Unsicherheiten mit modellbasierten Lebensdaueranalysen verbunden sind.

Alterung und Ermüdung

Bei der Zuverlässigkeit von Werkstoffen ist zwischen den häufig verwechselten Begriffen Werkstoffalterung und Werkstoffermüdung zu unterscheiden:

- **Werkstoffalterung**
= Veränderung der chemischen Eigenschaften oder/und des Gefüges eines Werkstoffes. [DIN50]
- **Werkstoffermüdung**
= Verringerung der Werkstofffestigkeit durch mechanische Wechselbelastung, wodurch bereits bei geringen Belastungen sich Risse im Materialgefüge bilden können. [RÖR06]

Eine Trennung zwischen Alterung und Ermüdung ist schwierig, da beide Effekte gleichzeitig auftreten und miteinander wechselwirken.

Lebensdauer

Lebensdauer ist eine Anzahl von Einheiten bis zu deren Erreichen das durch die Lebensdauer begrenzte System innerhalb seiner zugeordneten Funktion, ohne Beachtung von Produktionsfehlern, arbeitet. Die Lebensdauer grenzt sich insofern von der Zuverlässigkeit ab, als die Lebensdauer lediglich alterungs- und ermüdungsbedingte Ausfälle berücksichtigt. Als Einheiten der Lebensdauer können kalendarisch bezogene Zeiteinheiten (z.B. 20 Jahre ab Inbetriebnahme), benutzungsbezogene Zeiteinheiten (z.B. 15.000 Betriebsstunden) oder andere applikationsspezifische Betrachtungseinheiten (z.B. 300.000km Laufleistung eines KFZ) herangezogen werden.

Lebensdauerende und Ausfall

Das Lebensdauerende, auch EOL, End of Life genannt, ist dann erreicht, wenn der erste der das System beschreibenden Alterungsparameter um einen bestimmten prozentualen Wert von seinem jungfräulichen Wert abweicht. Das System ist zu diesem Zeitpunkt meist noch in der Lage unter Nennbedingungen zu funktionieren, steht allerdings kurz vor dem Ausfall, mit dessen Eintreten die Funktionalität gänzlich verloren geht. Jene Alterungsparameter dienen auch bei Lastwechseltests dem Bewerten des Alterungszustandes der Prüflinge.

Zyklus

Der Zyklus ist eine dimensionslose Einheit und bedeutet im Zusammenhang mit Lastwechseltests einen bei definierten Anfangsbedingungen beginnenden Temperaturanstieg gefolgt von einem Temperaturabfall. Der Zyklus ist dann beendet und wird als 1 gezählt, wenn die Anfangsbedingungen wieder erreicht wurden. Während des Zyklus wird das System durch die Zyklusparameter elektrisch und in der Folge thermomechanisch elastisch und plastisch deformierend belastet. Eine repetierende plastische Deformierung führt durch Alterungs- und Ermüdungserscheinungen zu einem „Aufbrauchen der Lebensdauer“ bis hin zum Ausfall. Der Zyklus mit seinen Parametern ist das Grundelement von Lastwechseltests. So wird die Applikation zwecks Lebensdauerbetrachtung in Zyklen zerlegt. Während eines Lastwechseltests werden spezielle Zyklen repetierend abgefahren bis eine gewisse Anzahl von Zyklen, das Lebensdauerende oder der Ausfall erreicht sind. Lebensdauerkurven zeigen die Anzahl der Zyklen bis Lebensdauerende.

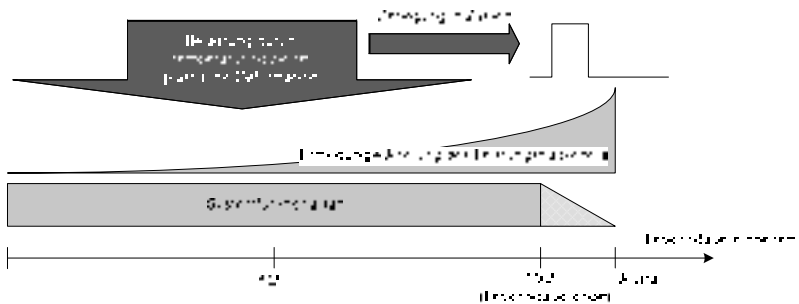


Abbildung 1: Zusammenspiel der Zuverlässigkeitsbegriffe

Temperatur

Die physikalische Größe Temperatur ist in der Leistungselektronik eines der wichtigsten Auslegungskriterien und der mit Abstand einflussreichste lebensdauerbeeinflussende Parameter zugleich. Die Auslegung betrifft in erster Linie die virtuelle Sperrschichttemperatur T_{vj} . Ein typisches Auslegungskriterium ist, die maximal zulässige Sperrschichttemperatur im Nennpunkt des Umrichters nicht zu überschreiten und gleichzeitig eine gewisse Lebensdauer zu gewährleisten. Je höher jedoch die mittlere oder Maximaltemperatur des Systems, umso schneller altert bzw. ermüdet es.

Temperatur-Absolutwert und Temperatur-Grenzwert

Der Temperatur-Absolutwert ist systemrelevant bezogen auf die physikalischen Eigenschaften einzelner Stoffe. Der Stoffverbund (also das Zusammenwirken von z.B. Chip und Substrat via Lot) ist nachrangig. So ändert z.B. ein Lot seine Eigenschaften oberhalb gewisser Temperaturen (Erweichung, Aufschmelzen). Ein Halbleiterchip verliert oberhalb gewisser Temperaturen seine Steuerbarkeit (deutlich über 200°C), da die Eigenleitungsdichte n_i der freien Ladungsträger die der Dotierungshöhe übersteigt.

Temperatur-Grenzwerte sind meist per Datenblatt oder Lebensdauerkurven gesetzte Temperatur-Absolutwerte, oberhalb derer ein unerwünschtes Verhalten einsetzen kann. Wichtigster Grenzwert ist die maximal erlaubte virtuelle Sperrschichttemperatur $T_{vj,max}$, auf die sich diverse Spezifikationen des Leistungshalbleiters beziehen (z.B. Durchlassverhalten, Schaltverhalten, Lastwechselfestigkeit).

Stationärer Temperaturgradient

Ein Temperaturgradient entlang eines Weges dT/dx tritt in leistungselektronischen Systemen auf, sobald sie in Betrieb sind und eine Verlustleistung über einem thermischen Widerstand ($=\text{Weg} \cdot x$) eine Temperaturdifferenz ($=\text{Temperaturgradient } dT$) hervorruft. Der stationäre Temperaturgradient ist mittels eines thermischen Ersatzschaltbilds und der Verlustleistung des Systems berechenbar.

Temperaturänderung bzw. Temperaturhub

Eine Temperaturänderung entsteht in einem leistungselektronischen System auf vielfältigem Weg. Maßgeblich sind:

- Änderung der Verlustleistung (z.B. durch Arbeitspunktänderung)
- Änderung der Kühlleistung:
 - Durch Variieren der Durchflussmenge
 - Durch Änderung der Bezugstemperatur (thermische Masse, üblicherweise die Kühlmiteleinlasstemperatur in den Kühler, T_{inlet})

Die Temperaturänderung über einen festen Bereich T_{min} bis T_{max} ist der Temperaturhub ΔT :

$$\Delta T = T_{\text{max}} - T_{\text{min}} \quad (1)$$

Der Temperaturhub ist die wesentliche Größe, die, bezogen auf eine Referenztemperatur (meist T_m oder $T_{vj,\text{max}}$) maßgeblich die Alterung bzw. Ermüdung des Systems in der Applikation bestimmt und somit auch beim Lastwechseltest und anderen Zuverlässigkeitstest herangezogen wird. Physikalische Ursache ist die Fehlanpassung im thermischen Ausdehnungskoeffizienten CTE der in einem Leistungshalbleiter verbundenen unterschiedlichen Materialien. Bei Temperaturänderung kommt es zu unterschiedlichen Ausdehnungen in den Stoffen und, da sie über die Grenzfläche miteinander gekoppelt sind, schließlich zur Verformung.

Mittlere Temperatur

Die mittlere Temperatur T_m wird Verbindung mit der Anzahl von Lastwechselzyklen bis EOL benutzt. Sie ist wie folgt definiert:

$$T_m = \frac{T_{\max} + T_{\min}}{2} \quad (2)$$

Das erste empirische Modell zur Voraussage möglicher Lastzyklen, siehe [HED97], verwendete als Parameter die Mittlere Temperatur T_m . Da Gleichung (1) gilt, kann auch äquivalent die untere oder obere Temperatur verwendet werden, wenn der Temperaturhub bekannt ist.

Homologe Temperatur

Die homologe Temperatur T_{hom} ist nach Gleichung (3) der Relativwert der tatsächlichen physikalischen Temperatur T eines Metalls bezogen auf dessen Schmelztemperatur T_{schmelz} :

$$T_{\text{hom}} = \frac{T[K]}{T_{\text{schmelz}}[K]} \quad (3)$$

Sie wird bei Loten oder NTV-Schichten angegeben, da deren plastische Verformung und Kriechverhalten mit steigender T_{hom} zunimmt.

2.2 Aufbau- und Verbindungstechnik von Leistungshalbleitern

Die AVT ermöglicht es, das die eigentliche Funktion ausführende Halbleiterchip zu benutzen und somit dessen erwünschte Funktion bereitzustellen. Zum einen dienen Werkstoffe zur Herstellung der Funktion (Kontaktierung und mechanischer Schutz des Halbleiterchips, Wärmeleitung und elektrische Isolation), zum anderen dienen Verfahren zur Herstellung stoffschlüssiger Verbindungen sowohl der verschiedenen Werkstoffe mit dem Chip als auch untereinander. Das daraus entstandene Ganze zur Aufnahme des Chips ist das Package, das Gehäuse. Da das Gehäuse der Ort ist, in dem die AVT umgesetzt wird, ist es sinnvoll sich die für Lastwechseltests notwendigen Grundlagen zur AVT, als auch die verschiedenen Gehäuserivate, Modul und Presspack, mit ihren jeweiligen Besonderheiten genauer zu betrachten. Sie werden in den folgenden Abschnitten erörtert. Vertiefend sei auf vorhandene Literatur verwiesen, speziell die oftmals benannte Quelle [LUT06].

2.2.1 Innerer Aufbau von Modulen

Leistungsmodule sind die Standardgehäusebauform von Leistungshalbleitern. Sie sind gegenüber der Montagefläche (üblicherweise Kühlkörper) isoliert aufgebaut und bieten somit in der Anwendung wesentliche Vorteile. Allen gemeinsam ist eine stoffschlüssige Verbindung der Chipunterseite (Kollektor) mit dem Trägermaterial (Substrat). Die Kontaktierung der Chipoberseite

(Emitter und Gate) erfolgt in der Regel durch Al-Dickdrahtbonden. Den prinzipiellen Aufbau eines Standardmoduls im Querschliff zeigt Abbildung 2.

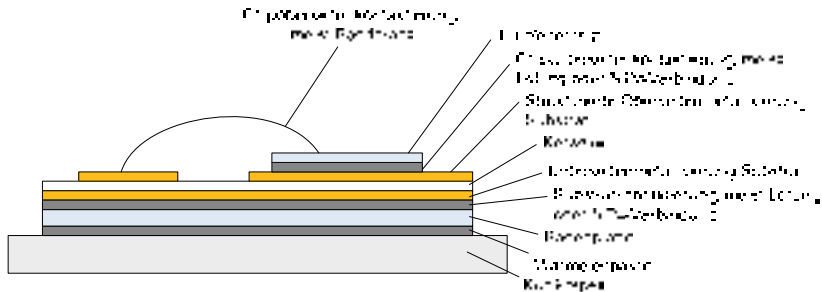


Abbildung 2: Innerer Aufbau eines Standardmoduls mit Bodenplatte

Meist ist eine große Anzahl von Chips in verschiedenen Schaltungskonfigurationen (Einzelschalter, Halbbrücken, Vollbrücken u.a.) in einem Modul integriert. In Richtung des durch Verlustleitung entstehenden Wärmefflusses vom Chip zum Kühler lassen sich herstellerübergreifend zwei Standards angeben, Module mit und ohne Bodenplatte. Bei Modulen ohne Bodenplatte entfällt zusätzlich zur Bodenplatte entweder die stoffschlüssige Substratkontaktierung per Lötten bzw. Sintern oder die Wärmeleitpaste.

Verwendete Werkstoffe und ihre Eigenschaften

Die Applikation von Halbleiterchips erfordert ein gewisses Portfolio an verschiedenen Werkstoffen mit unterschiedlichen Eigenschaften und entsprechenden Zwecken. Die wichtigsten Stoffe sind in Tabelle 1 und Abbildung 3 genannt, die üblicherweise verwendeten Schichtdicken in Tabelle 2. Die Schichtdicken des dort benannten „Standardmoduls“ werden von europäischen und Fernostherstellern gleichermaßen realisiert. Mikrophysikalische Phänomene in den eingesetzten Werkstoffen oder an den Grenzschichten bestimmen die Geschwindigkeit von Ermüdungs- und Alterungsvorgängen. An den Korngrenzen z.B. im Lot bilden sich Risse und wachsen. Rekonstruktion von Aluminiumoberflächen kann die Kurzschlussfestigkeit von IGBTs beeinträchtigen. Hervorgerufen werden diese Phänomene durch thermische Fehlanpassung der Materialschichten der eingesetzten Werkstoffe, vgl. Tabelle 1.

Werkstoff	CTE [10^{-6} /K]
Al	23,5
Cu	17,6
Si	3
Lot SnAg3,5	27,9
Substrat Al_2O_3	8,3
Substrat AlN	5,7
Bodenplatte AlSiC	7,5

Tabelle 1: Thermischer Ausdehnungskoeffizient CTE der wichtigsten Werkstoffe

Thermische Wechselbelastung (z.B. durch Lastwechsel) forciert einen zyklischen Auf- und Abbau mechanischer Verspannungen. Das Materialgefüge unterschiedlicher Werkstoffe verformt sich dabei plastisch. In der Folge bilden sich Mikrorisse, welche im Gefüge der Werkstoffe durch anhaltende zyklische Belastung zu einem Makroriss wachsen. Dieser wiederum wächst durch die Verbindungsschicht und verringert die Kontaktfläche. Die Folgen sind Bonddrahtabgang, eine Erhöhung des elektrischen Widerstandes der Chipmetallisierung oder eine Erhöhung des thermischen Widerstandes durch Degradierung der Lotschichten.

Für den isolierenden Aufbau leistungselektronischer Bauelemente wurden keramische (Al_2O_3 , AlN, Si_3N_4 , BeO) und auf organischer Basis (Epoxid, Polyimid) beruhende Isolatoren entwickelt. Einige für die Isolation in Frage kommenden keramischen Werkstoffe liegen in ihrer Wärmeleitfähigkeit in der Nähe der Metalle. BeO wird trotz der sehr guten Wärmeleitfähigkeit mit Ausnahme militärischer Anwendungen nicht mehr eingesetzt, da die bei seiner Verarbeitung anfallenden Stäube giftig sind und es bezüglich der Fertigung und Entsorgung einen hohen Aufwand verursacht.

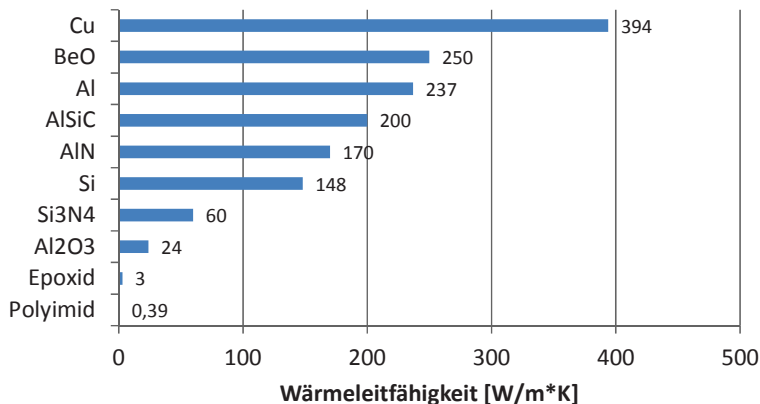


Abbildung 3: Wärmeleitfähigkeit verschiedener Materialien der Aufbau- und Verbindungstechnik, Werte aus [LUT06]

Am häufigsten werden Substrate mit Aluminiumnitrid (AlN) und Aluminiumoxid (Al₂O₃) verwendet. AlN weist gegenüber Al₂O₃ eine bessere Wärmeleitfähigkeit und höhere Isolationsspannung auf, ist jedoch in der Herstellung teurer und wird vor allem bei Hochleistungsmodulen (z.B. Traktion oder Windenergieanlagen) eingesetzt. Auch dort gibt es grundplattenlose Lösungen. Die Grundplatte besteht üblicherweise aus Cu, in einigen speziellen Hochleistungsmodulen aus dem Verbundwerkstoff AlSiC, da AlN gegenüber Cu eine stark unterschiedliche thermische Ausdehnung besitzt, der CTE von AlSiC hingegen deutlich näher an dem von AlN liegt. Organische Isolatoren Epoxid und Polyimid (Capton) weisen eine noch niedrigere Wärmeleitfähigkeit auf, besitzen jedoch eine viel höhere Durchschlagsfestigkeit und können folglich in dünneren Schichten verwendet werden. Als parasitärer Effekt nimmt die mit sinkender Schichtdicke einhergehende Erhöhung der parasitären elektrischen Kapazität der Substratoberseite (Chipbestückungsseite) zur –unterseite zu. Dies wirkt sich negativ durch damit einhergehende Verschiebestrome bei Schaltvorgängen der Halbleiter aus.

	Standard- modul Al₂O₃-basiert	Hochleistungs- modul AlN-Cu-basiert	Hochleistungs- modul AlN/AlSiC- basiert
Chiplot	50µm	50µm	50µm
Substratober- seitenmetal- lisierung	Cu: 300µm	Cu: 300µm	Cu: 300µm
Keramik	Al ₂ O ₃ : 380µm oder 630µm	AlN: 630µm oder 1000µm	AlN: 1000µm
Substratunter- seitenmetal- lisierung	Cu: 300µm	Cu: 300µm	Cu: 300µm
Systemlot	100µm oder 70µm	100µm	100µm
Bodenplatte	Cu: 3mm	Cu: 5mm	AlSiC: 5mm
Wärmeleitpaste	50µm	40µm	40µm

Tabelle 2: Typische Schichtdicken in Modulen mit Grundplatte. Schichtdicken bei DAB-Modulen identisch, Werte aus [LUT06]

Substrate

Das Substrat, in den allermeisten Fällen bestehend aus dem Materialverbund Cu-Keramik-Cu, wird wegen dessen Verbindungstechnik des Direct Copper Bonding zumeist als DCB bezeichnet. Es ist über die Substratkontaktierung (Löten oder Sintern) mit der Bodenplatte verbunden. Module ohne Bodenplatte besitzen meist auch keine solche Verbindung. Die Unterseite des Substrats ist in diesem Fall direkt über die Wärmeleitpaste mit dem Kühler verbunden. Zwar noch selten, aber in zunehmendem Maße zu beobachten, wird die DCB auf den Kühler direkt gelötet oder gesintert, wodurch die Wärmeleitpaste entfällt. 2004 wurde in [LIN04] eine mit Aluminium statt Kupfer beschichtete Keramik beschrieben, die DAB = Direct Aluminium Bonding. Zwar sind die Schichtdicken identisch, allerdings variieren die elektrischen, thermischen und mechanischen Eigenschaften der fertigen DAB verglichen zur DCB:

Elektrische Leitfähigkeit: Durch die unterschiedliche Leitfähigkeit von Cu (0,0175 Ωmm²/m) und Al (0,028 Ωmm²/m) ergibt sich bei gleichen Abmessungen bei DAB ein um Faktor 1,6 höherer elektrischer Widerstand. Inwieweit dies für die Applikation von Bedeutung ist, muss im Einzelfall bewertet werden.

Thermische Leitfähigkeit: Analog zur elektrischen ist die thermische Leitfähigkeit bei Al (ca. 250 W/(m*K)) in nahezu selbem Maße geringer als bei Cu (ca. 390 W/(m*K)) und führt damit bei gleichen Schichtdicken zu erhöhten thermischen Widerständen.

Thermische Kapazität: Durch das geringere spezifische Gewicht von Al verglichen mit Cu ist die thermische Kapazität bei DAB geringer als bei DCB. Dies wirkt sich insbesondere bei Arbeitspunktverschiebungen bzw. Verlustleistungssprüngen aus. Die DAB-Wärmekapazität ist schneller „geladen“, die Sperrschichttemperatur ändert sich entsprechend schneller.

Lot- und Sinterschichten

Lote sind die bevorzugte Verbindungstechnologie des Chip mit dem Substrat und des Substrats mit der Bodenplatte (sofern vorhanden). Ursprünglich wurden bleihaltige Lote eingesetzt. Diese wurden in den letzten Jahren, zunehmend durch die geforderte RoHS-Konformität mit bleifreien Loten ersetzt. Typischerweise besteht eine Lotschicht aus mehreren intermetallischen Phasen. Beteiligt an ihnen sind auch die Materialien der durch die Lotschicht verbundenen Werkstoffe, so die Chipmetallisierung und vor allem Kupfer aus der DCB.

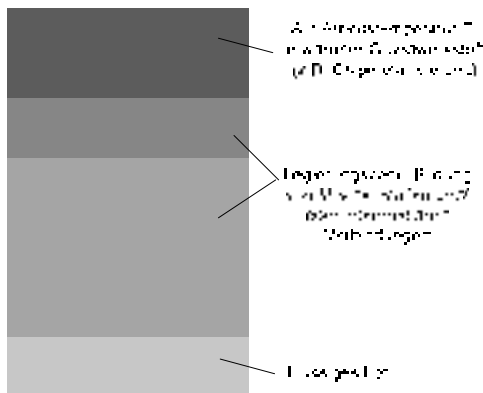


Abbildung 4: Aufbau einer Lötverbindung während des Lötprozesses, Darstellung in Anlehnung an [BAL05]

Lote werden im Betrieb auf Temperaturen nahe der maximal erlaubten Sperrschichttemperatur des Halbleiters erhitzt. Bei neuen IGBT-Generationen können dies 175°C sein, vgl. [IFX12]. Abzusehen sind 200°C in nächster Zukunft [HER09, THN08A]. In Verbindung mit dem Schmelzpunkt der

eingesetzten Lote bedeutet dies, dass die Lote bis zu homologen Temperaturen von $> 0,9$ eingesetzt werden. Die Folgen sind entsprechend ausgeprägtes Kriechen und Rissbildung.

In den letzten Jahren wurde zunächst das Sintern [GOL06, AMO05] auf Leistungshalbleiter angewandt und mit dem Diffusionslötten [GUH10] eine neue Verbindungstechnologie eingeführt. Beide erhöhen den Schmelzpunkt der Verbindungsschicht und reduzieren damit deren homologe Temperatur, in dessen Folge das Kriechverhalten und die Rissbildung reduziert werden.

Bonddrähte

Der Oberseitenkontakt des Chips zu anwenderseitigen Anschlusspunkten hin wird üblicherweise mit Bonddrähten realisiert. Diese gehen entweder von Substratoberfläche zu Chipoberfläche oder aber direkt von Chip zu Chip, wobei mehrere Drähte pro Halbleiterchip in Parallelschaltung gebondet werden, um die geforderte Stromtragfähigkeit zu realisieren. Bonds setzen dem sie durchfließenden Strom einen elektrischen Widerstand entgegen. Zusätzlich sind sie über die Chipoberflächenmetallisierung thermisch nahezu direkt an die Sperrschicht des Halbleiters angebunden. Durch ihre sehr geringe Masse und damit gekoppelte niedrige thermische Kapazität begründet sich die niedrige thermische Zeitkonstante im unteren ms-Bereich. Bonddrähte werden ursächlich durch Lastwechsel hoch belastet und stellen eine der wichtigsten Fehlerstellen im Modulgehäuse dar.

Wärmeleitpaste

Die Wärmeleitpaste bildet die thermische Kopplung von Leistungshalbleiter zu Kühlkörper. Sie wird in Moduldatenblättern typischerweise in Form eines thermischen Widerstands R_{thch} zwischen Kühlkörper und Modulgehäuse beschrieben. Presspacks hingegen werden auch „trocken“, ohne Wärmeleitpaste eingepresst.

Ein Hauptproblem nach [LUT06] ist das Aufbringen der Wärmeleitpastenschicht. Da sie sehr dünn ist (unterer zweistelliger μm -Bereich) lässt sie sich nur schwer gleichmäßig realisieren. Dadurch kommt es zu lokalen Schwankungen im thermischen Widerstand der Materialschicht, was wiederum Einfluss auf das thermische Verhalten des Systems Kühlkörper – Leistungshalbleiter hat. In Bezug auf Langzeitstabilität ist die Auswahl der korrekten Paste sehr wichtig. Manche Pasten ändern Ihre Zusammensetzung, zersetzen sich, verschlechtern die thermische Leitfähigkeit mit der Zeit und beschleunigen die Alterung des Leistungshalbleiters erheblich.

Neue Entwicklungen auf diesem Gebiet gehen dahin, dass Module schon beim Hersteller mit Wärmeleitpaste versehen werden. Die Prozess- und

Materialverantwortung wird daher vom Anwender zum Modulhersteller verschoben. Es handelt sich hierbei um eine Paste, welche nach Aushärten eine wachsartige Konsistenz annimmt und sich nach Montage beim ersten Erwärmen in die Grenzschichten zwischen Kühlkörper und Leistungshalbleiter einpasst. Jedoch wird spezielle Verpackung für den berührungsfreien Transport notwendig. [IFX10B, IFX10C] zeigen dieses Prinzip und gehen auf die relevanten technischen Eigenschaften der Wärmeleitpaste ein. Neue Kühltechniken, die eher im Antriebsstrang von Elektro- oder Hybridfahrzeugen Anwendung finden (z.B. PinFin) optimieren diesen vom Wärmefluss gesehen schlechtesten Übergang durch direktes Sintern oder Löten des Substrates auf den Kühler.

2.2.2 Innerer Aufbau von Presspacks

Presspacks, auch Scheibenzellen genannt, sind druckkontaktierte Leistungshalbleiter. Entgegen den Modulen werden keine Lötverbindungen zur Flächenkontaktierung der Chips benutzt.

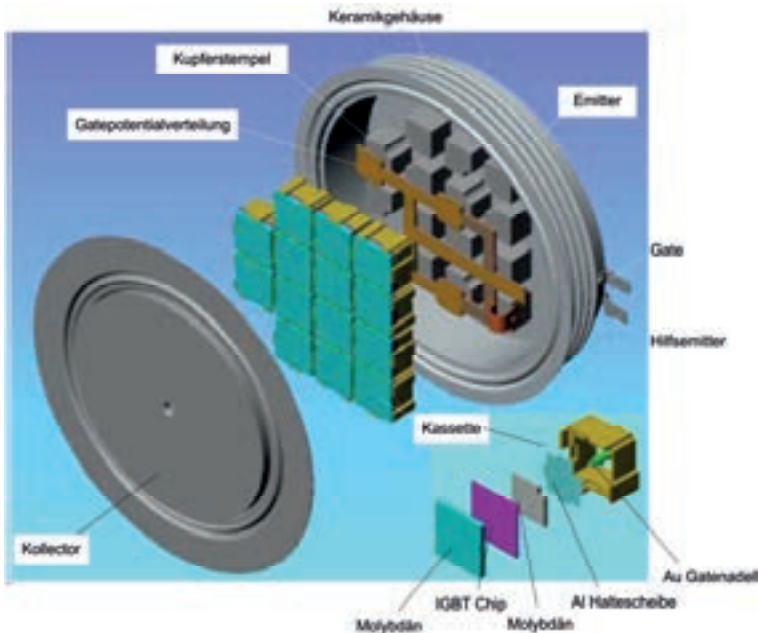


Abbildung 5: kommentierter Aufbau eines IGBT Presspack. Typ: T0900TA54E von IXYS UK. Aus [WAN05].

Die von Dioden, Thyristoren und GTOs bekannten und seit vielen Jahrzehnten im Einsatz befindlichen runden Keramikgehäuse wurden um die Jahrtausendwende für die Benutzung mit kleinflächigen IGBT Chips adaptiert. Bis dahin war das Halbleiterchip stets aus einem Wafer fabriziert. Für kleinflächige IGBT- oder Freilaufdiodenchips musste ein anderer innerer Aufbau entwickelt werden. Ein Materialstapel, bestehend aus zu beiden Seiten mit Molybdänplättchen und einem Halteplättchen flankiertes Chip wird in der Kassette eingelegt. Die Kassetten wiederum werden, wie in Abbildung 5 illustriert, in dem Keramikgehäuse nebeneinander angeordnet, wobei jeder Kassette ein massiver Stempel aus Kupfer für die Emittterkontaktierung zugeordnet ist. Ein verzweigter Pfad bringt das Gatepotential vom äußeren Treiberanschlussfährchen in das Gehäuse. Kleine auf das Chip drückende Federnadeln realisieren den Gatekontakt. Die innere Struktur von Presspacks ist, anders als bei Modulen, stark herstellerabhängig. Die beschriebene Umsetzung ist eine Lösung der Fa. IXYS UK (ehemals Westcode).

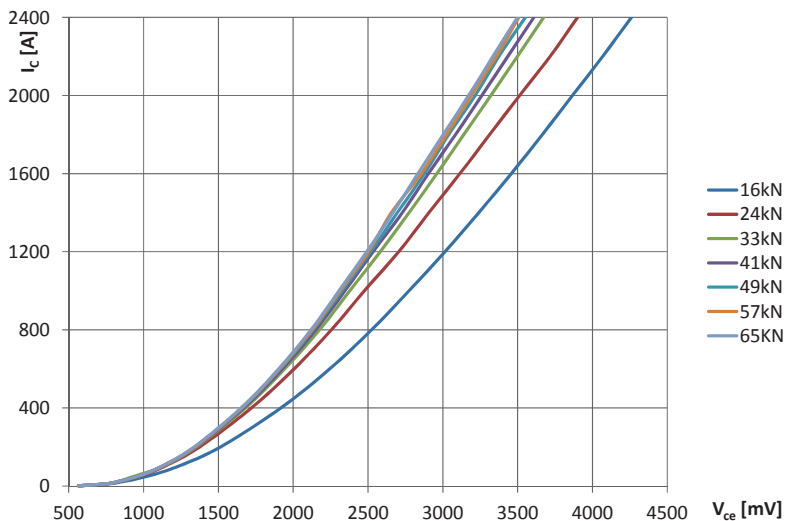


Abbildung 6: Abhängigkeit der Durchlasskennlinie $I_c = f(V_{CE})$ eines 1600A Presspacks von der Anpresskraft F . Typ: T1600GB45G von IXYS UK. Messungen bei Raumtemperatur und $V_{GE} = 15V$. Erlaubter Bereich der Anpresskraft laut Datenblatt: 50-70kN

Der innere Aufbau bedingt einen weiteren Unterschied zum Modul, der jedoch herstellerunabhängig gleich ist: Die elektrische Kontaktfläche ist gleichzeitig die Kontaktierung zur Kühlung, folglich existiert keine Isolation vom elektrischen Kreis zum Kühlkreislauf. Dies ist besonders bei der Konstruktion zu berücksichtigen, da über leitfähiges Kühlmedium ein parasitärer Strom zwischen Kühlerflächen unterschiedlichen Potentials fließen kann.

Die Funktion des Presspacks wird hergestellt, indem beidseitig, seltener einseitig, Kühlkörper angelegt werden und mithilfe eines Spannverbandes mit hoher Kraft (einige 10kN) zusammengepresst werden. Die elektrischen Eigenschaften sind abhängig von der Anpresskraft, zu geringe Kräfte erzeugen erhöhte Durchlassspannungen, im laut Datenblatt definierten Bereich ist der Unterschied jedoch gering, wie die Messreihe in Abbildung 6 zeigt. Der Druck bzw. die Anpresskraft benötigt eine hohe Flächenhomogenität, da jede Kassette selektiv eine definierte Anpresskraft benötigt. Druckinhomogenität erzeugt Unsymmetrie bei der Stromaufteilung zwischen den Chips.

2.2.3 Thermische Modellierung von Leistungshalbleitern

Eine Übersicht über die Thematik liefert [LUT06]. Thermische Netzwerke ermöglichen die mathematische Beschreibung des Temperaturganges im Leistungshalbleiter in Abhängigkeit von der Zeit und des Ortes. Je nach benötigtem Detaillierungsgrad kommen ein- bis dreidimensionale Modelle infrage. Oft von ausreichender Genauigkeit und in jeder Halbleiterspezifikation enthalten sind eindimensionale thermische Ersatzschaltbilder. Dort wiederum werden das Foster-Modell und das Cauer-Modell unterschieden.

Das Foster-Modell wird zur Angabe der R_{th} - und Z_{th} -Werte in Datenblättern von Modulen und Kühlern verwendet. Die Bestimmung der thermischen Impedanz eines Bauteils aus der Messung liefert ebenfalls ein Foster-Netzwerk. Die hier enthaltenen R' und C' spiegeln nicht die physikalischen Schichten wider, sondern entsprechen Best-Fit-Werten, mit welchen die gemessene Kurve der modellierten Kurve angenähert wird.

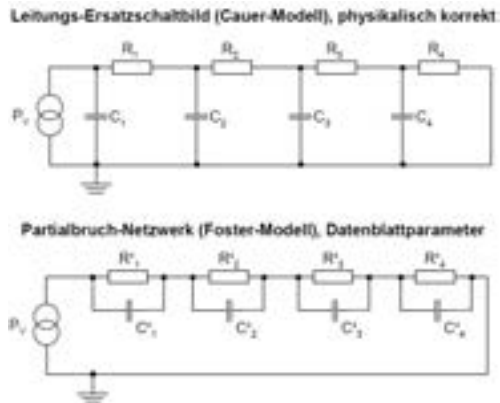


Abbildung 7: Eindimensional thermische Ersatzschaltbilder. Aus [LUT06]

Im Gegensatz dazu ist im Cauer-Netzwerk die selektive Abbildung aller Materialschichten möglich. Entsprechend wird es für Simulationen herangezogen. Sind die verwendeten Werkstoffe, geometrischen Abmessungen und Materialkennwerte bekannt, können die einzelnen Wärmewiderstände R_{thv} (4) und Wärmekapazitäten C_{thv} (5) aus physikalischen Materialkonstanten abgeleitet werden:

$$R_{th} = \frac{1}{\lambda} \cdot \frac{d}{A} \quad (4)$$

$$C_{th} = c \cdot \rho \cdot d \cdot A \quad (5)$$

wobei:

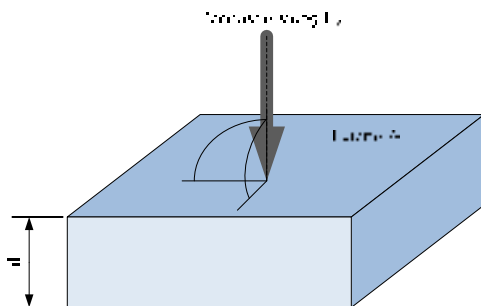
d = Dicke der Schicht

A = Fläche

λ = spezifische Wärmeleitfähigkeit

c = spezifische Wärmekapazität

ρ = spezifische Dichte.



**Abbildung 8: Bestimmung von R_{th} und C_{th} aus Geometrie und Materialparametern.
Nach [LUT06]**

Damit ist eine Modellierung des behandelten Systems aus Geometrie und Materialdaten möglich. Berechnungen werden, wie in Tabelle 3 dargestellt, im thermischen Netzwerk analog zu den Regeln des elektrischen Netzwerkes durchgeführt. Die Zusammenhänge von Spannung, Strom, Widerstand und Kapazität gelten analog in Verbindung mit Knoten- und Maschengleichungen. Thermische Induktivitäten sind jedoch physikalisch ausgeschlossen, da es keine Ausgleichsenergieform zur thermischen Energie gibt, analog dem Duett von elektrischer und magnetischer Energie. Folglich sind auch keine thermischen Schwingungen von sich heraus möglich.

Elektrische Größe	Thermische Größe
Strom I [A]	Verlustleistung P_v [W]
Spannung U [V]	Temperaturdifferent ΔT [K]
Elektrischer Widerstand R [Ω]	Thermischer Widerstand R_{th} [K/W]
Elektrische Kapazität C [F]	Thermische Kapazität C_{th} [Ws/K]
$R = U / I$	$R_{th} = \Delta T / P_v$
$I = C * dU/dt$	$P_v = C_{th} * d\Delta T/dt$
$\tau = R * C$	$\tau_{th} = R_{th} * C_{th}$

Tabelle 3: Äquivalente Größen und Beziehungen zwischen elektrischem und thermischem Netzwerk

Zu beachten ist, dass Foster- und Cauernetzwerke für den transienten thermischen Zustand nicht zu einem Gesamtnetzwerk kombinierbar und aufgrund des unterschiedlichen mathematischen Ansatzes nur unter besonderen Voraussetzungen vergleichbar sind. Die besondere Voraussetzung ist der

stationäre thermische Zustand, in dem die thermischen Kapazitäten als voll geladen angesehen werden können.

Im transienten thermischen Zustand gilt, dass bei Foster alle RC-Glieder zur selben Zeit von ein- und demselben Wärmestrom P_v durchströmt werden, wohingegen bei Cauer die Durchströmung der an Masse liegenden RC-Glieder erst dann in voller Höhe erfolgt, wenn die an der P_v -Quelle sich befindenden geladen sind. Folglich kann in der Rechnung ein mittels Foster modellierter Leistungshalbleiter nicht auf einen Cauer-modellierten Kühlkörper „gesetzt“ werden. Eine solche mathematische Aneinanderreihung würde bedeuten, dass unmittelbar nach einem angenommenen Verlustleistungssprung der Höhe ΔP_v eben dieser Sprung auch gleichzeitig in den Kühlkörper eingepreßt würde. Dies ist aber physikalisch nicht korrekt, da nach Cauer zunächst die an der Verlustleistungsquelle sitzenden Kapazitäten geladen werden und der ΔP_v -Sprung mit den thermischen Zeitkonstanten des Leistungshalbleiters verzögert im Kühler ankommt. Auch zwei selektiv richtig berechnete Foster-Netzwerke können aus demselben Grund nicht zu einem Foster-Gesamtnetzwerk kombiniert werden.

Ein Fosternetzwerk ist zudem nur dann korrekt, wenn bei dessen Ermittlung genau 2 Bezugspunkte berücksichtigt wurden (meist Sperrschichttemperatur T_{vj} und beispielsweise die Gehäusetemperatur T_d), wobei nur in einem der Punkte P_v eingespeist wurde und an diesem Punkt die Temperatursprungantwort ermittelt wurde. Mehr als 2 physikalisch existierende Punkte sind in einem Fosternetzwerk nicht abbildbar. Erlaubt ist hingegen die Kombination von Cauer-Netzwerken, da hier das nicht sprunghafte Einprägen des Wärmestroms physikalisch korrekt modelliert wurde.

Vergleichbar sind Foster- und Cauer-Netzwerke bezüglich eines Probanden nur dann, wenn das Fosternetzwerk über den auch mit Cauer abgebildeten Bereich in *einer* mathematischen Evaluierung ermittelt wurde, wenn es also genau ein Netzwerk ist und nicht aus ggf. mehreren Netzwerken zusammengesetzt wurde. Dann sind Temperaturantworten des Systems auf Verlustleistungssprünge dieselben.

2.3 Lastwechselbasierte Ermüdungs- und Ausfallmechanismen

Die meisten Ermüdungs- und Fehlermechanismen der Aufbau- und Verbindungstechnik werden ausgelöst oder beschleunigt durch den thermomechanischen Stress bei Temperaturzyklen, wie sie bei Lastwechseltests auftreten. Grundlegendes Wissen dazu ist notwendig, um die Alterung des Prüflings erfassen zu können. Eine Übersicht, der im weiteren Verlauf des Kapitels beschriebenen Einzelfehler und deren Folgeerscheinungen, liefert Abbildung 9.

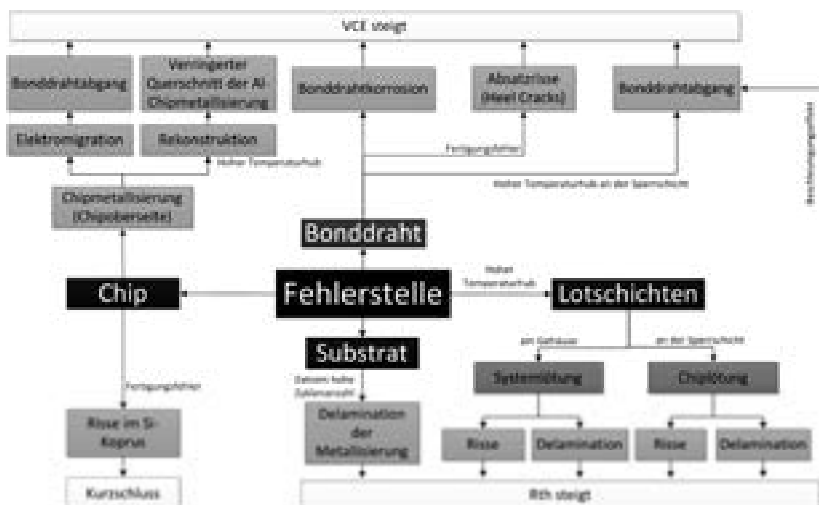


Abbildung 9: lastwechselbasierte Fehler bei Leistungsmodulen, unterteilt nach Fehlerstellen

2.3.1 Fehlerstelle Bonddraht

Bonddrahtabgang

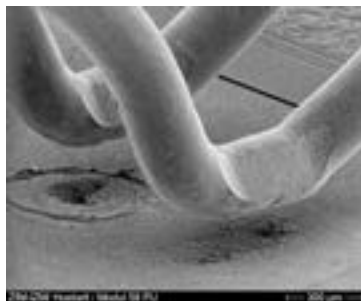


Abbildung 10: Bonddrahtabgang als Folge von Lastwechseln. aus [LUT06]

Bonddrahtabgang, auch Bond Lift-Off genannt, ist ein typischer Ausfallmechanismus bei Lastwechseln. Nach Bonddrahtabgang ist der elektrische Kontakt des Bonds zum Chip unterbrochen. Abbildung 10 zeigt Bonddrähte eines Leistungsmoduls nach Unterbrechung; unter dem hinteren Bonddraht hat nach Abgang ein Lichtbogen noch einen Krater erzeugt.

Bonddrahtabgang wurde bisher typischerweise nicht an der Grenzfläche, sondern im Bonddraht beobachtet. Neueste Beobachtungen zeigen aber auch einen Abgang an der Grenzfläche [HER11A]. Die Rückstände von Material des Bonddrahts sind auch in Abbildung 10 zu sehen. Ein Abgang des Bonds auf der Substratseite ist selten, da in diesem Bereich geringere Temperaturen auftreten und die Differenz im thermischen Ausdehnungskoeffizient zwischen Aluminium und Kupfer geringer ist. Diese ursächliche Verknüpfung sollte jedoch nach Meinung des Autors bei der gleichzeitigen Verwendung von Alubonds und DAB bzw. Kupferbonds und DCB entfallen.

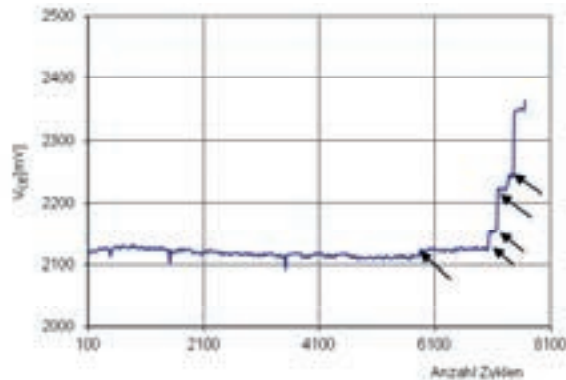


Abbildung 11: Anstieg von V_{CE} eines IGBT im Lastwechseltest als Folge von Bonddrahtabgang. Standardmodul mit Grundplatte, Lastwechsel mit $\Delta T_{vj}=131K$, aus [AMO06B]

Während eines Lastwechseltests kann die Bondhaftung verfolgt werden, wenn die Durchlass-Spannung bei gleichem Vorwärtsstrom und gleicher Temperatur über der Zahl der Zyklen aufgetragen wird. Abbildung 11 zeigt ein typisches Verhalten des Spannungsabfalls V_{CE} bei einem IGBT im beispielhaften Lastwechsel bei $T_{vj}=131K$. Die markierten Sprünge im Verlauf zeigen den Abgang jeweils einzelner Bonddrähte. Der Abgang von Bonds führt zu erhöhtem Spannungsabfall V_{CE} , damit steigt bei gleichem Strom die durch das Package erzeugte Verlustleistung, aber auch die Stromverteilung auf der Chipoberseitenmetallisierung dürfte sich ändern hin zu örtlich erhöhten Stromstärken.

Wie bei den Lastbonds kann es auch beim Gatebond zu Lift-Off kommen, obwohl der Gatebond von Strom kaum belastet ist. Der Effektivwert des Gatestroms bewegt sich selbst bei höheren Schaltfrequenzen je nach IGBT nur

im zwei-, maximal dreistelligen mA-Bereich. Wenn der Gatebond in der Chipmitte sitzt und diese die wärmste Region auf der Chipoberfläche ist, kommt es zu einer Zyklenbelastung.

Absatzrisse im Bonddraht (Heel Cracks)

Die Ursache für Absatzrisse (Heel Cracks) wird in [HAR97] auf Fehler während des Fertigungsprozesses der Bondverbindung zurückgeführt, wie z.B. auf Vibration durch Abheben des Bondtools. Heel Cracks wurden auch erzeugt durch wiederholte Auslenkung eines Bonddrahts, wie es bei Temperaturhüben der Fall ist. Ein Ergebnis aus [RAM00] zeigt, dass die Zahl der Zyklen bis zum Ausfall abhängig ist vom Verhältnis der Höhe des Loops h zum Abstand der beiden Bondfüße t ; je kleiner das Verhältnis von h/t , je flacher also der Loop, umso eher traten Ausfälle auf. Sofern durch den Riss der Bondkontakt öffnet, äußert sich der Fehler in derselben Weise wie der Lift-Off.

Bonddrahtkorrosion

Bei Lastwechseln mit, bezogen auf das Jahr 2002, sehr hoher Zykuszahl wurde Bonddraht-Korrosion festgestellt. Sie wurde an Stellen gefunden, an denen der Bonddraht besonders mechanisch belastet wird, und daher auch als „Stress-Korrosion“ bezeichnet [CIA02]. Die Bonddraht-Korrosion wird ähnlich wie Heel Cracks auf Fertigungsprobleme zurückgeführt. Verbesserte Reinigungsprozesse der Substrate nach Lötprozessen, Kontrolle des Wassergehalts im Silicon-Gel und korrosionsfestere Bonddrähte schafften Abhilfe. Bonddraht-Korrosion wurde in jüngeren Veröffentlichungen nicht mehr erwähnt.

2.3.2 Fehlerstelle Lotschichten

Die Untersuchung der Zuverlässigkeit von Lotschichten, insbesondere der großflächigen Systemlötlung, erfolgt zumeist mit dem Temperaturwechseltest. Steigt bei einem Lastwechsel der Wärmewiderstand, so ist das ein Zeichen für die Alterung bzw. Ermüdung der Lotschicht. Mit Lastwechseltests werden je nach Belastung unterschiedliche Schädigungen hervorgerufen. In [MOR01] findet sich die Aussage: Bei Lastwechseln mit ΔT_{vj} größer 110K wird die Lebensdauer von den Lötverbindungen bestimmt, bei ΔT_{vj} kleiner 60K von den Bonds. Dieser pauschalen Aussage müssen noch einige weitere Parameter zur Beurteilung hinzugezogen werden, wie insbesondere die Einschaltzeit t_{on} und die Stromhöhe I bezogen auf den Modulnennstrom (vgl. Lebensdauermodell CIPS2008, Kapitel 2.4.2). Ermüdung des Lots erhöht den Temperaturhub und beschleunigt den Bonddraht-Abgang. Oft wird Bonddraht-Abgang als

Fehlerkriterium festgestellt, aber die eigentliche Ursache war die Alterung der Lotschicht. Tendenzen in der Technologieentwicklung und ihre Auswirkungen auf Last- und Temperaturwechsel finden sich in [HEN07].

Chiplötung

Lastwechseluntersuchungen an Modulen mit bleihaltigem und bleifreiem Lot sind in [MOR01, HAN10] beschrieben. Dort wurde mit einem bleifreien SnAg-Lot eine höhere Lastwechselfestigkeit erreicht. In [MOR01] wird ein verschiedenes Verhalten der Rissbildung am Chiplot gefunden. In bleihaltigem Lot erfolgt die Rissbildung als Querrisse, ausgehend von den Rändern. Im SnAg Lot wird die Rissbildung zuerst im Zentrum gefunden, wobei sich hier eine Struktur mit senkrechten und netzartigen Rissen bildet, die sich an Korngrenzen ausbreiteten. In [HEO10B] wird in Verbindung mit der thermischen Impedanzspektroskopie (vgl. Kapitel 2.5.1) ein Schattenwurf degradierter Lotschichtsegmente in den zum Kühler hin gelegenen Materialsichten angenommen, mit der Folge, dass der Wärmestrom beim Übergang von Chip zu Kühlmedium diese Schattengebiete nicht durchfließt. Das 20%-Rth-Kriterium² wurde dort bereits bei einer Chiplotflächenreduktion von 25% erreicht, hingegen erst bei einer Systemlotflächenreduktion von 38%. Nach dieser Interpretation kann eine verhältnismäßig kleine Schädigung des Chiplotes bereits eine große Auswirkung haben, da auch alle folgenden Schichten eine reduzierte effektive Durchtrittsfläche für den Wärmestrom hätten.

Systemlötung

Module mit Bodenplatte oder aber bodenplattenlose, jedoch ohne Wärmeleitpaste direkt auf den Kühler stoffschlüssig aufgebrachte Leistungshalbleiter, enthalten eine zusätzliche großflächige gelötete oder gesinterte Verbindung. Ein Beispiel für einen Lastwechsel an einem Modul mit Grundplatte ist in Abbildung 12 gezeigt. Bei diesem Modul ist ein kontinuierlicher Anstieg des Wärmewiderstands zu erkennen. Nach 7.245 Lastwechseln ist der Wärmewiderstand um 20% angestiegen, was als EOL-Kriterium genommen wird. Die nachträgliche Untersuchung des Moduls zeigte im Ultraschall-Mikroskop eine Schädigung der Lotschicht zwischen Grundplatte und DCB bei den im Test befindlichen Chips, siehe Abbildung 13. Nur die Chips der mittleren der 3 DCBs wurden bestromt, nicht jedoch die Chips auf den beiden äußeren.

² Auf dieses Kriterium wird im weiteren Verlauf der Schrift detailliert eingegangen; es soll an dieser Stelle lediglich erwähnt sein.

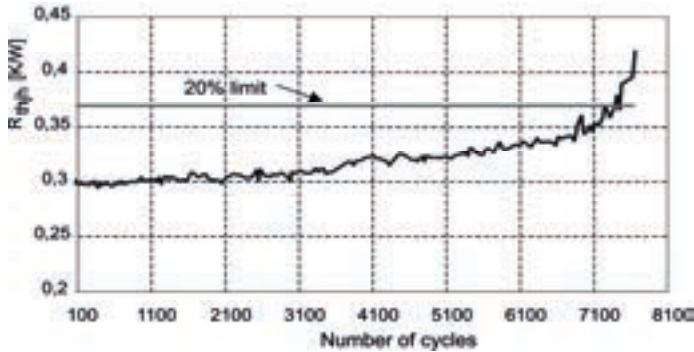


Abbildung 12: Wärmewiderstand R_{thjth} beim Lastwechsel eines IGBT-Moduls mit Grundplatte. $\Delta T_{vj} = 131K$, $T_{vj,max} = 171^\circ C$, aus [AMO06B]

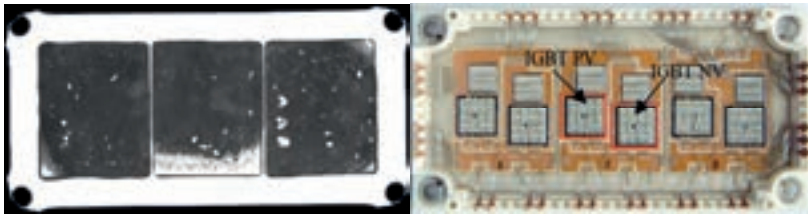


Abbildung 13: Links: SAM-Aufnahme der Lötung Grundplatte - DCB nach Lastwechsel mit $\Delta T = 131K$. Degradation der mittleren DCB durch helle Bereiche erkennbar. Rechts: Das gelastwechselte Modul mit Markierung der belasteten Chips. aus [AMO06B]

2.3.3 Fehlerstelle Substrat

Ähnlich zu Systemlötungen existiert bei den großflächig stoffschlüssig verbundenen Substratmaterialien ein unterschiedlicher Ausdehnungskoeffizienten von Keramik und Metallisierung mit der Folge thermischer Spannungen bei Temperaturwechseln. Insbesondere bei hohen Temperaturhüben kann ein Versagen durch Delamination, in den Randbereichen der Keramikmetallisierung startend, beobachtet werden. In [LIN04] wird ein Vergleich angeführt, der zeigt, dass vermutlich durch die bessere Anpassung des CTE von Al und Al_2O_3 eine deutliche Erhöhung der Zyklenfestigkeit beobachtet wurde. Getestet wurde mit Thermal Shock (10s je Kammer, Kammer 1: $-193^\circ C$ (flüssiger Stickstoff), Kammer 2: $+85^\circ C$ (Wasser)).

Nach 100 Zyklen waren noch 70% der DABs intakt, während bereits nach 40 Zyklen 87% der DCBs ausgefallen waren. Die Fehlerbilder sind jeweils vergleichbar.

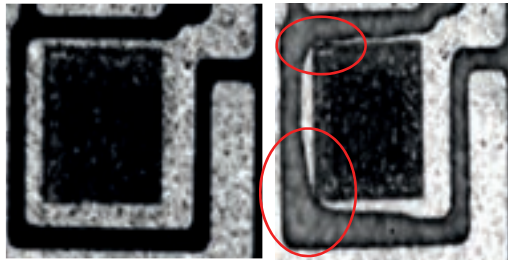


Abbildung 14: Alterung einer DCB. links: neu, rechts: Delamination an den Ecken, aus [AMO06B]

Durch Lastwechsel hervorgerufene Substratfehler waren in modernen Leistungsmodulen bisher eher die Ausnahme [CIA02]. Sie wurden nach sehr hohen Lastwechselzahlen mit großem Temperaturhub an NTV-verbundenen Bauelementen gefunden. Es musste zunächst die Schwachstelle Lötung abgestellt werden. Ein Beispiel zeigt [GUH10], wo ein solcher Fehler in einem auf Diffusionslötungen basierten Modul auftrat. Die Fortschritte in der Technologie des Lötens und Bondens führen aber inzwischen dazu, dass das Substrat als Schwachstelle erkannt wird. Auch hier steht der gleiche Ansatz, Aluminium statt Kupfer auf die Keramik zu bonden zur Diskussion [LIN04]. Dieser wurde auch in [POR12b] verfolgt. Dort wird von vergleichenden Last- und Temperaturwechseltests zwischen Leistungsmodulen ohne Grundplatte berichtet, die sich ausschließlich im Material der Substratmetallisierung unterschieden, Aluminium (DAB) und Kupfer (DCB). Während bei den Temperaturwechseltests die aus [LIN04] bereits bekannten Ergebnisse gezeigt wurden, verhält es sich bei Lastwechseln etwas ausgewogener. Speziell bei Chiploaddegradierung verhielt sich die DAB schlechter als die DCB. Der Grund könnte im Vergleichsansatz liegen, denn sowohl DCB- als auch DAB-System wurden mit gleicher Verlustleistung gespeist. Der höhere thermische Widerstand des DAB-Systems führt dabei zu größeren Temperaturhuben verglichen zur DCB mit folglich stärkerer Belastung des Chipplots.

2.3.4 Fehlerstelle Chip

Rekonstruktion der Metallisierung

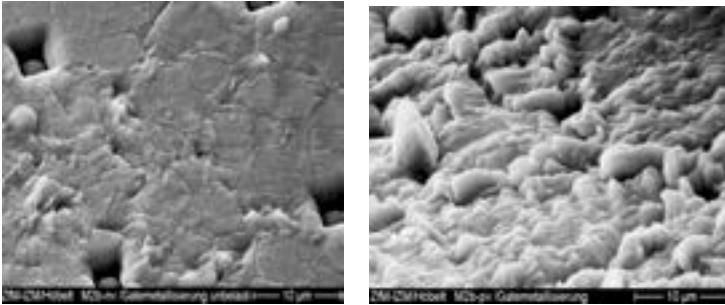


Abbildung 15: Rekonstruktion der Metallisierung eines IGBT auf dem Gate-Pad. Ca. 7250 Lastwechsel mit $\Delta T_{vj}=131\text{K}$, $T_{vj,max}=171^\circ\text{C}$ (links), Gate -Metallisierung eines unbelasteten IGBT (rechts), aus [AMO06B]

Die Oberseitenmetallisierung von Leistungsbauelementen besteht üblicherweise aus Aluminium mit einer Dicke zwischen $3\mu\text{m}$ und $8\mu\text{m}$. In einigen Anwendungen enthält sie in geringen Mengen um 1% Zusätze von Si. Die Rekonstruktion der Metallisierung besteht aus dem Wachsen von Al-Körnern und der Bildung von Spalten zwischen den Körnern. Die Körner erreichen eine Größe von ca. $5\mu\text{m}$. Rekonstruktion wird auf die Fehlanpassung zwischen Al und einem Material mit anderem CTE, hier: Si, zurückgeführt und kann erst bei Materialtemperaturen $>110^\circ\text{C}$ beobachtet werden [CIA02]. Abbildung 15 zeigt in Gegenüberstellung die rekonstruierte und die unbelastete Metallisierung eines IGBT-Chips, wobei hier jeweils die Metallisierung des Gate-Pads dargestellt ist. Über das Gate-Pad fließt kein Laststrom, insofern zeigt Abbildung 15 gleichzeitig, dass die Rekonstruktion vom Strom unabhängig ist. In Abbildung 16 kann der sprunghafte Anstieg der Durchlassspannung V_F einer Diode bei ca. 17.000 Zyklen auf Bonddrahtabgang zurückgeführt werden, der davor liegende langsame Anstieg wahrscheinlich auf Rekonstruktion und damit verbundene Erhöhung des Widerstands der Metallisierung. Heute eher unübliche Gegenmaßnahmen gegen die Rekonstruktion bestehen in einer in [HAM01] untersuchten Abdeckung der Metallisierung mit Polyimid. Neben der verminderten Rekonstruktion hält die Polyimid -Schicht den Bond quasi an der Chipoberseite fest, auch wenn der stoffschlüssige Kontakt reißt, hält der Bond weiterhin fest, fixiert durch die Polyimid-Schicht.

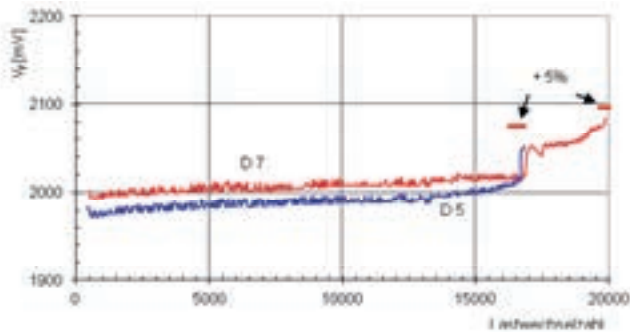


Abbildung 16: Durchlassspannung zweier Leistungsdioden D5 (blau) und D7 (rot) bei Lastwechsel bei $\Delta T_{vj}=156\text{K}$, $T_{vj,max}$ ca. 200°C . Test: TU Chemnitz

Rekonstruktion kann zur Reduzierung der Stoßstromfähigkeit (insb. bei Dioden) und zur Reduzierung der Kurzschlussfähigkeit (insb. IGBT) führen [LEF05].

2.4 Lebensdauermodelle für Leistungshalbleiter

Die Lebensdauermodelle definieren die auf die Lebensdauer Einfluss nehmenden Parameter und setzen sie durch eine mathematische Formel ins Verhältnis. Entsprechend definieren sie indirekt die für die Durchführung eines Lastwechseltests zu berücksichtigenden Parameter und sind deshalb von grundlegender Bedeutung. Der Lastwechseltest wiederum erzeugt Ergebnisse, aufgrund derer die Konstanten der Lebensdauermodelle angepasst werden.

Grundlage der Lebensdauermodelle ist der Coffin-Manson Ansatz, welcher seinerseits auf dem Wöhler-Diagramm basiert. Das Wöhler-Diagramm beschreibt den Zusammenhang von mechanischer Belastung und maximal möglicher Anzahl von Lastspielen, die zu dieser Belastung führen. Gleichung (6) nach Ansatz von Coffin-Manson ist die Linearisierung des logarithmisch dargestellten Kurzzeitbereichs des Wöhler-Diagramms aus Abbildung 17.

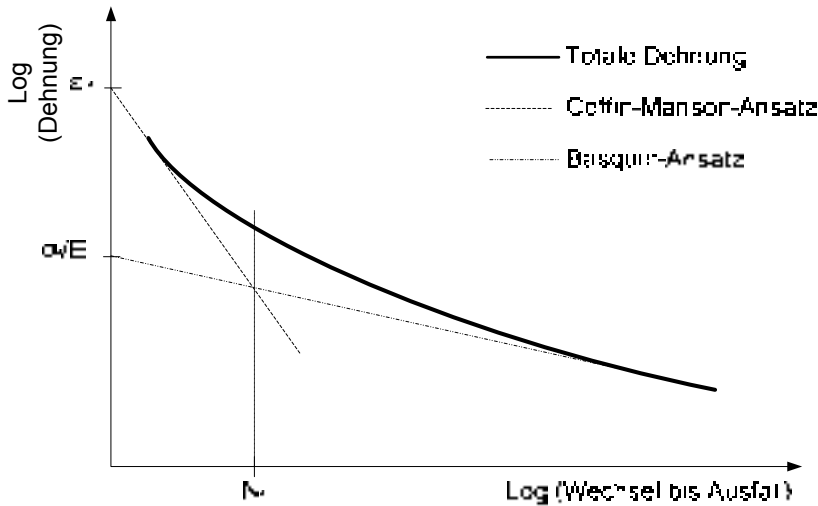


Abbildung 17: Coffin-Manson-Ansatz, nach [LEE99]

Wird statt der mechanischen Belastung eine Temperaturänderung als Belastungsgröße gewählt, so ist dies durch den thermischen Ausdehnungskoeffizienten erlaubt und führt zu dem typischen Lebensdauerdiagramm für Leistungshalbleiter, welches die Anzahl der Zyklen bis Lebensdauerende N_f in Abhängigkeit der Temperaturschwankung der Sperrschichttemperatur ΔT_j unter Berücksichtigung der dazu gehörenden Referenztemperatur darstellt.

$$\frac{\Delta \epsilon_p}{2} = \epsilon'_f (2N_f)^c \quad (6)$$

wobei

$\Delta \epsilon_p$ = Änderung der plastischen Dehnung pro Zyklus

ϵ'_f = Schnittpunkt der Tangente mit der y-Achse (Kurzzeitbereich)

c = Anstieg der Tangente (Kurzzeitbereich)

N_f = Anzahl Zyklen bis Lebensdauerende

Der physikalische Bezug der bestehenden Lebensdauermodelle endet mit dieser Herleitung. Lediglich die grundlegende mathematische Beziehung zwischen Temperaturschwankung und Anzahl Zyklen bis Lebensdauerende, der

Formelrumpf nach (6), wird übernommen. Alle weiteren Anpassungen der Formel in ihren diversen Ausgestaltungen sind empirischer Natur und basieren auf der Auswertung von Lastwechseltests.

2.4.1 LESIT1997 – Modell

Wie in [LUT06] ausgeführt, hat sich beim Aufbau von Modulen mit Bodenplatte eine Standardtechnologie etabliert, bei der die Schichtaufbauten auch herstellerübergreifend gleich sind (vgl. Kapitel 2.2.1). So wurde Mitte der 90er Jahre ein Programm zur Ermittlung der Lebensdauer von Standardmodulen durchgeführt, das sogenannte LESIT-Projekt. Dabei wurden Module von verschiedenen Herstellern getestet. Gemeinsam war der Standard-Aufbau nach Abbildung 2 unter Verwendung einer Al_2O_3 -Keramik nach Tabelle 2. Abbildung 18 zeigt die erzielten Ergebnisse nach [HED97] dargestellt nach der Zyklenzahl bis zum 5%-Anstieg von V_{CE} in Abhängigkeit von ΔT_{vj} sowie für verschiedene mittlere Temperaturen T_{m} .

Getestet wurde unter folgenden Bedingungen:

- Prüfling: Einzelschalter IGBT 300A, 1200V
- Wasserkühlung
- $T_{\text{m}} = 60^\circ\text{C}, 80^\circ\text{C}$ und 100°C
- $\Delta T_{\text{vj}} = 30 \dots 80\text{K}$
- Laststrom $240 \dots 300\text{A}$
- Einschaltzeiten: $T_{\text{on}} = 0,6 \dots 4,8\text{s}$
- Ausschaltzeiten: $T_{\text{off}} = 0,4 \dots 5,0\text{s}$

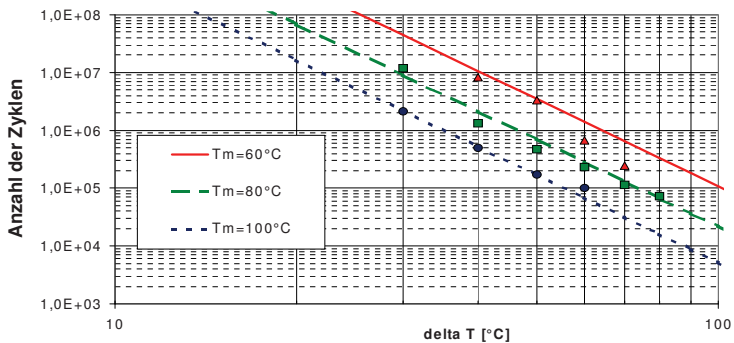


Abbildung 18: LESIT-Ergebnisse nach [HED97] aus [LUT06]

Die Daten aus Abbildung 18 werden in [HED97] durch eine auf dem Coffin-Manson-Ansatz (6) basierende Gleichung (7) beschrieben. Verbesserte Fitparameter A , E_a und α wurden später von [SCN05] vorgeschlagen.

$$N_f = A \cdot \Delta T^\alpha \cdot e^{\left(\frac{E_a}{k_B \cdot T_m}\right)} \quad (7)$$

wobei gemäß [SCN05] gilt:

- E_a = Aktivierungsenergie = $9,89 \cdot 10^{-20}$ J
- Konstante $A = 302500 \text{ K}^{-\alpha}$
- Konstante $\alpha = -5,039$
- T_m [K] = mittlere Temperatur des Temperaturwechsels
- ΔT [K] = Temperaturhub der Sperrschicht

Mit Gleichung (7) ist es somit möglich, für bekannte Werte von ΔT_{vj} und T_m die nach den LESIT-Ergebnissen zu erwartende Zyklenzahl bis EOL zu berechnen. Die Form der Gleichung (7) bedeutet die Kombination eines Coffin-Manson-Ansatzes (8)

$$N_f \sim \Delta T^\alpha \quad (8)$$

mit einem Arrhenius-Gesetz (9):

$$N_f \sim e^{\left(\frac{E_a}{k_B \cdot T_m}\right)} \quad (9)$$

Nach (8) werden Rissausbreitung bei Ablösung von Bonddrähten oder Rissausbreitung in Lotschichten beschrieben (vgl. [CIA02]). Mit (9) beschreibt man die Phasenumwandlung in einer Lotschicht [POE02]. Eine solche Form ist angebracht, wenn ein Prozess thermisch aktiviert ist.

Zu beachten ist, dass die Wahl der mittleren Temperatur T_m in [HED97] in der Anpassung nach (7) aus den im LESIT-Projekt gewählten Versuchsbedingungen stammt, T_m wurde hier bei der jeweiligen Versuchsreihe konstant gehalten. Nach der Physik des Arrhenius-Gesetzes wäre es bei einem temperaturaktivierten

Mechanismus angebracht, die obere Temperatur zu wählen: $T_{vj,max}$. Diese Anpassung wurde auf gleicher Datenbasis in [AMO06B] durchgeführt, mit folglich anderen Konstanten.

Eine grundsätzlichere Thematik als der Bezugspunkt der Gleichungskonstanten ist der unberücksichtigte Einfluss der Einschaltzeit t_{on} . Es wird z.B. in [SCN02] davon ausgegangen, dass bei kurzen Einschaltzeiten nur die Bonddrähte belastet werden. Im LESIT-Projekt lagen zumeist kurze Einschaltzeiten vor. Bei langen Einschaltzeiten werden auch die Temperaturen in den unteren Lotschichten ansteigen, mit entsprechend steigender Belastung. [HAM98B] geht dieser Frage nach und erhöht die Zykluszeit bei identischem $\Delta T_{vj} = 50K$ und $T_{vj,max} = 110^\circ C$ schrittweise: 5,4s, 14s, 34,6s. Dabei wurde eine starke Abnahme der erreichten Lastwechselzahl gefunden. N_f ging mit Erhöhung der Zykluszeit zurück. Diese Thematik wird in der CIPS2008-Gleichung (Kapitel 2.4.2) aufgegriffen.

Vernachlässigt wird auch ein möglicher Einfluss der Stromdichte. In [AMO06B] wird von einem Lastwechseltest ($\Delta T_{vj} = 95K$, $T_{vj,max} = 145^\circ C$) von IGBT Chips gleicher Größe im gleichen Modul berichtet, verschieden aber in Nennstrom und Sperrspannung: Chiptyp 1: 600V, 20 A, Chiptyp 2: 1200V. Aufgrund niedrigerer Durchlassspannung V_{CE} bei Nennstrom wurden die 600V Chips mit 40% höherer Stromdichte belastet, um auf eine vergleichbare Einschaltzeit T_{on} zu kommen. Die erreichte Lastwechselzahl bei den Modulen mit 600V Chips war um etwa den Faktor 2 niedriger.

2.4.2 CIPS2008 – Modell

Die CIPS2008-Gleichung (10) wurde mit [BAY08] eingeführt. Sie setzt auf den LESIT-Ergebnissen auf und erweitert und verbessert Gleichung (7) durch Hinzufügen von chip- und modulspezifischen Konstanten, die im Zusammenhang mit verschiedenen Applikationsparametern stehen, sowie die bisher unberücksichtigte Einschaltzeit. CIPS2008 ist das Ergebnis einer mathematischen Auswertung einer großen Datenbasis von Lastwechseltestergebnissen. Allerdings ist auch hier das Kopplungsproblem Modell-Physik noch nicht gelöst. Zwar gibt es mehrere berücksichtigte applikationsrelevante Parameter, allerdings wird anhand von Zahlen und deren Trends korreliert und referenziert. Eine qualitative Referenzierung der Gleichungsvariablen auf tatsächliche physikalische Gegebenheiten erfolgt im Ansatz.

Es wurden Tests unter den folgenden Bedingungen an Prüflingen mit entsprechenden Parametern in die Auswertung aufgenommen:

- Stromprofil: rechteckförmig oder 100Hz Sinushalbwellen
- Stromamplitude: „meist“ Modulnennstrom oder höher
- Stromamplitude je Bonddraht I: 3...23A
- Ausschaltzeit t_{off} : größer oder gleich Einschaltzeit t_{on}
- Temperaturmessung: $V_{\text{CE}}(I)$ -Methode [SCN09]
- Temperaturhub ΔT_{vj} = 45...150K
- Maximale Sperrschichttemperatur $T_{\text{vj,max}} = 80...205^{\circ}\text{C}$
- Bonddrahtdicke $D = 75...500\mu\text{m}$
- Nennsperrspannungen des Moduls: $V = 600...1700\text{V}$
- Jeweils 7 Bonding-Technologien und Packages
- Kleinste erwähnte Einschaltzeit $t_{\text{on}} = 1\text{s}$

Das Ergebnis ist Gleichung (10) mit N_f als Zyklenzahl bis Ausfall.

$$N_f = K \cdot \Delta T_{\text{vj}}^{\beta_1} \cdot e^{\frac{\beta_2}{T_{\text{vj,min}} + 273}} \cdot t_{\text{on}}^{\beta_3} \cdot I^{\beta_4} \cdot V^{\beta_5} \cdot D^{\beta_6} \quad (10)$$

$\beta_3 - \beta_6$ sind die Bindeglieder zwischen der Zyklenzahl N_f und den Applikationsparametern t_{on} und I sowie den modulspezifischen Parametern V und D , wobei gemäß [BAY08] gilt und interpretiert wird:

- $T_{\text{vj,min}}$ = untere virtuelle Sperrschichttemperatur [K] des Zyklus als Referenztemperatur für den Temperaturhub
- t_{on} = Einschaltzeit [s] $\rightarrow$ repräsentiert die homogene Verteilung der T_j über der Chipoberfläche; je länger eingeschaltet ist, umso inhomogener die Temperaturverteilung von T_j in lateraler Chiprichtung. In [SCN02] wurde der Einfluss auf die Art der Alterung bereits vermutet. CIPS2008 bestätigt das durch Auswertung, vgl. auch Abbildung 20
- I = Strom [A] $\rightarrow$ Strom je Bondfuß auf den Chips. Repräsentiert nicht den Einfluss der Elektromigration, sondern den Strom über die Bonds, der insbesondere bei fortschreitenden Zyklen den Ausfall beschleunigt.

- V = Spannungsklasse (Nennsperrspannung) [V] $\rightarrow$ repräsentiert die Chipdicke (nur bei Standardmodulen, nicht: Traktionsmodule, da andere Technologie), dünnere Chips (600V) folgen der thermischen Ausdehnung darunter liegender Schichten eher als dicke Chips (z.B. 1200V oder 1700V), vgl. auch Abbildung 21
- D = Bonddicke (Durchmesser) [μm] $\rightarrow$ repräsentiert die Auflagefläche der Bonds auf dem Chip, dickere Bonds dehnen sich absolut gesehen stärker aus (schnellere Alterung) als dünnere (weniger schnelle Alterung)
- K = Konstante = $9.30 \cdot 10^{14}$
- Exponentenmatrix (11) mit Toleranzangabe zu (10)

$$\begin{pmatrix} \beta_1 \\ \beta_2 \\ \beta_3 \\ \beta_4 \\ \beta_5 \\ \beta_6 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -4,416 \\ 1285 \\ -0,463 \\ -0,716 \\ -0,761 \\ -0,5 \end{pmatrix} + / - \begin{pmatrix} 0,281 \\ 269,197 \\ 0,099 \\ 0,238 \\ 0,175 \\ 0,496 \end{pmatrix} \quad (11)$$

Gleichung (11) gibt die Parameter der CIPS-Gleichung an. Diese Angaben sind für Infineon Standardmodule, Al_2O_3 -basiert mit Grundplatte, ermittelt. Die CIPS-Gleichung berücksichtigt den Fortschritt zum Stand 1997 und scheint ferner auch für Module anderer Hersteller Anhaltspunkte zu geben. Dies zeigt Abbildung 19.

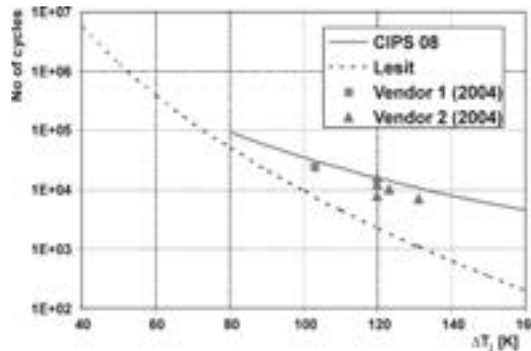


Abbildung 19: Unterschied der Vorhersage nach der CIPS-Gleichung und der LESIT-Gleichung bei Verwendung von Modulen zweier Hersteller. Starttemperatur T_{vj} ($=T_{vj,\min}$) 40°C , $t_{\text{on}} > 15\text{s}$, aus [LUT11]

Zu beachten ist, dass die Parameter der der CIPS-Gleichung zugrunde liegenden Daten nicht unabhängig voneinander waren. Die niedrigen ΔT waren beispielsweise auch mit kurzen t_{on} verbunden. Erweitert man Abbildung 19 um den Parameter Einschaltzeit, so ergibt sich Abbildung 20 und der Einfluss von t_{on} wird deutlich.

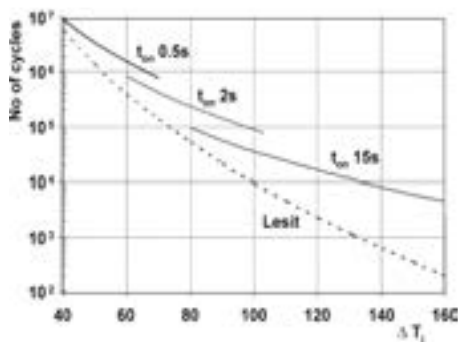


Abbildung 20: CIPS2008 Modell nach Formel (10) für unterschiedliche Einschaltzeiten T_{on} , verglichen mit dem LESIT Modell nach Formel (7). $T_{vj,min} = 40^\circ\text{C}$, aus [LUT11]

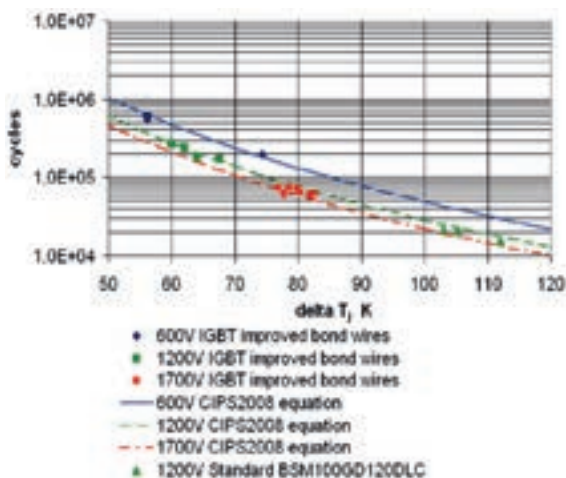


Abbildung 21: Einfluss der Spannungsstufe V auf die Zyklenfestigkeit. Vergleich von CIPS2008-Berechnung nach (10) mit entsprechenden Power Cycling Testergebnissen [HER10B]

Die Abhängigkeit von der Spannungsklasse wurde durch neuere Ergebnisse bestätigt [HER10], siehe Abbildung 21.

2.4.3 Berücksichtigung der elastischen Dehnungsgrenze

In [HAN12] wird, obgleich der Gleichungsrumpf anders ist, die LESIT-Gleichung (7) durch Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit der Dehnungsgrenze erweitert. Dies ermöglicht die Aussage, dass Temperaturrippel unterhalb einer gewissen Amplitude durch Unterschreiten der plastischen Deformationsgrenze keine Ermüdung verursachen, entsprechend keine Auswirkung auf die Lebensdauer haben und vernachlässigt werden können. Der theoretische Ansatz wird durch Testresultate belegt, woraus (12) als Best-Fit abgeleitet wurde.

$$N_f = \left(\frac{1}{c_\Delta \cdot \Delta T_{vj} + c_T \cdot T_{vj,\max} - c_0} \right)^m \quad (12)$$

wobei:

- N_f = Anzahl der Lastwechselzyklen bis Lebensdauerende
- c_Δ , c_T , c_0 , m = auf Testresultatbasis durch Best Fit zu ermittelnde Parameter
- ΔT_{vj} = Hub der virtuellen Sperrschichttemperatur während des Lastwechselzyklus
- $T_{vj,\max}$ = obere Sperrschichttemperatur des Hubes während des Lastwechselzyklus

Kritik wird der Formel (12) bezüglich ihrer Eignung jenseits der ihr zugrunde liegenden empirischen Daten zugesprochen, da sie selbst nur durch Best-Fit ermittelt wurde und dem mathematischen Konstrukt kein physikalisches Modell zugrunde liegt. Streng genommen gilt sie nur innerhalb der für (12) durchgeführten Testparameter. Hauptkritikpunkt ist jedoch die Argumentationsstrategie der Cut-Off-Linie in Abbildung 22. In [HAN12] wird mit dem Einsetzpunkt plastischer Deformierung argumentiert. Dies gilt streng genommen nur für einen homogenen Körper. Da Bonds, worauf sich (12) hauptsächlich bezieht, aber auch am Übergang zur Chipmetallisierung abgehen (vgl. Kapitel 2.3.1), muss es noch andere Gründe geben als nur das nackte

Material an sich. Das bleibt jedoch unberücksichtigt, da unbekannt. Folglich müsste die Cut-Off-Linie eher ein breiterer Cut-Off-Balken sein.

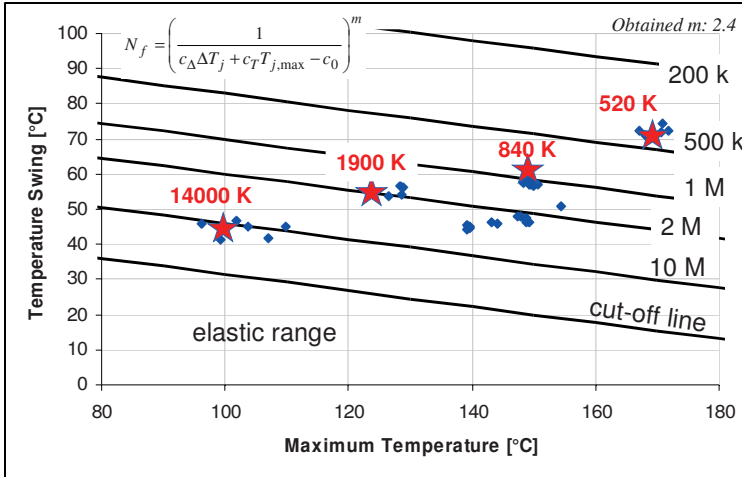


Abbildung 22: Einführung der cut-off Linie, aus [HAN12]. In Rücksprache mit dem Autor ist eine korrigierte Version dargestellt.

Sollte die Vorhersage der Cut-Off-Linie jedoch stimmen, so ergibt sich hier ein Potential der aktiven Beeinflussbarkeit der Lebensdauer, insbesondere bei Teillast in der Windenergie. Bisher wird bei Teillast bevorzugt die Kühlung zurückgefahren (vgl. Kapitel 3.1.3), um die Kühlkreislaufverlustleistung zu reduzieren und den Wirkungsgrad der Anlage dadurch zu steigern. Mit dem Wissen der temperaturabhängigen Cut-Off-Linie erscheint es denkbar, durch geschickte Arbeitspunktwahl, z.B. volle Kühlleistung und dafür geringere T_{vj} einen durch Schalt- oder Drehfeldfrequenz erzeugten Temperaturhub in den für AVT-Ermüdung nicht mehr relevanten Bereich zu verschieben.

2.4.4 Thermomechanische Simulationen und mathematischer Modellierungsansatz in der Forschung

Eine Übersicht bestehender Modelle liefert [LEE99], Forschungsarbeiten auf dem Gebiet thermomechanischer Simulationen [POR08, POR10] fokussieren das Ziel der physikalisch korrekten Modellierung der auftretenden Alterungsmechanismen in Leistungsmodulen. Zwar kann heute die Dehnungs-Spannungskurve bei bestimmtem Temperaturhub und die dabei umgesetzte und

mit repetierenden Expansions-Kontrahierungsbewegungen entsprechend akkumulierte Energie im Inneren des Moduls räumlich genau berechnet werden, nicht jedoch wie die Veränderung im Sinne von Bondabgang oder Rissen bzw. Delaminationen ursprünglich passiert, noch wie sie voran schreitet, oder wann sie in einen Ausfall mündet. Aktuell kann nur eine tendenzielle Aussage zur Alterung erreicht werden, wo voraussichtlich der Fehler auftreten wird. Die Simulationen orientieren sich, wie beispielsweise in [POR10], meist an durchgeführten Lastwechseltests und deren Resultaten. Es gibt zudem Arbeiten aus der Mathematik [JAI07, JAI08] zur Modellierung des Risswachstums bei piezoelektrischen Strukturen, jedoch noch ohne Überführung in das Arbeitsgebiet der Zuverlässigkeit von Leistungshalbleitern.

2.4.5 Lebensdauerverbrauchsmodell nach Miner

Zur Berechnung der Lebensdauer wird der sogenannte Lebensdauerverbrauch gemäß der Miner's Rule [MIN45] angesetzt:

$$Q(\Delta T) = \frac{N(\Delta T)}{N_f(\Delta T)} \quad (13)$$

Unter Berücksichtigung der Variablen der CIPS2008-Gleichung (7) kann Gleichung (13) mit Gleichung (14) detailliert werden:

$$Q(\Delta T_j, T_{low}, t_{on}, I, V, D) = \frac{N(\Delta T_j, T_{low}, t_{on}, I, V, D)}{N_f(\Delta T_j, T_{low}, t_{on}, I, V, D)} \quad (14)$$

Dabei wird die Applikation in ein Portfolio aus einzelnen Temperaturhüben und weiteren Variablen zerlegt (vgl. Kapitel 3.2). Die Anzahl der in der Applikation tatsächlich vorkommenden Hübe bei entsprechenden Temperaturen wird dann in das Verhältnis mit der erreichbaren Zykluszahl unter diesen Bedingungen gesetzt, anschließend zum Gesamtergebnis (15), dem Lebensdauerverbrauch linear kumuliert.

$$\Sigma L_R = \sum_{n=1}^N \frac{N_n}{N_{f,n}} = \sum_{n=1}^N L_{R,n} \quad (15)$$

In [COQ01] wird davon ausgegangen, dass das Ermüdungsgesetz unabhängig von ΔT_{vj} ist. Entsprechend können die Zyklen bei verschiedenen Bedingungen linear aufsummiert werden. Sofern nur ein Ausfallmechanismus wirkt, ist dieser Ansatz haltbar.

In [SCN02] wurde bei einem Lastwechseltest die Unabhängigkeit der dort auftretenden Fehler ermittelt. Ein Modul wurde unter abwechselnden Belastungen Zyklus 1 – Zyklus 2 gefahren: Zyklus 1: 1000 x bei $\Delta T_{vj} = 110K$, Zyklus 2: 4000 x bei $\Delta T_{vj} = 80K$. Statt dass sich der den einzelnen Zyklen zuordenbare Lebensdauerverbrauch nach (15) zum Gesamtlebensdauerverbrauch aufsummiert und das Lebensdauerende des Moduls bei 100% Lebensdauerverbrauch endet, wurde das tatsächliche Ende der Lebensdauer erst erreicht, nachdem für beide Zyklen jeweils 100% der Lebensdauer verbraucht waren, bei leicht über 200% der erwarteten Lebensdauer. Zyklus 1 und 2 konnten jeweils „ihre“ Lebensdauer verbrauchen, ohne Effekt auf den anderen Zyklus. Dies wird mit verschiedenen, zueinander unabhängigen Fehlermodi erklärt. Der Effekt ist für den Anwender in Bezug auf die erwartete Zuverlässigkeit zwar unkritisch, bedeutet aber eine Überdimensionierung.

Auf der anderen Seite ist die Anwendbarkeit von Miner's Rule aber gerade wegen der bekannten Interaktion verschiedener Fehlermodi mit Fehlern unbekannter Höhe behaftet und für die Zuverlässigkeitsanalysen relevant. So beschleunigt beispielsweise eine Lotschichtdegradation durch dann erhöhten R_{th} und folglich erhöhte $T_{vj,max}$ das Abgehen von Bonddrähten. Ein solches Verhalten wird in Abbildung 25 impliziert. Die Arbeit an alternativen Modellen ist derzeit Forschungsgegenstand.

Entsprechend gilt, dass auch, wenn die Miner's Rule mitnichten perfekt ist und viele Schwachstellen besitzt, es die beste Berechnungsmethode ist, die existiert.

2.4.6 Unberücksichtigte mögliche Einflussfaktoren

Ungeklärt bleibt bei den verfügbaren Modellen ein möglicher Einfluss der Verlustleistungsdichte. Abbildung 23 zeigt den Anstieg der oberen Sperrschichttemperatur während einer Serie von Lastwechseltests, bei denen der Laststrom I_{last} und die untere Temperatur $T_{vj,min}$ konstant gehalten, und die zu Beginn auf gleiches ΔT_{vj} eingestellt wurden. Variiert wurde die Einschaltzeit t_{on} bei gegenläufiger Entwicklung der Verlustleistungsdichte. Bei sehr kleinen Einschaltzeiten (0,2s) fällt ein Großteil des entlang des Entwärmungsweges auftretenden Temperaturgradienten über den chipnahen Verbindungen (Chipplot) ab, welche entsprechend verstärkt beansprucht werden, obgleich der Hub der Sperrschicht zu Beginn der Tests identisch eingestellt wurde. Der

Anstieg der oberen Sperrschichttemperatur kann sowohl auf Verschlechterung des Wärmewiderstands als auch durch Erhöhung von $V_{CE,sat}$ verursacht werden.

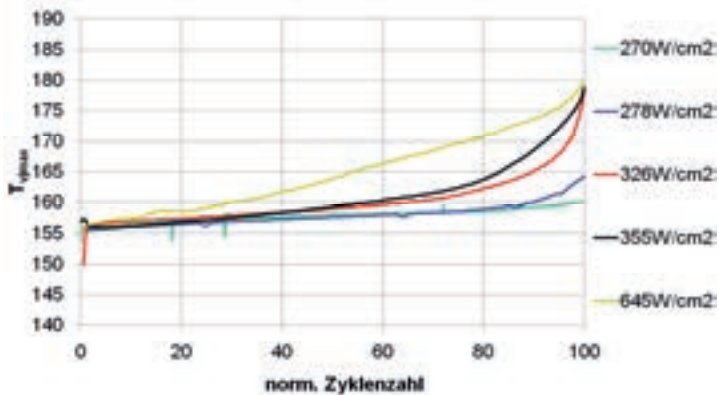


Abbildung 23: Vergleich des Temperaturanstiegs der oberen Temperatur $T_{vj,max}$ während eines Lastwechseltests für verschiedene Verlustleistungsdichten (normiert). 270W/cm² mit, $t_{on} = 10s$, 645W/cm² mit $t_{on} = 0,2s$ aus [FER10]

Möglicher Grund der verschiedenen Zyklenzahlen bis Lebensdauerende könnte der mit steigender Verlustleistungsdichte zunehmende Temperaturgradient entlang der Chipoberfläche sein, vgl. Abbildung 24. Dies ist jedoch nur eine Vermutung, evidente Zusammenhänge sind bislang nicht bekannt.

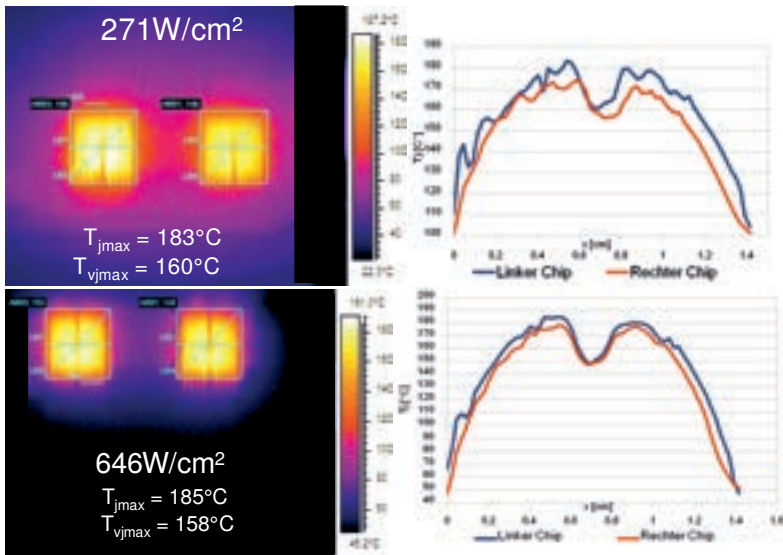


Abbildung 24: Thermographie von Halbleiterchips bei direkter Wasserkühlung.
Oben: 271 W/cm^2 , $t_{\text{on}} = 10 \text{ s}$ Unten: 647 W/cm^2 , $t_{\text{on}} = 0,2 \text{ s}$, aus [FER10]

2.5 Lastwechseltestkonzepte

Zur Vorhersage der Anzahl der Zyklen bis Lebensdauerende werden Lastwechseltests, auch Power Cycling Test genannt, durchgeführt [BOR11B, HED97, BAY08, SCN02 etc.], die seit dem LESIT-Projekt eine etablierte Größe der Zuverlässigkeitsbetrachtungen bei Leistungshalbleitern sind. Neben dem klassischen Lastwechseltest mit Gleichstrom, der vorzugsweise zur Generierung von Lebensdauerkurven herangezogen wird, existieren hauptsächlich in der Forschung vertretene, davon abgeleitete Derivate, mit denen neue Fehlermodi und Einflussfaktoren erforscht werden. Die Gemeinsamkeit aller Lastwechseltests ist das zyklische Erwärmen und Abkühlen eines Leistungshalbleiters mittels im Halbleiter elektrisch erzeugter Verlustwärme. Die alterungsrelevanten Parameter (vgl. Abbildung 25 und Kapitel 2.5.1) werden kontinuierlich überwacht. Die justierten Belastungsparameter orientieren sich an den Variablen der Lebensdauermodelle aus dem vorhergehenden Abschnitt.

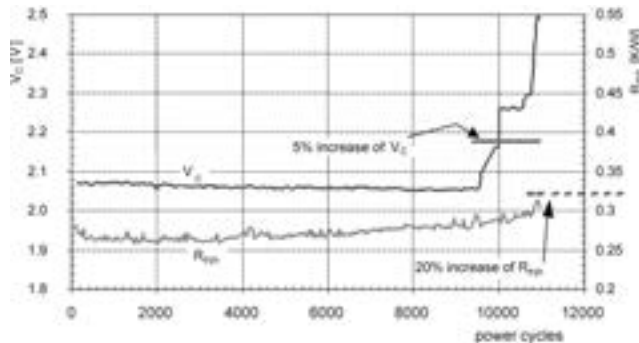


Abbildung 25: Alterungsindikatoren beim Lastwechselstest - V_{ce} und R_{th} über der Anzahl von Zyklen, aus [LUT06]

2.5.1 Bewertungsgrundlagen

In Kapitel 2.3 wurden die lastwechselindizierten Fehlermodi beschrieben. Diese bewirken eine Änderung bei mess- oder berechenbaren Parametern, wie Durchlassspannung V_{CE} oder thermischem Widerstand R_{th} , vgl. Abbildung 25. Folglich bietet sich an, die Alterung anhand dieser sich ändernden Parameter zu verfolgen und zu bewerten. Eine Übersicht gibt Tabelle 4. Die jeweiligen Parameter werden anschließend näher erörtert.

Parameter	Bedeutung
$V_{CE,kalt} @ I_{Last}$	Bewertungsgrundlage für Bonddrahtabgänge aller Art
$V_{CE,warm} @ I_{Last}$	Berechnungsgrundlage für P_v
$V_{CE,kalt} @ I_{Mess}$	Messwert zur Referenzierung auf $V_{CE}(T)$ Kalibrierkennlinie zur $T_{vi,kalt}$ -Ermittlung
$V_{CE,warm} @ I_{Mess}$	Messwert zur Referenzierung auf $V_{CE}(T)$ Kalibrierkennlinie zur $T_{vi,warm}$ -Ermittlung
$T_{vi,kalt}$	untere Temperatur des Temperaturwechsels ΔT_{vi}
$T_{vi,warm}$	obere Temperatur des Temperaturwechsels ΔT_{vi}
$T_{c,kalt}$	Bewertungsgrundlage für überlagerte Lastwechseltests (unterlagerter Zyklus)
$T_{c,warm}$	Berechnungsgrundlage für R_{th}
I_{Last}	Berechnungsgrundlage für P_v
P_v	Berechnungsgrundlage für $R_{th,warm}$
R_{th}	Bewertung Schichtdegradation aller Art
Z_{th}	Lokalisierung der Schichtdegradierung
t_{on}	Regelparameter Strategie 1 (siehe Kapitel)
N	Lebensdauerkurve: Zyklen bis Lebensdauerende N_f

Tabelle 4: Bewertungsgrundlagen eines Lastwechseltests für Teststrategie 1 (t_{on} , t_{off} konstant, vgl. Kapitel 2.5.2). Zuordnung der Messzeitpunkte zum Ablaufschema eines Lastwechseltests vgl. Abbildung 31 und Abbildung 62.

Allgemein: Durchlassspannung V_{CE}

Die Durchlassspannung ist mittelbares und unmittelbares Bewertungskriterium. Die grundlegende Unterscheidung ist in den Messzeitpunkten zu suchen, denn sie wird bei Laststromfluss I_{Last} wie auch bei Messstromfluss I_{Mess} zu jeweils 2 verschiedenen Zeiten gemessen. Je Zyklus wird also viermal die Durchlassspannung ermittelt.

$V_{CE,kalt} @ I_{Last}$

Sobald ein Bonddraht im Lastkreis abgeht, wird der Laststrom von einem verringerten Querschnitt getragen, die Spannung bei gleichem Laststrom steigt also. Der Anstieg geschieht sprunghaft. Diese Sprünge können in Langzeitmessungen beobachtet werden, vgl. Abbildung 11. Eine Auflösung der Messung im Bereich weniger mV (1...5) ist empfehlenswert um auch kleine Sprünge zu registrieren. EOL ist erreicht, wenn V_{CE} 105% der Start- V_{CE} überschreitet, es handelt sich um das 5%- V_{CE} -Ausfallkriterium. Sofern vorhanden, erfolgt die Messung über die Hilfsanschlüsse des Prüflings, damit parasitäre Spannungsabfälle minimiert werden.

$$V_{CE,warm} @ I_{Last}$$

Hierbei handelt es sich nur um eine mittelbare Bewertungsgrundlage. Der Messwert geht in die Berechnung des thermischen Widerstandes R_{th} ein.

$$V_{CE,kalt} @ I_{Mess}$$

Die bei Messstrom, egal ob kalt oder warm, ermittelten Werte dienen der Berechnung der virtuellen Sperrschichttemperatur T_{vj} . Anhand der durch die Kalibrierung ermittelte Kalibrierkennlinie $T_{vj}=f(V_{CE})$ (siehe Kapitel 2.5.3) wird auf T_{vj} zurückgeschlossen. $V_{CE,kalt} @ I_{Mess}$ wird einige ms ermittelt bevor der Laststrom I_{Last} erneut auf den Prüfling geschaltet wird.

$$V_{CE,warm} @ I_{Mess}$$

$V_{CE,warm} @ I_{Mess}$ wird ca. 500µs nachdem der Laststrom abgeklungen ist aufgenommen. Dazu wird ein Messstrom eingepreßt³. Da der Leistungshalbleiter selbst nicht ausgeschaltet wird, sondern weiter mittels +15V am Gate im Durchlass gehalten wird, müssen sich die in ihm gespeicherten Ladungsträger, anders als beim Abschalten gegen Spannung (üblich bei Wechselrichtern mit Spannungszwischenkreis), erst auf ein stationäres Level durch Rekombination abbauen. Ein vorzeitiges Messen der V_{CE} würde den Wert verfälschen, obgleich es angestrebt wird, möglichst zeitnah am Abkommutierungsvorgang des Laststromes zu messen, da in diesem Bereich die Sperrschichttemperatur besonders schnell sinkt. Ohne Kompensierung durch Rechnung steigt der Messfehler mit der Wartezeit zwischen Laststromabkommutierung und Messzeitpunkt.

Virtuelle Sperrschichttemperatur T_{vj}

Die Bestimmung der virtuellen Sperrschichttemperatur T_{vj} gehört zu den essentiellen Themen bei einem Lastwechseltest. Sie ist die mit Abstand wichtigste Größe. Die LESIT-Gleichung und die aus ihr hervorgehenden Lebensdauerkurven (vgl. Kapitel 2.4) kommen gar ausschließlich mit diesem Parameter aus, alle anderen Größen sind Konstanten. Entsprechend dieses hohen Gewichts ist den ihr zuordenbaren Methoden und Eigenheiten ein extra Kapitel gewidmet, Kapitel 2.5.3. Bezüglich der kontinuierlichen Bewertung der Alterung/Ermüdung jedoch ist die T_{vj} während des Lastwechseltests nur sekundäre Größe. Auf Ihrer Basis wird der thermische Widerstand R_{th} und die thermische Impedanz Z_{th} bestimmt. T_{vj} kann zudem als Regelgröße für die praktisch nur sehr bedingt anwendbare Teststrategie 4 (vgl. Kapitel 2.5.2) eingesetzt werden.

³ Unterschiede in diesem Verfahren sind bedingt durch das Testerkonzept, vgl. Kapitel 4.1

Gehäusetemperatur T_c

Auf Basis von T_c wird der thermische Widerstand R_{th} und die thermische Impedanz Z_{th} bestimmt. Prinzipiell darf ein beliebiger Punkt entlang der Entwärmungsstrecke gewählt werden. T_c ist jedoch der typische Temperaturmesswert entlang des bekannten thermischen Netzwerkes, da er der nahest-mögliche Messpunkt an der Sperrschicht außerhalb des Moduls ist. Je weiter weg von der Sperrschicht die Messung geschieht, umso geringer wird der relative Einfluss einzelner AVT-Schichten innerhalb des Leistungshalbleiters im ermittelten Gesamt- R_{th} . Eine wichtige Rolle spielt die T_c zudem als Regelgröße für Teststrategie 2 (gemäß Kapitel 2.5.2).

Thermischer Widerstand R_{th}

Der thermische Widerstand R_{th} zwischen zwei geometrischen Stellen a und b ist ergänzend zu Gleichung (4) definiert mit:

$$R_{th(a-b)} = \frac{T_a - T_b}{P_v} = \frac{\Delta T}{P_v} \quad (16)$$

Bei Leistungshalbleitern wird nur der Pfad zum Kühler betrachtet, andere Wege des Wärmestroms werden vernachlässigt. T_a wird zu T_{vj} gesetzt, T_b wird je nach Gegebenheit die Gehäusetemperatur T_c oder bei Modulen ohne Grundplatte vorzugsweise die Kühlkörpertemperatur T_h sein. Bei Modulen mit Pin-Fin Kühler wird die Temperatur des Kühlwassers T_{inlet} genommen. ΔT ist der Temperaturgradient (vgl. Kapitel 2.2.1), z.B. $\Delta T = T_{vj} - T_h$ zur Bestimmung von $R_{th,jh}$. Der zweite Term ist die Verlustleistung P_v , die diesen Hub erzeugt hat.

Ermittelt werden also:

- die Temperatur T_b am Case, im Kühlkörper oder im Kühlmedium mittels eines Thermoelements
- die Temperatur T_{vj}
- der Laststrom I_{Last}
- der Spannungsabfall $V_{CE,warm}$ bei Laststrom, bei Gleichstrombelastung ergibt sich
 $P_v = I_{Last} * V_{CE,warm}$

Ermüdung bedeutet eine Veränderung der physikalischen Eigenschaften oder des Benetzungsgrades der Flächen (Fehlerbeschreibung siehe Kapitel 2.3.2). R_{th} verändert sich entsprechend. Er steigt. EOL gilt als erreicht, wenn R_{th} 120% von Start- R_{th} übersteigt. Die Schwelle „Anstieg um 20%“ als Ausfallkriterium ist darauf zurückzuführen, dass sich R_{th} aus verschiedenen Einzelgrößen zusammengesetzt und eine hohe absolute Messgenauigkeit schwierig zu erreichen ist. Es kommt jedoch bei der Bewertung von Lastwechseltests vor allem auf die relative Veränderung an. Zu beachten ist der Bezugspunkt von R_{th} . Sofern es sich um einen Leistungshalbleiter handelt, dürfen nur diejenigen R_{th} -Bestandteile in Start- R_{th} enthalten sein, die dem Prüfling auch tatsächlich zugeordnet werden können. Alterung der Wärmeleitpaste hingegen oder Verschlechterung des Übergangs zum Kühlwasser bei Wasserkühlung sind nicht dem Leistungshalbleiter, sondern dem System zuzuordnen und müssen entsprechend dort berücksichtigt werden.

Zu beachten bei der Verwendung von Gleichung (16) zur Bewertung des R_{th} -Ausfallkriteriums ist, dass am Ende der Heizphase nur selten ein stationärer thermischer Zustand erreicht ist, in Gleichung (16) dies jedoch durch Vernachlässigung der thermischen Kapazitäten impliziert wird. Im nichtstationären thermischen Falle wird also nicht der R_{th} , sondern der $Z_{th}(t)$ berechnet, wobei t zur Einschaltzeit t_{on} zu setzen ist. Werden im Testverlauf Belastungskriterien angepasst (z.B. als Teil der gewählten Teststrategie, vgl. folgendes Kapitel), speziell die Ein- und Ausschaltzeiten variiert, so kann dies Auswirkungen auf das Ergebnis aus Gleichung (16) haben. Kürzere Zeiten t_{on} führen bei gleicher Verlustleistung P_v zu einem kleineren Temperaturhub ΔT und folglich auch zu einem kleiner berechneten R_{th} . Wird t_{on} groß genug gewählt, so dass die thermischen Kapazitäten als aufgeladen gelten können, kann dieser Effekt vernachlässigt werden.

Auswertung der thermischen Impedanz Z_{th}

Aufbauend auf die thermische Impedanzmessung, wie sie u.a. in [JEC04] beschrieben ist, wird in [HED10, HER11C] eine neue Methode zur messtechnischen Lokalisierung von Fehlerstellen beschrieben, die thermische Impedanzspektroskopie. Grundlage ist das Zerlegen der thermischen Impedanz des DUT in seine Cauer-Bestandteile (vgl. Kapitel 2.2.3) und Zuweisung von aufbau- und verbindungstechnisch realen Schichten (z.B. Chip-lötung ($_chip$), Grundplatten-lötung ($_sys$), Wärmeleitpaste ($_wlp$) in Abbildung 26). Durch Vergleich der thermischen Impedanz des Moduls vor und nach dem Test mit anschließender Bewertung der einzelnen RC-Bestandteile kann erkannt werden, in welcher Schicht eine Degradation stattgefunden hat. Bewertungskriterium ist

dabei der Bereich der jeweiligen schichtspezifischen Zeitkonstante, innerhalb dessen die Veränderung von Z_{th} stattfindet. Diese Methode kann sogar mehr Informationen als Inspektion mittels SAM liefern, da insbesondere bei Ultraschall-Mikroskopie Probleme mit der genauen Fokussierung einer Schicht bei gebogener Grundplatte auftreten.

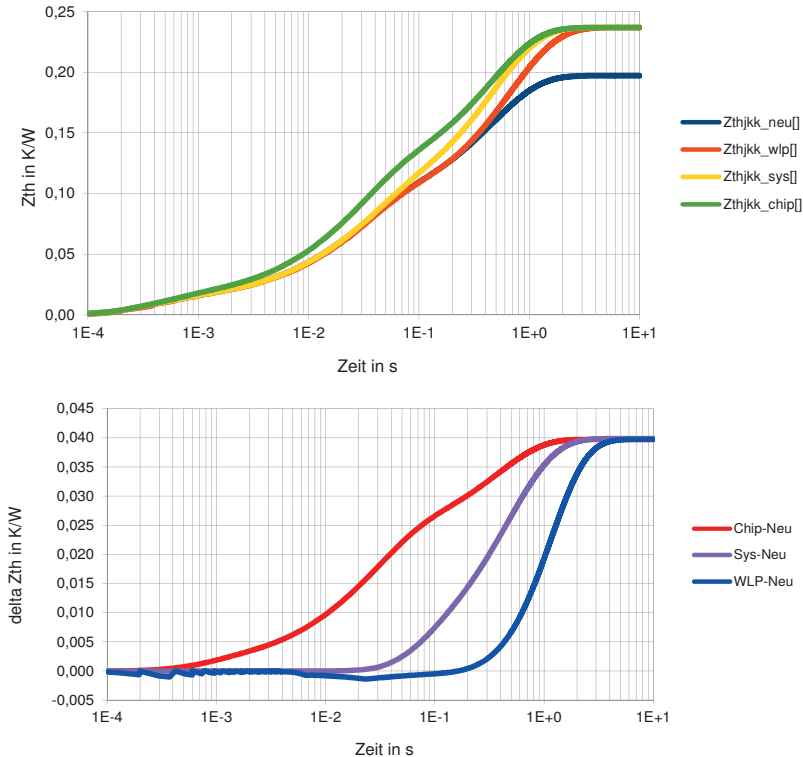


Abbildung 26: oben: Bewertung des Fehlerortes durch Analyse der Z_{th} -Bestandteile. Vergleich Neuzustand (blau) mit simulierten Fehlern in verschiedenen Schichten. Unten: Differenzkurven der simulierten Fehlerkurven zum Neuzustand. Beschriftet ist jeweils der Ort der Degradation. Aus [HEO10A]

2.5.2 Teststrategien

	Teststrategie 1	Teststrategie 2	Teststrategie 3	Teststrategie 4
Benennung	Konstante Ein- und Ausschaltzeiten	Konstante Gehäuse-temperaturen	Konstante Verlustleistung	Konstante obere Sperrschichttemperatur
Regelgröße	$T_{on} = \text{const.}$ $T_{off} = \text{const.}$	Variante 1: $T_{\text{heatsink max}} = \text{const.}$ $T_{\text{heatsink min}} = \text{const.}$ Variante 2: $T_{\text{case max}} = \text{const.}$ $T_{\text{case min}} = \text{const.}$	$P_v = \text{const.}$	$T_{vj \text{ max}} = \text{const.}$ $T_{vj \text{ min}} = \text{const.}$
Variable Größen während Test	keine	T_{on}, T_{off}	I_{last}, V_{ge}	T_{on}, T_{off}, V_{ge}
Beschleunigung der Alterung	100% Lebensdauer	Variante 2: 150% Lebensdauer*	220% Lebensdauer*	320% Lebensdauer*

Tabelle 5: Übersicht der Power Cycling Teststrategien gemäß [SCR10]

Die Existenz verschiedener Teststrategien basiert auf der Tatsache, dass sich während eines Lastwechseltests die Bewertungsparameter ändern. Aufgrund von z.B. Bondabgängen wird ein höherer Spannungsabfall erzeugt, aufgrund von z.B. Lotschichtdegradierungen wird eine höhere Sperrschichttemperatur erreicht. Es lassen sich gemäß [SCR10] vier Teststrategien benennen, welche sich in den Regelparametern unterscheiden und das Ergebnis signifikant beeinflussen. Einen Überblick bietet Tabelle 5. Die darin mit * gekennzeichneten Werte entsprechen den dort gefundenen Ergebnissen, welche sich auf lediglich einen Test stützen.

Teststrategie 1: Konstante Ein- und Ausschaltzeiten

Die obere und untere T_{vj} wird zu Beginn eingestellt durch feste Aufheiz- und Abkühlzeiten t_{on} und t_{off} . Es wird nicht nachgeregelt. Sowohl mit AVT-Schichtdegradation im Laufe der Zeit sich verschlechternder R_{th} als auch der Anstieg der Durchlassspannung V_{CE} führen dabei zu einer nach und nach höheren Belastung durch steigenden Temperaturhub. Diese Methode entspricht am ehesten der Applikation, da in den zulässigen Grenzen ein Lastwechselportfolio ohne zunehmendes Derating mit fortlaufender Testzeit gefahren wird.

Teststrategie 2: Konstante obere und untere Temperaturen am Gehäuse

Die Ein- und Ausschaltzeitpunkte werden durch zuvor fest eingestellte Temperaturschwellen getriggert. Es werden Kühlkörper- oder Gehäusetemperaturen als Regelgrößen benutzt. Bei der Kühlkörpertemperatur als Regelgröße wird die Degradation der Wärmeleitpaste in die Bewertung eingeschlossen. Wird die Casetemperatur des Moduls benutzt, wird nur das Modul als Degradationseinfluss betrachtet. In der Tendenz werden mehr Zyklen bis Ausfall erreicht.

Teststrategie 3: Konstante Verlustleistung

Es wird die im Prüfling umgesetzte Verlustleistung konstant gehalten. Mit zunehmender Alterung (z.B. Bonddrahtabgang und dadurch steigende V_{CE}) erhöht sich bei gleichem Strom die Verlustleistung. Die Regelung reagiert z.B. mit Reduzierung des Laststromes oder Erhöhung der Gatespannung. Je mehr das System altert, desto mehr wird die Belastung reduziert. Somit werden gegenüber Teststrategie 2 und gegenüber Teststrategie 1 höhere Zyklenzahlen erreicht. Diese Strategie kann als anwendungsfern angesehen werden, da in der Anwendung üblicherweise kein Derating mit zunehmender Einsatzzeit eingeführt wird.

Teststrategie 4: Konstante obere Sperrschichttemperatur

Regelparameter ist die virtuelle Sperrschichttemperatur T_{vj} . Diese wird zu jedem Zyklusende mittels der $V_{CE}(I)$ -Methode [SCN09] bestimmt. Es wird durch Regelung der Ein- und Ausschaltzeiten oder durch Reduzierung der Verlustleistung derart eingegriffen, dass die Sperrschichttemperatur am Ende eines Zyklus stets denselben Wert erreicht. Somit hat kein im Prüfling auftretender Alterungseffekt einen Einfluss auf die Sperrschichttemperatur. Mit dieser Teststrategie werden die höchsten Zyklenzahlen erreicht.

2.5.3 Methoden zur Bestimmung der Sperrschichttemperatur T_j

Die wichtigste Größe zur Berechnung der erwarteten Lebensdauer und somit auch des Lastwechseltest ist die Sperrschichttemperatur T_j . Es gibt 3 Verfahren zu deren Bestimmung, jedes hat seine Vor- und Nachteile, entsprechend derer sich die Zweckmäßigkeit bestimmt.

Bestimmung der T_j mittels Infrarotkamera

Die Bestimmung der T_j mittels Infrarotkamera ist dort von Interesse, wo zusätzlich der Temperaturgradient auf der Chipoberfläche zu untersuchen ist. Ein Beispiel zeigt Abbildung 24. Dazu ist das Gehäuse des Leistungshalbleiters zu öffnen und die Chipoberseite mit einem hitzebeständigen Lack zu besprühen. Somit können nur Module und TO-Gehäuse einer solchen Analyse unterzogen werden. Scheibenzellen werden beidseitig in die Kühler gepresst, deren Chipoberfläche ist folglich nicht bei Betrieb freigelegt und beobachtbar. Beim Entfernen der Gehäuseoberfläche können Bonddrähte und Halbleiterchips leicht beschädigt werden. Das Silikongel muss ebenfalls entfernt werden. Dazu bedient man sich eines das Silikon lösenden Mittels, z.B. Ardrex 2312.

Vom Öffnen des Moduls abgesehen, besteht der größte Nachteil der Infrarotaufnahme darin, dass aufgrund der sehr begrenzten Anzahl der Bildpunkte kaum mehrere parallel geschaltete Chips gleichzeitig vermessen werden können oder aber die Aussagekraft der Messungen mangels Auflösung sinkt. Speziell bei Leistungshalbleitern mit mehr als 20 parallel geschalteten Chips ist dies nachteilig. Zudem bedingen die Exaktheit des Triggerzeitpunktes und die Belichtungszeit einen Messfehler. Aufgrund der notwendigen mechanischen Präparationen am Prüfling, der zu geringen Auflösung und nicht zuletzt der sehr hohen Kosten, eignen sich Infrarotkameras nicht für das kontinuierliche Messen der Sperrschichttemperatur während des Lastwechseltests. Exemplarische vergleichende Aufnahmen könnten fallspezifisch hingegen angebracht sein, z.B. um die Änderung der Wärmeverteilung über die Chipoberfläche vor und nach einer Lotalterung zu vergleichen.

Bestimmung der T_j mittels thermischer Rechnung

Diese Methode wurde in [WAN00] verwendet. Anhand der Verlustleistung P_v , des thermischen Widerstandes R_{th} und einer Temperaturmessung an einem definierten Ort innerhalb des bekannten thermischen Netzwerkes (typisch: T_c oder T_{inlet}) kann für den thermisch eingeschwungenen Zustand T_{vj} bestimmt werden. Man bedient sich des einfachen Zusammenhangs auf Basis von (16):

$$T_j = P_v \cdot R_{th} + T_{inlet} = I_c \cdot V_{ce} \cdot R_{th} + T_{inlet} \quad (17)$$

Diese Methode eignet sich nur für thermisch eingeschwungene Systeme, da nur dann die thermischen Kapazitäten aufgeladen und vernachlässigt werden können. Zudem kann mit dieser Methode eine Alterung nur bedingt beobachtet werden. Theoretisch können Alterungseffekte wie:

- Bondabgang
 - höhere $V_{CE} \rightarrow$ höhere $P_v \rightarrow$ höhere T_{vj}
 - Veränderung der Werte am Anfang *und* am Ende des Aufheizvorganges
- Schichtdegradierung
 - Höherer $R_{th} \rightarrow$ höhere $T_{vj} \rightarrow$ höhere V_{CE} am Ende des Aufheizvorganges $\rightarrow$ höhere P_v am Ende des Aufheizvorganges $\rightarrow$ höhere berechnete T_{vj}

erkannt werden. Insofern eignet sich diese Methode für eine kontinuierliche Überwachung. Die Fokussierbarkeit der Methode auf eine tatsächliche Alterung/Ermüdung und damit deren Aussagekraft insgesamt hängt jedoch an der Genauigkeit und der Auflösung der V_{CE} - Spannungsmessung.

Zur Erkennung einer qualitativen Alterung/Ermüdung ist das exakte Wissen über die tatsächliche Größe des thermischen Netzwerkes irrelevant, da die R_{th} -Werte nur als Konstante in (17) eingehen, bezüglich der quantitativen Bestimmung der Lebensdauerkurve ist es jedoch essenziell. Jede Abweichung des reellen vom bei den Berechnungen angenommenen Wert bei R_{th} geht direkt proportional in den Temperaturhub ΔT_j ein und hat somit ein entscheidendes Gewicht bei N_f . Neben der Tatsache, dass bei den meisten Lastwechseltests kein stationärer thermischer Zustand am Ende des Aufheizvorganges erreicht wird, ist dies der Schwachpunkt dieser ansonsten einfachen und wirkungsvollen Methode.

Es wäre denkbar, das thermische Netzwerk um die thermischen Kapazitäten zu erweitern, um somit auch transiente thermische Zustände erfassen zu können. Jedoch ist aktuell nicht geklärt, wie sich die thermischen Kapazitäten entlang des Entwärmungsweges bei Alterung/Ermüdung verhalten. Deren Einfluss müsste folglich geschätzt werden. Beispielsweise schlägt [HEO10B] vor, bei Schichtermüdung die Zeitkonstante der der RC-Glieder im Cauer-Netzwerk konstant zu halten, was einer Anpassung der Kapazitäten indirekt proportional zur Entwicklung des thermischen Widerstands entspräche. Dies ist

problematisch, da im transienten Zustand keine Aussage zum R_{th} selbst gemacht werden kann.

[WAN00] wendete diese Berechnungsmethode zur T_{vj} -Bestimmung nicht bei Modulen, sondern bei Presspacks an. Da deren Fehlermodi deutlich weniger erforscht sind als die der Leistungsmodule (kein Bonds, keine Lote, zusätzliche Kühlung der Chipoberseite), steht der Nachweis der Bewertbarkeit der Alterung/Ermüdung mithilfe dieser Methode bei den Scheibenzellen aus.

Bestimmung der virtuellen Sperrschichttemperatur T_{vj} mittels $V_{CE}(T)$ Methode

Der Spannungsabfall V_{CE} des Prüflings in Durchlassrichtung wird benutzt um auf die virtuelle Sperrschichttemperatur T_{vj} rückschließen zu können, während ein sehr kleiner Strom I_{Mess} fließt, welcher im Prüfling vernachlässigbar kleine Verluste erzeugt. Dieses Verfahren ist das üblicherweise für Lastwechseltests benutzte Verfahren und kommt auch in Forschungsprojekten zum Einsatz [FER08, FER10, HER11A, HER11B, BOR11B, HED10 und HED12].

Eine anwendungsnahe Beschreibung der Methode und ihrer Grenzen kann [SCN09] entnommen werden. Sie wird genutzt um die T_{vj} zu Beginn und am Ende des Aufheizvorganges zu detektieren. Nach dem Ende des Aufheizvorganges t_{on} wird der Laststrom I_{Last} vom erhitzten Prüfling abkommutiert, der Prüfling selbst bleibt dabei eingeschaltet. Der Abkühlvorgang t_{off} beginnt. Nun treibt eine hochgenaue (ca. $\pm 1\text{mA}$) Stromquelle (Messstromquelle) einen Gleichstrom I_{Mess} in Höhe von ca. $0,025...0,1\%$ bezogen auf den Modulnennstrom durch den Prüfling (Beispiel: Infineon-Modul FF900R12IE4T [IFX12] $\rightarrow$ 900A Nennstrom $\rightarrow$ ca. $250...400\text{mA}$ Messstrom). Der Strom ruft einen Spannungsabfall V_{CE} am Prüfling hervor. Dieser ist bei konstantem Strom physikalisch bedingt von der virtuellen Sperrschichttemperatur T_{vj} abhängig; aus der Physik des pn-Übergangs lässt sich Gleichung (18) ableiten

$$V_{CE} = \frac{k_B \cdot T_{vj}}{q} \ln \left(\frac{j_{ref}}{j_s} + 1 \right) \quad (18)$$

wobei:

T_{vj} = virtuelle Sperrschichttemperatur [K]

q = Elementarladung

j_{ref} = Stromdichte bei Messstrom

j_s = Sperrsättigungsstromdichte

Der hauptsächlich die Temperaturabhängigkeit bestimmende Parameter ist der Sättigungsstrom j_s , der exponentiell mit der Temperatur zunimmt. Für j_{ref} im Bereich $1/1000$ des Nennstroms erhält man für Bauelemente der Spannungsklasse kleiner 1700V typischerweise eine Gerade. Bei Spannungsclassen ab 3300V erhält man Abweichungen vom linearen Verlauf. Bei der dort vorliegenden weiten Basis ist auch bei kleinem Strom der Spannungsabfall in der Basis nicht mehr vernachlässigbar.

Die Relation $V_{CE}=f(T_{vj})$ wird Kalibrierungskurve genannt, vgl. Abbildung 27. Sie muss für jeden Prüfling separat bestimmt werden, da fertigungstechnisch bedingte Unterschiede zwischen den Prüflingen zu leicht verschiedenen Kalibrierkurven führen können und aufgrund des starken nichtlinearen Einflusses der T_{vj} auf die Lebensdauer (vgl. Kapitel 2.3) eine hohe Genauigkeit in der T_{vj} -Bestimmung erwünscht ist.

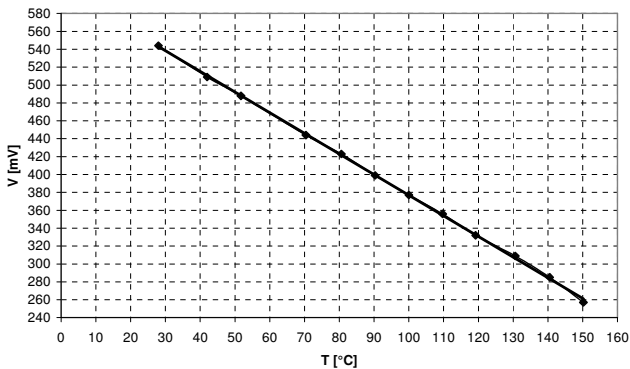


Abbildung 27: Beispiel einer Kalibrierkurve gemäß $V_{CE}(T)$ -Methode nach [LUT06]

2.5.4 Kalibrierung als Grundlage der T_{vj} -Bestimmung

Kalibrieren bedeutet, die experimentelle Evaluierung der auf der $V_{CE}(T)$ -Methode beruhenden Relation von V_{CE} und T_{vj} bei einem kleinen Strom. Das passive Kalibrierverfahren ist die klassische Methode der Kalibrierkennlinienevaluierung. Der Prüfling wird, durch eine äußere Temperaturregulierung (z.B. Heizplatte, Klimakammer o.ä., vgl. Abbildung 28) auf eine bestimmte Temperatur gebracht. Auf diesem Temperaturniveau wird solange verharret, bis der Prüfling innerhalb seines Gehäuses einen räumlichen Temperaturgradienten von Null aufweist (19), er also die extern eingeprägte Temperatur vollständig angenommen hat und (20) gilt.

$$\frac{\partial T_{\text{intern}}}{\partial x, y, z} = 0 \quad (19)$$

$$T_{\text{extern}} = T_{\text{intern}} = T_{\text{vj}} \quad (20)$$

Sobald Temperaturhomogenität (19) herrscht, wird, während I_{Mess} fließt, mittels Spannungsmessung und Temperaturmessung ein Messpunkt $\{V_{\text{CE}}; T_{\text{vj}}\}$ erzeugt. Dazu wird mittels Temperatursensor (meist Thermoelement Typ K) die Temperatur T_{extern} und der Spannungsabfall des Prüflings V_{CE} gemessen. Diese Prozedur wird mit weiteren Temperaturpunkten $T_{\text{extern}, 1 \dots n}$ wiederholt, bis genügend Punkte zur Erstellung der Kalibrierfunktion vorliegen. 5 bis 10 Punkte genügen in den meisten Fällen, die Anzahl steigt sinnvollerweise bei Nichtlinearität höher sperrender Prüflinge.

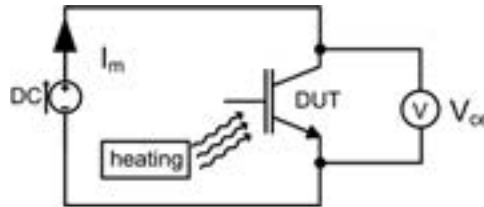


Abbildung 28: Passive Kalibriermethode. I_m : Messstrom, heating: externe und somit passive Erwärmung des Prüflings, aus [BOR12]

Bereich der passiven Kalibrierung

Die passive Kalibrierung wird üblicherweise über den für den Lastwechseltest relevanten gesamten T_{vj} -Arbeitsbereich durchgeführt. Klimakammern bieten diese Temperaturbereiche (Raumtemperatur bis $T_{\text{vj,max}}$, meist 150 oder 175°C, teils auch bereits 200°C) standardmäßig an. Im Bedarfsfall können auch negative Temperaturwerte angefahren werden.

Besonderheiten bei der Kalibrierung hochsperrender Leistungshalbleiter

Leistungshalbleiter sind in verschiedene Sperrspannungsklassen unterteilt. Bezüglich der Kalibrierung hat dies insofern Relevanz, als dass die typische Linearität der Kalibrierkennlinie mit zunehmender Sperrspannungsklasse verschwindet. Abbildung 29 zeigt einen simulativen Vergleich von Halbleitern verschiedener Spannungsklassen.

Dieses Ergebnis ist deshalb von Bedeutung, da die Nichtlinearität bei Temperaturen um 125°C (ca. 400K) besonders gut zu beobachten ist. Genau

dies sind die bei hochsperrenden Bauelementen angefahrenen Temperaturbereiche.

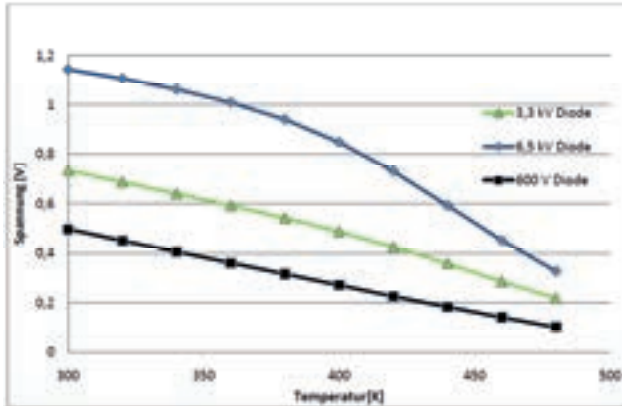


Abbildung 29: Simulierte Verläufe der Kalibrierkennlinie von Dioden unterschiedlicher Sperrspannungsklasse, aus [OTT11]

2.5.5 Klassischer Lastwechseltest (Lastwechseltest mit Gleichstrom)

Der klassische Lastwechseltest definiert sich durch das zyklische Aufheizen und Abkühlen eines Bauelements mittels in ihm entstehender Verlustleistung, erzeugt durch die Leitverluste eines das Bauelement durchfließenden Gleichstromes. Zudem wird genau ein Temperaturzyklus eingestellt und im Rahmen der jeweils gewählten Teststrategie (vgl. Kapitel 2.5.2) konstant gehalten. Bei Aufheizen entsteht ein Temperaturgradient entlang des Wärmepfads im Leistungshalbleiter, im Kühler und dem Kühlmedium. Anders als beim Thermal Cycling (vgl. Kapitel 2.5.6) gibt es keine homogene Wärmeverteilung im Leistungshalbleiter. Der Endzustand eines Zyklus ist definiert durch eine maximale (am Ende des Erwärmungsvorganges) und minimale (am Ende des Abkühlungsvorganges) virtuelle Temperatur der Sperrschicht T_{vp} , wobei dies jeweils kein stationärer thermischer Zustand sein muss. Weitere Parameter des klassischen Lastwechseltests, die das Ergebnis direkt beeinflussen, sind neben dem Prüfling mit all seinen produkt- und technologiespezifischen Eigenheiten die Einschaltzeit t_{on} und die Stromamplitude I_{Last} bezogen auf den Nennstrom sowie die Kühlbedingungen. Abbildung 30 zeigt einen maximal vereinfachten schematischen Aufbau einer Lastwechselvorrichtung. Sie besteht aus den Kernkomponenten

Laststromquelle, Messstromquelle, Prüfling und V_{CE} -Messeinrichtung. Darauf aufbauend ist in Abbildung 31 der zeitliche Ablauf eines Testzyklus dargestellt. Die sich entsprechend ergebenden zeitlichen Strom-, Spannungs- und Temperaturverläufe sind in Abbildung 32 vereinfacht gezeigt.

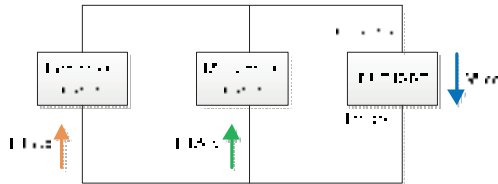


Abbildung 30: Vereinfachte Tester-Darstellung mit nur einem DUT.



Abbildung 31: Ablaufschema für einen Lastwechseltest mit Teststrategie 1 (konstante t_{on} und t_{off} -Zeiten). Die sich ergebenden zeitlichen Verläufe sind in Abbildung 32 dargestellt.

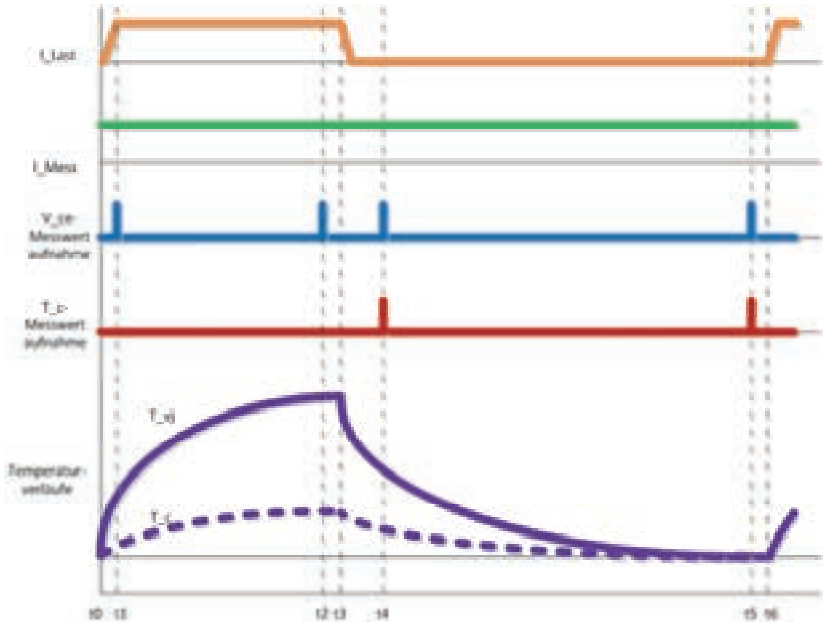


Abbildung 32: Strom-, Spannungs- und Temperaturverläufe während des klassischen Lastwechseltests. Größenordnungen an den Achsen nicht maßstabsgerecht. Zeitpunkte entsprechend Abbildung 31.

2.5.6 Temperaturwechseltest

Temperaturwechseltest, oder Thermal Cycling, bezeichnet das zyklische Aufwärmen und Abkühlen eines Systems durch Erhöhen oder Verringern der Umgebungstemperatur T_{amb} ; der Temperaturhub ΔT wird anders als beim Power Cycling nicht durch Verluste des Prüflings realisiert. Der Endzustand eines Zyklus ist erreicht, wenn das System eine homogene Wärmeverteilung nach (19) einer absoluten Temperatur erreicht hat. Der Prüfling hat die Temperatur der Umgebung angenommen. Es tritt kein Temperaturgradient im System auf, lediglich ein Temperaturhub bzw. eine zeitliche Temperaturänderung. Thermal Cycling wirkt sich überwiegend auf die großflächige Grundplattenlötung aus. Auf den Chip selbst hat es kaum oder gar keinen Einfluss. Tests werden in Zweikammersystem durchgeführt. Der Prüfling wird zwischen diesen beiden klimatisierten Kammern hin- und herbewegt. In Abhängigkeit der Geschwindigkeit der Bewegung und der

Verweildauer unterscheidet man zwischen TST = Thermal Shock Test und TCT = Thermal Cycling Test.

2.5.7 Klassischer Lastwechseltest mit unterlagertem Temperaturwechsel

Selten treten in der Realität Power Cycling und Thermal Cycling getrennt auf. Meist geschieht dies in überlagerter Form. Beispiel: Kaltstart eines Elektroautos im Winter bei minus 20°C. Zum Startzeitpunkt betrage die thermische Bezugstemperatur (=Einlasstemperatur des Kühlmediums) $T_{\text{inlet}} = -20^\circ\text{C}$. Mit Betrieb des Systems erwärmen sich der Motorraum und das Kühlmedium deutlich (Temperaturwechsel). Gleichzeitig wird durch Stop&Go abwechselnd beschleunigt und abgebremst (Lastwechsel). Eine Erweiterung des Testablaufs des klassischen Lastwechseltests zur Abbildung dieser Doppelbelastung findet sich in [FER07, FER08, HEO10, HER11A und HEO12]. Dort werden den Lastwechseln unterlagerte Temperaturhübe beschrieben, siehe Abbildung 33, folglich bei konstantem Temperaturhub der Sperrschicht die Referenztemperatur jedes weiteren Hubes erhöht. In [FER08] wird der unterlagerte Temperaturwechsel durch Abschalten des Lüfters eines Luftkühlers erreicht. Es wird ohne Begründung angenommen, dass es nur einen Fehlermechanismus gibt, obwohl gegenteilig in der dort referenzierten [SCN02] behauptet wird, dass es mehrere, voneinander unabhängige Fehler gibt. [POR10] analysiert die Vorgänge aus [FER08] per thermomechanischer Simulation und hilft bei der Interpretation der Ausfallursache. [HEO12] realisiert den unterlagerten Temperaturhub durch eine rampenförmig gestellte Vorlauftemperatur eines Wasserkühlers. Die dortigen Tests werden an Leistungsmodulen mit Pin-Fin Kühlkörperstruktur durchgeführt, deren Einsatzgebiet Hybridautomobile sind. Zur Berechnung der Lebensdauer wird jeweils die Rainflowmethode angeführt.

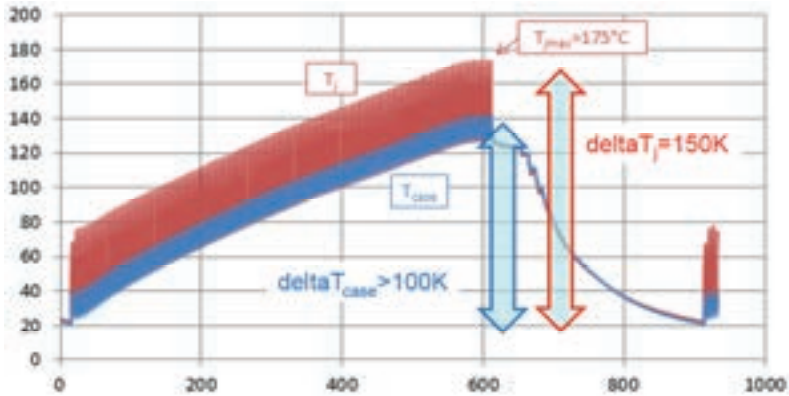


Abbildung 33: Beispiel für überlagerte Lastwechseltests. x-Achse: t [s], y-Achse: T_{vj} [°C], aus [HER11A]

2.5.8 Lastwechseltest im Umrichterbetrieb

Ein neues Verfahren ist der Lastwechsel im Umrichterbetrieb. Entgegen dem klassischen und dem überlagerten Lastwechseltest, bei denen lediglich ein DC-Strom fließt und keine Spannungsbelastung auftritt, wird hier ein erheblicher Teil der den Temperaturhub erzeugenden Verlustleistung durch Schaltverluste generiert. Gleichzeitig ist der Prüfling der im Sperrfall anliegenden Sperrspannung ausgesetzt. Das besonders Anspruchsvolle an diesem Verfahren ist die Messung der Parameter V_{CE} bei I_{Last} sowie R_{th} . In [HER10A] wird der Frage nachgegangen, inwieweit diese zusätzlichen Parameter die Alterungsgeschwindigkeit verglichen mit gleich hohen, aber bei klassischem Lastwechseltest erzeugten Temperaturhüben verzerren. Erste Ergebnisse zu den dort beobachteten Alterungsvorgängen (Degradation des Chip- und Systemlots) werden als vereinbar mit denen aus anderen, nur DC-bestromten Tests beschrieben. Das Modul erreichte 44.000 Zyklen bis zum 20%- R_{th} -Ausfallkriteriums (Power Cycling: $\Delta T_{vj} = 92\text{K}$, $T_m = 106^\circ\text{C}$). Damit wurde eine vergleichbare Lebensdauer erreicht wie per $N_f = f(\Delta T_{vj}, T_m)$ -Kurven prognostiziert (40.000 Zyklen, dort allerdings bei 25K geringerer Bezugstemperatur). Referenziert wird auf die CIPS2008-Ergebnisse aus [BAY08] mit einer Einschaltzeit von $t_{on} = 1,5\text{s}$.

2.5.9 Einflüsse auf Genauigkeit und Aussagekraft der Lastwechselergebnisse

Messungenauigkeiten

Wesentliche Messgröße eines Power Cycling Tests ist die V_{CE} bei Anwendung der $V_{CE}(T)$ -Methode. Bedeutendster systematischer Einfluss bei der Bestimmung der Temperatur ist der Messzeitpunkt für die Warmmessung der Sperrschichttemperatur $T_{vj,max}$ bei $V_{CE,warm}$ @ I_{Mess} (vgl. Kapitel 2.5.1), der nicht direkt nach dem Abschalten gesetzt werden kann. Das beschränkt die Vergleichbarkeit mit Messungen anderer Messzeitpunkte. Der Messfehler ist zudem abhängig von der Stromdichte. In [HER12] wird dieser auf 4K bei 300 μ s und 6K bei 500 μ s Messverzögerung bei einer Stromdichte von 259W/cm² beschrieben, ermittelt unter Anwendung der Wurzel-t-Methode. Dabei wird die Abkühlkurve über der Wurzelfunktion der Zeit aufgetragen. In dieser Darstellung ergeben sich Abkühlgeraden, wie Abbildung 34 zeigt.

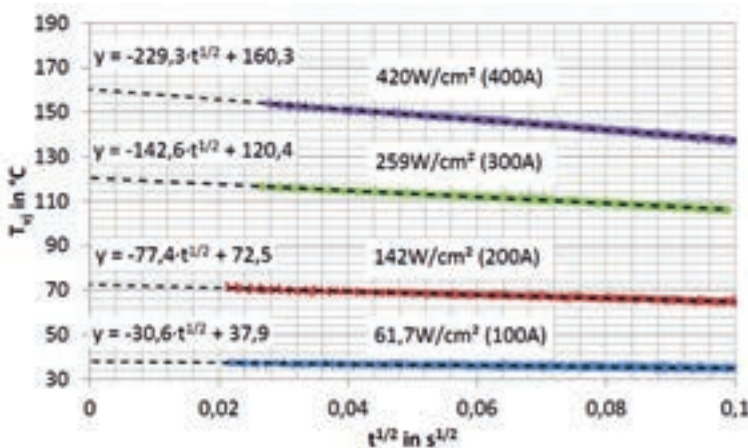


Abbildung 34: Abkühlverhalten bei verschiedenen Stromdichten. Aufgetragen über der Wurzel-Zeit, aus [HER12]

Realitätsbezug

Klassisches Power Cycling erhitzt den DUT durch Leitverluste. In der Realität treten aber insbesondere auch Schaltverluste auf, welche je nach Schaltfrequenz über 50% der Gesamtverluste ausmachen können. Der Einfluss der Schaltverluste wurde in [HER10A] untersucht, mit dem Ergebnis, dass es keinen relevanten Unterschied gibt (vgl. Ausführungen in Kapitel 2.5.8). Der

Realitätsbezug durch DC-Bestromung bei Lastwechseltests scheint also gegeben.

Bonddrähte

Bonddrähte erzeugen einen parasitären ohmschen Spannungsabfall, der einen Messfehler in der V_{CE} -Messung zur Temperaturbestimmung zur Folge hat. Mittels Kalibrierung wird diese Komponente vor Beginn von PC-Tests eliminiert. Allerdings verbleibt die temperaturabhängige Komponente des ohmschen Widerstandes. Diese ist jedoch vernachlässigbar klein, wie folgende Abschätzung zeigt: Unter der Annahme von Alubonds mit einem Temperaturkoeffizienten von $0,004 \text{ K}^{-1}$ erhöht sich bei einer Temperaturänderung von beispielsweise 100 K R_{Alu} und somit auch der parasitäre Spannungsabfall über dem Bond um $+40\%$. Bei Nennstrom fallen ca. 100 mV über den Bonds ab. Der Messstrom I_{Mess} ist bei der V_{CE} -Messung um mindestens drei Größenordnungen niedriger, und damit auch der anteilige Spannungsabfall an den Bonds, der sich im Beispiel zu $+40 \mu\text{V}$ ergibt. Vergleicht man diese Änderung mit den Absolutwerten einer Kalibrierkurve (siehe Abbildung 27), so führen $+40 \mu\text{V}$ bei einem Anstieg der Kalibrierkennlinie von ca. -2 mV/K zu einem vernachlässigbar kleinen absoluten Fehler von $0,02 \text{ K}$.

Bei der Messung von V_{CE} bei Laststrom geht der Spannungsabfall über den Bonddrähten allerdings ein. Da jedoch die relative Änderung von R_{th} beurteilt wird, ist der Einfluss der Messungenauigkeit klein.

Temperaturgradient entlang der Chipoberfläche

Gemessen wird stets T_{vj} , die virtuelle Sperrschichttemperatur mittels $V_{CE}(T)$ -Methode. Die tatsächlichen Temperaturverhältnisse im Chip sind abhängig von der Position auf der Chipoberfläche und im Chip. Besonders in der Chipmitte treten Spitzentemperaturen $T_{j,max}$, teils deutlich über der gemessenen virtuellen Sperrschichttemperatur T_{vj} auf, an den Rändern liegt die Temperatur darunter. Bei hoher Verlustleistungsdichte kann der Unterschied bis deutlich über 20 K ausmachen, vergleiche Abbildung 24. In [SCN09] wird diese Ungleichverteilung behandelt. Es wird gezeigt, dass mit der ebenfalls dort beschriebenen $V_{CE}(T)$ -Methode zur Ermittlung der virtuellen Sperrschichttemperatur T_{vj} ein Wert nahe der mittleren Sperrschichttemperatur gemessen wird.

Parallelschaltung von Chips im Gehäuse

In einem Modul werden meist mehrere IGBTs und Freilaufdioden in Parallelschaltung betrieben. Die Einzelchips müssen an verschiedenen Stellen des Gehäuses positioniert werden und stammen nicht zwangsläufig aus einer einzelnen Charge oder vom selben Wafer. Fertigungsstreuung führt dazu, dass

die Chips untereinander z.B. in der Threshold-Spannung variieren können, was sich durch verschiedene Durchlassspannungen bei gleichem Strom und gleicher Temperatur auswirkt, in der Parallelschaltung also in einer Stromunsymmetrie zwischen den Chips mündet. Das Resultat sind ungleiche Temperaturverteilungen zwischen den Chips, insbesondere nach Wirksamwerden von Alterungsvorgängen z.B. im Lot unter nur einem von beispielsweise drei parallelen IGBTs, aber auch anhand von stellenweise besserer/schlechterer Kühlung (unter Chip 1 verläuft ein Kühlrohr, unter Chip2 nicht → Chip2 wird tendenziell wärmer). Üblich sind auch geometriebedingt verschiedene parasitäre Widerstände oder Induktivitäten in Reihe zu den einzelnen Chips, was erneut zu Stromunsymmetrien führt. V_{CE} -Messungen sind schließlich immer ein Abbild der nicht ideellen Parallelisierbarkeit von Chips. Genutzt werden dennoch die unter Kapitel 2.5.1 vorgestellten Bewertungskriterien, da für den Anwender das Gesamtverhalten des Moduls spezifiziert und wesentlich ist. Die den selektiven Chips unmittelbar zuordenbaren AVT-Schichten (insb. Chiplot, Bonds) können also wesentlich stärker altern. Die gealterten Chips werden dabei das Gesamtergebnis überdurchschnittlich prägen.

Wärmeleitpaste

Wärmeleitpaste ist notwendig zum korrekten Aufbringen des Moduls auf einen Kühler. Bei den anschließenden Messungen im Lastwechseltest ist zu beachten, dass genauso wie das Modul selbst, auch die Wärmeleitpaste Alterungsvorgängen unterworfen ist und ihre physikalischen Eigenschaften mit der Zeit ändert. Es gibt eine Fülle von Wärmeleitpasten. Nur sehr wenige erscheinen für die Anwendung in einer WEA geeignet. Der Einfluss der Wärmeleitpaste kann durch Regelung auf eine konstante Gehäusetemperatur T_c eingeschränkt, aber nicht unterbunden werden. Auch nach Umsetzen dieser Teststrategie besteht immer noch die Möglichkeit der Bildung von inhomogenen Verteilungen der Paste mit der Folge inhomogener thermischer Übergänge zum Kühler mit partiell heißeren Stellen an der Modulbodenplatte. Weiterhin besteht die Möglichkeit des Wärmeleitpastenwechsels bei Tests mit sehr hoher Zyklenzahl. In [AMO06A] wurde dies gemacht, bei Offshore WEA dürfte dies allerdings keine Option sein.

Reproduzierbarkeit der Ergebnisse

Während der Erwärmungsphase in einem Lastwechseltest befinden sich die Prüflinge nicht oder nur sehr selten in einem stationären thermischen Zustand. Speziell bei kürzeren Einschaltzeiten ist am Ende der Erwärmungsphase der Prüfling noch im transienten thermischen Zustand. Sofern zur Bewertung der

Lastwechselfestigkeit die Gehäuse- oder Kühler Temperatur (vgl. [HET01]) herangezogen werden soll, beispielsweise bei Teststrategie 2 (vgl. Kapitel 2.5.2), so ist die Positionierung des Temperatursensors von Bedeutung. Sehr dünne Thermolemente haben hier Schwächen. Diese können zwar sehr nah am Prüfling montiert werden, allerdings ist eine exakte, insbesondere reproduzierbare Positionierung nur schwer zu erreichen.

2.5.10 Statistik und Ergebnisdarstellung

Weibull-Verteilung

Die geeignete statistische Methode zur Auswertung von Power Cycling Tests ist die Weibull-Statistik. Sie wird darüber hinaus auch für andere ingenieurwissenschaftliche Fachgebiete für Zuverlässigkeitsbetrachtungen herangezogen. Bei den unter identischen Bedingungen gestressten Prüflingen wird die Zahl N_f der jeweiligen Zyklen bis EOL aufgenommen. Es werden anschließend zwei Funktionen ermittelt (wie Abbildung 35 zeigt):

- $f(N_f)$ = Dichtefunktion (probability density). Sie stellt dar, wie hoch die Wahrscheinlichkeit ist, dass der Prüfling genau bei diesem Zyklus ausfällt, in Abbildung 35 gestrichelt dargestellt
- $F(N_f)$ = Verteilungsfunktion (accumulated probability) = aufintegrierte Dichtefunktion. Sie ergibt 1 (bzw. 100%) wenn alle Prüflinge ausgefallen sind.
- Die Streubreite von $f(N_f)$ kennzeichnet die Fertigungsgüte. Je enger die Ausfälle bezogen auf die Zyklenzahl beieinander liegen, umso höher ist sie.

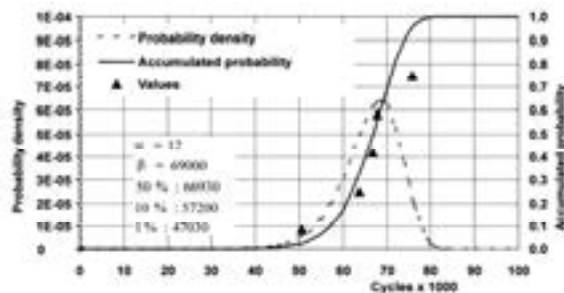


Abbildung 35: Weibullverteilung eines Tests mit 6 Prüflingen (3 Bauelemente mit je 2 Dioden in Reihe), aus [LUT06]. Die y-Achse wurde in 6 Abschnitte geteilt und die Ausfälle nach Ihrem Auftreten bei N_f in die Mitte dieses Abschnitts gelegt. Nach Ausfall des 5. Prüflings wurde der Test beendet.

Die Weibullverteilung, wie in Abbildung 35 zu sehen, gilt genau genommen nur für jene Prüflinge, die unter absolut identischen Bedingungen getestet wurden. Dies ist in der Realität im Allgemeinen nicht erreichbar. Es gibt immer eine Streuung der Testparameter, selbst wenn beabsichtigt ist, sie gleich zu halten. Es ist kaum möglich, die Prüflinge so anzuordnen, dass die Kühlbedingungen für alle gleich sind. So variiert z.B. die eingestellte maximale T_{vj} zwischen den Prüflingen um einige Kelvin ($\pm 3K$ oder mehr ist üblich). Dieser Effekt hat zur Folge, dass durch die unbeabsichtigte Testparametervariation bereits mithilfe einer kleinen Anzahl von Prüflingen eine $N_F=f(\Delta T)$ -Kurve erstellt werden kann. Ein Test erzeugt dabei eine Wolke von Ergebnispunkten, die relativ nahe beieinander liegen, aber manchmal schon eine Tendenz der resultierenden Lebensdauerkennlinie anzeigen. Werden weitere Tests unter anderen Parametern gefahren, können Kurve und Kurvenschar anschließend ergänzt werden. Außerdem ist zu berücksichtigen, dass der Wegfall eines Prüflings die Betriebsbedingungen der anderen Prüflinge verschieben kann. Dann wird der erste Ausfall als Wert in die N_F -Kurve übernommen.

Rainflow-Methode

Es existieren verschiedene Zählmethoden. Für Leistungshalbleiter als relevant vermutete Methoden wurden in [MAA11] einem Vergleich unterzogen. Dieser soll hier nicht wiedergegeben werden, da bereits ausreichend, z.B. in [ARU04] dokumentiert. Es sei nur wiedergegeben, dass die auf dem per Rainflow-Methode ermittelten Lastwechselportfolio aufsetzenden FEM-Berechnungen die kleinsten Abweichungen bezogen zum ursprünglichen Mission Profile ergaben und sie somit als die geeignete verfügbare Methode zur Erstellung des Lastwechselportfolios gilt. Die Rainflow-Methode ist ein ursprünglich aus dem Fachgebiet Werkstofftechnik stammender statistischer Auswertalgorithmus. Zur Veranschaulichung der Zählweise dreht man den zeitlichen Verlauf des Temperaturganges um 90° im Uhrzeigersinn und stellt sich anschließend Regentropfen vor, die von oben auf den Zeitverlauf fallen und der Kurve entsprechend hinunterfließen, vgl.

Abbildung 36. Jeder Regenwasserfluss vom Anfangs- (Beginn des Temperaturanstieges) bis zum Endpunkt (Ende der Aufheizzeit, Beginn der Abkühlung) wird als Halbzyklus gewertet. Zusammen mit Halbzyklen gleicher Größe, aber entgegengesetzter Richtung ergibt sich ein voller Zyklus. Bis zum Ende durchfließend und anschließend wieder auf Anfangsniveau abfallend ergibt sich der große Zyklus ΔT_2 . Zu jedem lokalen Minimum beginnt zudem ein neuer Halbzyklus. Der kleine Zyklus ΔT_1 ergibt sich durch jeweils einen solchen Beginn und reicht bis zur Vereinigung mit dem großen Zyklus.

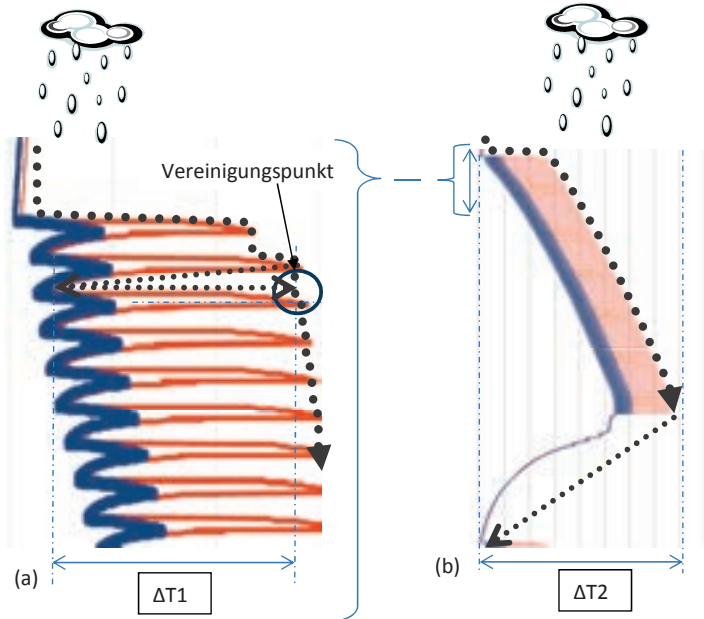


Abbildung 36: Rainflow-Zählmethode. (a) und (b) sind gedrehte Darstellungen des zeitlichen Verlaufs aus Abbildung 33. Der gepunktete Pfeil symbolisiert den Regentropfen, der entlang des Zeitverlaufes „abfließt“.

Abbildung 36 besteht also aus:

- 1x Zyklus mit Temperatursprung $\Delta T2=155\text{K}$ und dazugehörendem Temperaturmittelwert $T2_m=98^\circ\text{C}$
- 100x Zyklus mit Temperatursprung $\Delta T1=50\text{K}$ und dazugehörendem, mit jedem Zyklus steigendem $T1_m=55^\circ\text{C}\dots 150^\circ\text{C}$

3 Lastwechselbelastung von Leistungshalbleitern in Offshore Windenergieanlagen

Trotz vieler leistungselektronischer Parallelen zwischen den Anwendungen wie Windenergie- und Photovoltaikanlagen, Industrie- und Traktionsantrieben, definiert sich jede der Anwendungen durch spezifische Eigenheiten in der Auslegung des Frequenzumrichters, ganz speziell des Leistungshalbleiters. Jene Eigenheiten sollen in diesem Kapitel beleuchtet und in Bezug auf die Lastwechselbelastung und die darauf aufbauende Lebensdauervorhersage herausgearbeitet und diskutiert werden.

3.1 Applikationsbezogene lastwechselbeeinflussende Größen

Auf die Lastwechselbelastung des Leistungshalbleiters kann Einfluss genommen werden. Im Folgenden werden die entsprechenden Designelemente vorgestellt, welche sich besonders stark auswirken.

3.1.1 Optimierungsgegensatz von Leistungsdichte und Lebensdauer

Effizienz bedeutet im Allgemeinen eine optimale Nutzung der Gegebenheiten. Bezüglich Frequenzumrichter werden damit meist eine Minimierung der Baugröße, eine entsprechend erhöhte Leistungsdichte und, bezogen auf den Halbleiter, verbesserte Kühlung und/oder höhere Sperrschichttemperaturen adressiert. Eine Verbesserung der Kühlung bei gleichbleibender Sperrschichttemperatur kann durch eine verbesserte Gehäusetechnologie des Leistungshalbleiters abgefangen werden. Eine Erhöhung der Sperrschichttemperatur hingegen wirkt sich zusätzlich zum Leistungshalbleiter selbst, auf alle den Leistungshalbleiter direkt räumlich umgebenden Komponenten, wie etwa Treiber- und Kontrolleinheit sowie Zwischenkreiskondensator aus, da ein Teil der Verluste stets in den umgebenden Raum abgegeben wird.

Es stellt sich die Frage, inwieweit eine Erhöhung der maximalen Sperrschichttemperatur als zentrales Auslegungskriterium die Lastwechselbelastung des Halbleiters beeinflusst. Hierzu sollten die einzelnen Frequenzbereiche der auftretenden Lastwechsel genauer analysiert werden. Es können drei Bereiche unterschieden werden. Lastwechselbelastung durch:

- Schaltfrequenz
- Drehfeldfrequenz
- Änderungen des Arbeitspunktes

Lastwechselbelastung im Bereich der Schaltfrequenz

Die Schaltfrequenzen bei Windenergieumrichtern liegen typisch bei 1kHz bis 2,5 kHz, bei Multilevelumrichtern teils auch <1kHz. Entsprechende Lastwechselzyklen treten im Bereich 400µs bis 1ms, bei <1kHz auch über 1ms auf. Dies entspricht der zeitlichen Größenordnung, innerhalb derer in einem Lastwechseltest die virtuelle Sperrschichttemperatur gemessen wird, nachdem der den Prüfling erhaltende Laststrom abkommutiert wird. Dabei treten systematische Messabweichungen von ca. 5K auf. Entsprechend kann diese Größenordnung auch hier angenommen werden. Als Lastwechsel ist dies nach [HAN12] zwar vernachlässigbar. Es ist jedoch zu beachten, dass sie den anderen Lastwechseln überlagert werden und gemäß Rainflowzählmethode die höchste Temperatur zu berücksichtigen ist, analog zu den in Abbildung 33 gezeigten überlagerten Lastwechseltests.

Lastwechselbelastung im Bereich der Drehfeldfrequenz

Die Rotationsfrequenz des elektrischen Feldes, die Drehfeldfrequenz, bewegt sich bei Windumrichtern üblich im ein- und zweistelligen Hz-Bereich. Entsprechende Lastwechsel treten im 100er ms Bereich auf. In [DAO12] wurden die sich daraus ergebenden Temperaturwechsel bei einem auf ca. $T_{vj,max} = 125^{\circ}\text{C}$ ausgelegten und bei $T_{inlet} = 40^{\circ}\text{C}$ gekühlten Windenergieumrichter [IFX10A] beispielhaft berechnet, siehe Abbildung 37. Diese erreichen eine $\Delta T_{\text{Rippel, Feld}}$ von ca. 26K und liegen somit im gerade noch vernachlässigbaren Bereich, genau auf der Cut-Off-Linie nach [HAN12].

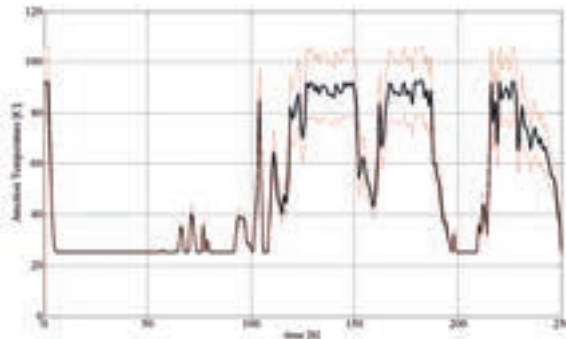


Abbildung 37: Lastwechselbelastung durch die Drehfrequenz des elektrischen Feldes auf der Generatorseite eines Windumrichters. Rot: Extrema der Lastwechsel aus der Drehfeldfrequenz, die sich um den schwarz dargestellten Mittelwert bewegen, welcher durch die Last geprägt ist, aus [DAO12]. Temperaturen berechnet auf Basis von [IFX10A] mit dortigen Nennbedingungen.

Diese Rippel sind stets im absoluten Bezug zur T_{inlet} zu sehen, welche die thermische Bezugsgröße definiert. Wird die maximal zulässige Sperrschichttemperatur erhöht, erhöht sich auch dieser Rippel. In erster Näherung kann von einer direkten Proportionalität zwischen $(T_{v,j,\text{max}} - T_{\text{inlet}})$ und $\Delta T_{\text{Rippel, Feld}}$ ausgegangen werden:

$$\Delta T_{\text{Rippel, Feld}} \sim (T_{v,j,\text{max}} - T_{\text{inlet}}) \quad (21)$$

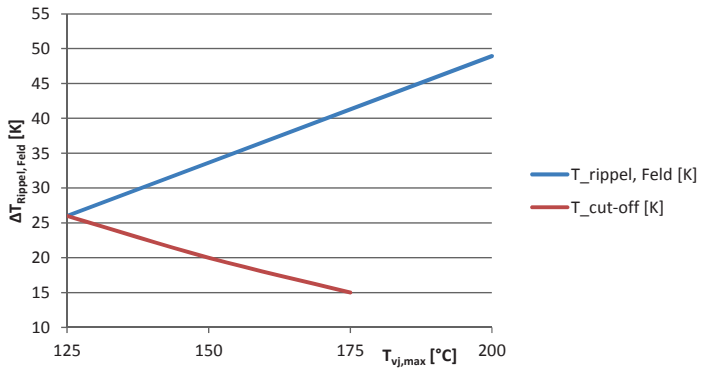


Abbildung 38: $\Delta T_{\text{Rippel, Feld}} = f(T_{v,j,\text{max}})$ auf Basis der Berechnungen aus [DAO12]. Überlagert die aus [HAN12] und bereits in Abbildung 22 eingeführte Cut-Off Linie.

Im konkreten Beispiel bei der aktuellen Auslegung beträgt die kritische $T_{v,j,\text{max}}$ 125°C, ab welcher diese Lastwechselbelastung in den nach [HAN12] zu beachtenden Bereich eintritt, also oberhalb der Cut-Off Linie liegt, vgl. Abbildung 38. Für den stationären Betrieb, ohne Änderung des Arbeitspunktes, treten ab ca. $T_{v,j,\text{max}} = 125^\circ\text{C}$ folglich Lastwechselbelastungen auf. Der Effekt verstärkt sich mit weiter steigenden zulässigen maximalen Sperrschichttemperaturen, womit nach [THN08A] zu rechnen ist. Wie die schaltfrequenzbedingten Rippel werden auch die drehfeldfrequenzbedingten Rippel den durch Änderung des Arbeitspunktes bedingten Rippeln überlagert.

Lastwechselbelastung durch Änderung des Arbeitspunktes

Beispiele der durch Arbeitspunktänderungen der Last ursächlich hervorgerufene Lastwechsel können Abbildung 37 oder dem extrahierten Lastwechselportfolio

aus Abbildung 51 entnommen werden, dessen Berechnungen sich ebenfalls auf $T_{inlet} = 40^\circ\text{C}$ und $T_{vj,max} = 125^\circ\text{C}$ des Umrichters [IFX10A] beziehen. Speziell der Bereich für Einschaltzeiten $>10\text{s}$ ist relevant, da dieser Zeitbereich in der Größenordnung liegt, nach welcher die thermischen Kapazitäten des Kühlers näherungsweise den Endwert erreicht haben oder nur sehr wenig von ihm abweichen. Das bedeutet, dass diese Lastwechsel mit einer Erhöhung der $T_{vj,max}$ entsprechend linear hochskaliert werden müssen. Sie nehmen also ebenfalls linear mit der erhöhten Sperrschichttemperatur zu. Geringere Lastwechsel bei deutlich kleineren Zeiten dürften schwächer erhöht werden, da dort die thermischen Kapazitäten der Wasserkühler weniger stark aufgeladen sind. Es gilt:

$$\Delta T_{m,max} \sim (T_{vj,max} - T_{inlet}) \quad (22)$$

$$V_{\Delta T} \sim (T_{vj,max} - T_{inlet}) \quad (23)$$

wobei $V_{\Delta T}$ der Verstärkungsfaktor sei, mit dem der Lastwechseltemperaturhub bei steigender $T_{vj,max}$ zunimmt.

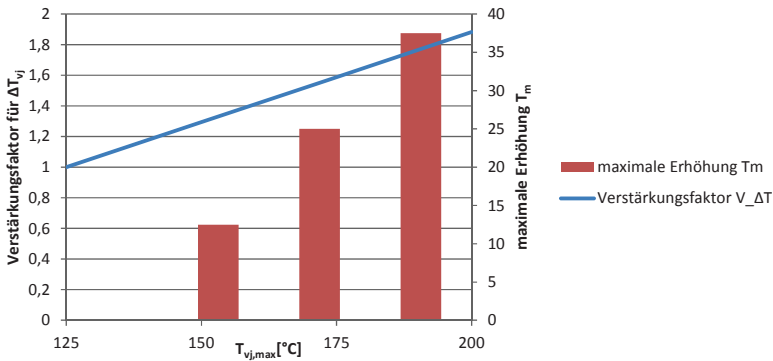


Abbildung 39: Auswirkung einer erhöhten maximal zulässigen Sperrschichttemperatur auf die Lastwechselbelastung für Wasserkühlung und $t_{on} > 10\text{s}$ auf Basis des konkreten Beispiels aus Abbildung 50, bezogen auf $T_{vj,max} = 125^\circ\text{C}$ und $T_{inlet} = 40^\circ\text{C}$

Abbildung 39 beschreibt diesen Zusammenhang an einem konkreten Beispiel. Bei unverändertem thermischen Netzwerk, jedoch erhöhter zulässiger

Sperrschichttemperatur $T_{vj,max}$ erhöhen sich bezogen auf die Lastwechsel zum einen die mittlere Temperatur T_m um maximal den Wert $\Delta T_{m,max}$ (rote Balken), zum anderen der zugehörige Temperaturhub um den blau dargestellten Verstärkungsfaktor $V_{\Delta T}$.

Beispiel: Es sei ein Lastwechselzyklus von $T_m=85^\circ\text{C}$ und $\Delta T_{vj} = 80\text{K}$, für einen auf $T_{vj,max}=125^\circ\text{C}$ ausgelegten Umrichter. Wird die zulässige Sperrschichttemperatur auf 175°C erhöht, dann verstärken sich alle lastwechselbedingten Temperaturzyklen in ihrem Betrag um Faktor 1,59 auf $\Delta T_{vj} = 127\text{K}$. Gleichzeitig erhöht sich die mittlere Temperatur dieses Temperaturzyklus um 25K . Bei Temperaturzyklen, die nicht bis an die obere zulässige Sperrschichttemperatur reichen ist T_m kleiner. Im Beispiel ergibt sich eingesetzt in die LESIT-Formel (7) eine Reduzierung der möglichen Zyklen von zunächst ca. 38.400 auf ca. 1.000. Zyklen dieser Größenordnung ereignen sich gemäß Abbildung 51 ein bis zweimal pro Woche. Nach 1000 Wochen, also ca. 20 Jahren wäre die Lebensdauer aufgebraucht, würde nur dieser Zyklus berücksichtigt. Tatsächlich sind tausende andere Zyklen überlagert. Und tatsächlich wird ein solcher Schritt der $T_{vj,max}$ Erhöhung nur mit einer neuen Aufbau- und Verbindungstechnologie gewagt. Inwieweit diese die höhere Belastung jedoch abfedern, ggf. sogar überkompensieren kann, muss im konkreten Fall geprüft werden.

3.1.2 Leistungshalbleiter

Leistungshalbleiter in Windenergieanlagen sind stark wechselnden Lastwechselbelastungen ausgesetzt. In Kapitel 3.2 wird dies an einem konkreten Beispiel diskutiert. Hohe Temperaturhübe sind selten, treten aber auf. In Anbetracht der erwarteten Lebensdauer einer WEA von ca. 20 Jahren summieren sie sich zu einem Zuverlässigkeitsrisiko. Entsprechend spielt die Lastwechselfestigkeit eine übergeordnete Rolle und ist eine wesentliche Forderung an Leistungshalbleiter in Windenergieanlagen. Neue Technologien wie Kupferbonden, Diffusionslötten oder Sintern sind hier die erste Wahl. Eine erhöhte Lastwechselfestigkeit weisen auch sogenannte Traktionsmodule auf, welche eine auf AlSiC basierende Bodenplatte in Kombination mit einer AlN-Keramik besitzen. Daraus leiten sich geringerer Wärmewiderstand⁴ und bessere gegenseitige Anpassung des Wärmeausdehnungskoeffizienten ab.

Es existieren neben den klassischen Modulen mit Bodenplatten und ggf. darauf aufbauende Lösungen auch bodenplattenlose Lösungen, welche werkseitig bereits auf einen Kühler montiert wurden und die mit Ansteuer- und

⁴ AlN verringert den Wärmewiderstand mehr, als AlSiC ihn erhöht.

Schutzelektronik ausgerüstet sind, sogenannte IPM „Intelligent Power Modules“ (beispielsweise SKiP der Fa. Semikron). Dort ist ein aufwendiges System von Druckstücken notwendig, um den Wärmeübergang auf großen Flächen sicherzustellen. Die durch die entfallende Bodenplatte reduzierte Wärmekapazität reduziert zwar den thermischen Widerstand, erhöht jedoch die thermische Impedanz bei Kurzzeitbelastung und erhöht somit bei Lastwechseln mit kurzen Zykluszeiten den Temperaturhub. Sieht man von Fehlerfällen ab, wurden keine hohen Belastungen bei kurzen Einschaltzeiten gefunden (vgl. Abbildung 51). Würde jedoch der geringere Gesamt- R_{th} durch eine höhere Leistungsdichte bei gleicher oberer Sperrschichttemperatur kompensiert, verteilen sich die Temperaturhübe auf die Schichten analog zu den Erläuterungen im hier nachfolgenden Abschnitt 3.1.3 um. Das Chipplot wird in Folge stärker belastet und dürfte eine beschleunigte Ermüdungsgeschwindigkeit aufzeigen im Vergleich zu Modulen mit Grundplatte bei gleichem Temperaturprofil der T_{vj} .

Inwieweit Scheibenzellen eine zu Modulen und für WEA ausreichende referenzierbare Lastwechselfestigkeit haben, kann auf Basis öffentlich zugänglicher Quellen derzeit nicht beantwortet werden. Außer in [WAN00] wurden keine Lastwechseltestergebnisse zu Presspacks gefunden. Mit dem in Kapitel 4.1 vorgestellten Tester wurden Lastwechseltests mit Presspacks gefahren. Zum Zeitpunkt der Schriftlegung war noch kein finales Analyseergebnis verfügbar.

Stromtragfähigkeit

Mehrere Megawatt Leistung sind für eine einzelne Anlage die Regel. Die Leistungselektronik muss diese Leistung steuern. Entsprechend hoch ist der zu stellende Strom. Er liegt bei 2-Level-Umrichtern je nach Anlagenkonzept und Anlagenleistung im Bereich von ca. 600A (z.B. 1,5MW DFIM WEA) und reicht bis in den mittleren einstelligen Kiloampere-Bereich um 5kA (z.B. 5MW SM WEA). Der Modulnennstrom ist ein den IGBT durchfließender Gleichstrom, der bei definierter Bodenplattentemperatur zur maximal zulässigen Sperrschichttemperatur führt. Der Ausgangs-RMS-Wert des Stromes setzt sich darüber hinaus aus IGBT- und Diodenleitanteilen, sowie deren Schaltverlusten zusammen. Als grober Richtwert für Leistungsmodule gilt, dass sie je nach Kühlung 50...75% des Modulnennstromes als RMS-Ausgangsstrom tragen können. Dies bedeutet, dass der Modulnennstrom in etwa das 1,5...2fache des zu stellenden Stromes beträgt, also Bereich ca. 1200A bis 10.000A. Realisiert wird dies üblicherweise durch Parallelschaltung mehrerer Leistungshalbleiter. Bei 690V-Netzen kommen 1700V-Leistungshalbleiter in 2-Leveltopologie, bei

3,3kV-Netzen 3,3kV- oder 4,5kV-Leistungshalbleiter in 3-Leveltopologie zum Einsatz.

In der benötigten Halbleiterleistungsklasse sind Einzelschalter und Halbbrückenmodule verfügbar, stets mit im Modul integrierten Freilaufdioden. Bei Presspack-IGBTs können die Freilaufdioden als Extra-Scheibenzelle ausgeführt sein. Um den Aufwand der Montage und die Anzahl der Peripheriekomponenten möglichst gering zu halten, werden Module mit möglichst hohen Nennströmen gewählt. Am Beispiel von [IFX10A] sind dies 1700V-Module in Halbbrückenschaltung mit 1000A Nennstrom im PrimePACK 3 - Gehäuse. Um den geforderten Ausgangsstrom zu erreichen sind 3 Module parallel geschaltet. Eine wesentliche Forderung ist auch die nach einem alternativen Lieferanten. Damit einhergehend ist eine gehäusebezogene Standardisierung erfolgt. 3 wesentliche Gehäusetypen seien hier genannt (Benennung gemäß Infineon): PrimePACK, IHM und IHV. Diese Gehäuse sind von mehreren Herstellern weltweit verfügbar. Eine mechanische Austauschbarkeit ist somit gegeben. Jedoch muss fallspezifisch überprüft werden, ob bei Tausch die geforderte Lastwechselfestigkeit erhalten bleibt, da allein anhand der Gehäusegeometrie keine Schlüsse diesbezüglich möglich sind.

3.1.3 Luftkühler

Im Gegensatz zu Windenergieanlagen hoher oder sehr hoher Leistung mit Synchrongeneratoren, bei denen ausschließlich Wasserkühlung eingesetzt werden dürfte, ist Luftkühlung bei doppelt gespeisten Asynchronanlagen mittlerer oder kleinerer Leistung durchaus eine Option. Diese Anlagen dürften jedoch kaum im Offshore-, sondern eher im Onshore-Bereich eingesetzt werden. Entsprechend ist die Anzahl der Volllaststunden vermindert, die Häufigkeit des im Teillastbereich arbeitenden Frequenzumrichters steigt. Um bei derartigen Teillast-Arbeitspunkten den Gesamtwirkungsgrad des Umrichters zu erhöhen, kann beispielsweise der Lüfter abgeschaltet werden. Der Umrichter geht über von forcierter zu natürlicher Luftkühlung. Dadurch erhöhen sich zwar der R_{th} des Kühlkörpers und folglich auch die Sperrschichttemperatur der Leistungshalbleiter, die damit einhergehend erhöhte Verluste erzeugen. Allerdings wird die Verlustleistung des Lüfters gespart und dessen Lebensdauer geschont.

Beispielhaft wurde die damit verbundene Änderung des thermischen Widerstands in Abbildung 40 berechnet. Wird die zulässige maximale Sperrschichttemperatur des Leistungshalbleiters nicht überschritten, wird dieser weiterhin im erlaubten Bereich betrieben. Jedoch wird durch den deutlich steigenden $R_{th,ha}$ die mittlere Temperatur der Kühleroberfläche deutlich erhöht. Dort wird die Wärmeleitpaste aufgebracht. Wärmeleitpaste kann durch zu große

Hitze aushärten und ihre Eigenschaften verändern. Ein sich verschlechternder thermischer Übergang Leistungshalbleiter-Kühlkörper muss in Betracht gezogen werden.

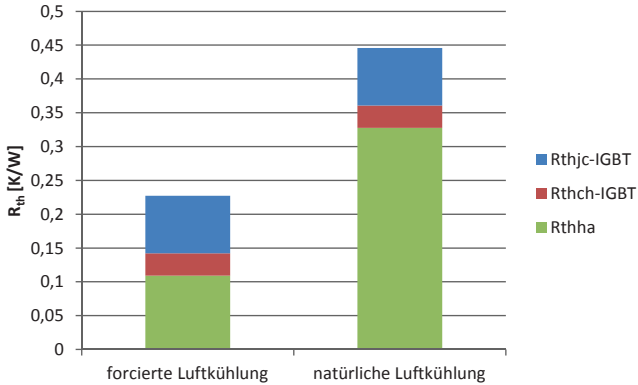


Abbildung 40: Änderung des R_{th} bei Abschalten des Lüfters im Teillastbereich an einem konkreten Beispiel, R_{th} -Daten aus [IFX08], Änderung des R_{th} mittels Hochrechnung auf Basis von R_{th} -Daten aus [SKR05]

Zudem werden alle Lastwechsel verstärkt. Es gilt erneut Gleichung (23). Die Grenze ab welcher eine volle Verstärkung $V_{\Delta T}$ der Lastwechselbelastung eintritt, muss bei der die Lastwechsel betreffenden Einschaltzeit t_{on} von 10s bei Wasserkühlern (vgl. Annahmen in Kapitel 3.1.1), aufgrund der deutlich erhöhten thermischen Kapazität bei Luftkühlern erhöht werden. Im konkreten Beispiel setzt die volle Verstärkung (vgl. [IFX10] vs. [IFX08]) bei etwa 150s ein. D.h. Lastwechsel mit $t_{on} > ca. 150s$ werden folglich mit der vollen Verstärkung $R_{th,natürlich}/R_{th,forciert}$ verstärkt. Gemäß Abbildung 40 wäre dies eine Erhöhung von ΔT_{vj} um Faktor $0,8K/W / 0,35K/W = 2,3$, bei kürzeren Lastwechseln ist dies deutlich weniger. Zudem erhöhen sich die mittleren Temperaturen analog zu den Erörterungen zu Abbildung 39. Generell werden aufgrund der deutlich höheren thermischen Kapazität bei Luftkühlern Lastwechsel kurzer Dauer sehr gut gedämpft, speziell im einstelligen Sekundenbereich. Dort kann die thermische Impedanz des Luftkühlers sogar geringer sein als die eines auf niedrigen R_{th} ausgelegten Wasserkühlers.

3.1.4 Wasserkühler

Zur Erhöhung der Leistungsdichte wird eine verbesserte Kühlung benötigt, um die mit erhöhter Leistungsdichte ebenfalls erhöhte Verlustleistung abführen zu können. Dies erreicht man durch geringeren R_{th} von der Sperrschicht zur thermischen Masse, meist T_{inlet} und realisiert es durch Verwendung von Wasser- statt Luftkühlern; bei Wasserkühlern nochmals durch Reduktion der Schichtdicken, was auch C_{th} reduziert, zusätzlich meist mittels Einsatz von Turbulatoren⁵. Besonders hohe Verlustleistungsdichten liegen vor, vgl. [IFX10] und [IFX10A]. Die thermische Hauptzeitkonstante liegt im einstelligen Sekundenbereich. Wärmespreizung spielt eine geringere Rolle bei wassergekühlten Systemen, insofern können die Kühleroberflächen, unter denen das Wasser fließt, auf das Maß reduziert werden, das technologisch machbar ist, um mechanische Festigkeit, Dichtigkeit und Montierbarkeit des Leistungshalbleiters zu gewährleisten. Der Leistungshalbleiter wird direkt auf die entsprechend präparierte Oberfläche des Kühlkörpers aufgebracht. In [IFX10A] ist dies ein sogenannter Hocheffizienz-Wasserkühler aus Aluminium. Bei einem Wasserkühler wird die im Halbleiter entstehende elektrische Verlustleistung in das den Kühlkörper durchfließende Wasser abgegeben. Das Kühlwasser erwärmt sich dabei, wie in Abbildung 41 illustriert. In der Folge entsteht ein Temperaturgradient entlang des Wasserflusses auf der Oberfläche des Kühlkörpers. Dieser ist umso höher je niedriger der Wasserdurchsatz v und je höher die Verlustleistung P_v ist. Dieser Effekt ist bei allen Kühlungen anzutreffen, tritt jedoch mit steigender Verlustleistungsdichte umso stärker hervor.

⁵ Turbulatoren sind Spiralen, meist aus Stahl, die in die Kühlkanäle des Wasserkühlers eingeschoben werden, um eine laminare Wasserströmung zu verhindern und so den Wärmeübergangswiderstand vom Kühlermaterial in das Kühlmedium senken. Damit erhöht sich jedoch der Druckabfall im Kühlkörper bei gleichem Volumenfluss.

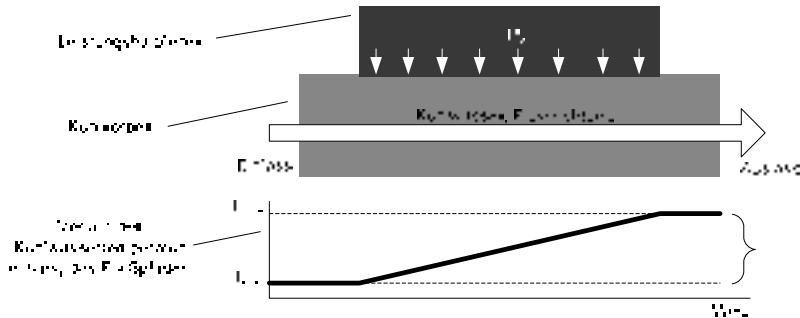


Abbildung 41: Entstehung eines Temperaturgradienten entlang der Kühlroboberfläche

Die spezifische Wärmekapazität von Wasser ist temperaturabhängig, kann wegen der geringen Änderung jedoch im flüssigen Zustand (0...100°C) als konstant angenommen werden zu:

$$c_p = 4,182 \text{ kJ}/(\text{K} \cdot \text{kg})$$

c_p gibt an, dass 1kg Wasser 4,182kJ=4,182kWs Energie aufnehmen muss, um seine Temperatur um 1K zu erhöhen. Wird die Dichte des Wassers der Einfachheit halber als konstant zu 1kg/l angenommen ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$c_p = \frac{P_v \cdot \Delta t}{\Delta T \cdot v \cdot \Delta t} = \frac{P_v}{\Delta T \cdot v} \quad (24)$$

Unter Nennleistung erzeugt [IFX10A] eine Verlustleistung von $P_v=29,14\text{kW}$. Dazu wird eine Kühlung mit Wasser von $v=45\text{l/min}=0,75\text{l/s}=0,75\text{kg/s}$ vorgesehen. Bei diesen Parametern erhöht sich die Temperatur des Kühlwassers vom Einlasspunkt zum Auslasspunkt um

$$\Delta T_{\text{Wasser}} = \frac{P_v}{c_p \cdot v} = \frac{29,14 \text{ kW} \cdot \text{K} \cdot \text{kg} \cdot \text{s}}{4,182 \cdot 0,75 \text{ kWs} \cdot \text{kg}} = 9,3 \text{ K}$$

Das Kühlwasser erwärmt sich im konkreten Beispiel auf seinem Fließpfad im Kühler vom Einlass- zum Auslassstutzen im Umrichternennpunkt um 9,3K. Da der flächenbezogene R_{th} des Kühlkörpers als an allen Stellen homogen

angenommen werden kann, erhöht sich folglich auch die Oberflächentemperatur des Kühlers mit der Temperatur des Kühlmediums entlang dessen Fließpfades. Entsprechend tritt nur dort eine Temperaturerhöhung auf, wo auch Verlustleistung eingespeist wird. Unter der bei hocheffizienter Wasserkühlung annehmbaren Vernachlässigung von Wärmespreizung kann sich also nur direkt unter den auf den Kühlkörper aufgebrachten Modulen eine Temperaturänderung einstellen. Die Stellen des Halbleitermoduls, welche an der Wasserauslassseite des Kühlers liegen, haben folglich eine um 9,3K erhöhte Bezugstemperatur ihres thermischen Systems als jene Stellen am Wassereinlass.

In den vereinfachten thermischen Netzwerken (vgl. Kapitel 2.2.3) mit lediglich einem Bezugspunkt der Temperatur wird üblicherweise die Einlasstemperatur T_{inlet} als Bezug gewählt. Wird bei den Berechnungen der zentralen Auslegungsgröße, nämlich der maximal zulässigen Sperrschichttemperatur $T_{\text{vj,max}}$ die sich mit der Wasserflussrichtung vergrößernde Bezugstemperatur nicht berücksichtigt, verschiebt sich bei gleichem Temperaturhub ΔT_{vj} dessen mittlere Temperatur T_{m} um den halben Temperaturhub des Kühlmediums ΔT_{Wasser} . Im diskutierten Fall betrüge bei einer Nichtbeachtung der Unterschied zwischen Kühlereinlass- und -auslassseite $9,3\text{K}/2 = 4,65\text{K} = T_{\text{m,Fehler}}$.

Unter Verwendung der LESIT-Gleichung (7) kann der sich ergebende Fehler F hergeleitet werden. Es sei:

N_{f1} = Anzahl Zyklen bis EOL bei Kühlereinlass

N_{f2} = Anzahl Zyklen bis EOL bei Kühlerauslass

$$F = \frac{N_{f1}}{N_{f2}}$$

Da sich lediglich die mittlere Temperatur um $T_{\text{m,Fehler}}$ ändert, der Temperaturhub ΔT_{vj} bei Annahme temperaturunabhängiger P_{v} aber weiterhin ortsunabhängig ist, folgt:

$$N_{f1} = F \cdot N_{f2}$$

$$A \cdot \Delta T^a \cdot \exp\left(\frac{E_a}{k_B \cdot T_{\text{m-inlet}}}\right) = F \cdot A \cdot \Delta T^a \cdot \exp\left(\frac{E_a}{k_B \cdot (T_{\text{m}} + T_{\text{m,Fehler}})}\right)$$

Kürzen und ln, anschließend umstellen nach F:

$$\frac{E_a}{k_B \cdot T_{m-inlet}} = \ln(F) + \frac{E_a}{k_B \cdot (T_{m-inlet} + T_{m,Fehler})}$$

$$F = \exp\left(\frac{E_a}{k_B} \left(\frac{1}{T_{m-inlet}} - \frac{1}{T_{m-inlet} + T_{m,Fehler}} \right)\right)$$

Der relative Fehler ergibt sich dann zu:

$$F_{rel} = 100\% \cdot (F - 1) \quad (25)$$

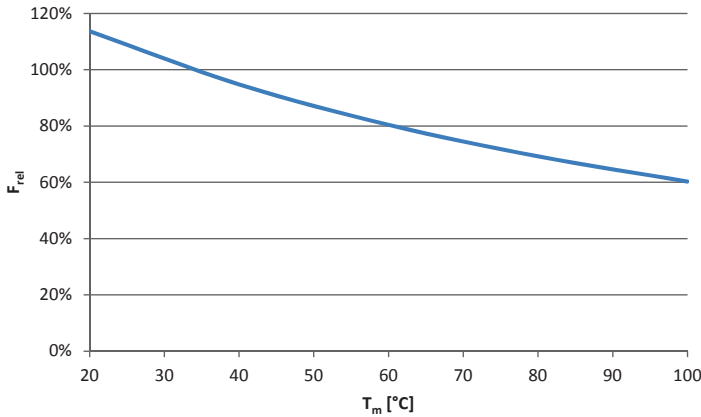


Abbildung 42: relativer Fehler F_{rel} in der Berechnung der Zyklen bis EOL N_f durch Vernachlässigung des Temperaturgradienten ΔT_{Wasser} entlang der Kühleroberfläche. Konkretes Beispiel bei Nennbedingungen nach [IFX10A].

Die Berechnung ist insofern relevant, als die in Windenergieanlagen verwendeten Leistungshalbleiter aus sehr vielen parallel geschalteten Chips oder parallelen Modulen bestehen und die an der Kühlerauslassseite liegenden Chips um den in Abbildung 42 gezeigten Fehler bzgl. der Lastwechselbelastbarkeit zu gut bewertet werden. Beispielsweise sei $T_m = 60^\circ\text{C}$ in Abbildung 42. Den Temperaturhüben ΔT_{vj} mit dieser mittleren Temperatur wird eine um $F_{rel} = 80\%$ höhere Lebensdauer zugewiesen als entsprechend des LESIT Modells berechnet werden würde. Sofern die Temperaturhübe klein sind, spielt dies kaum eine Rolle. Vergleicht man allerdings die weiter unten ausgeführten Betrachtungen zu

tatsächlich auftretenden Lastwechselbelastungen (Kapitel 3.2, speziell Abbildung 51), so findet man bei mittleren Temperaturen um 60...80°C einige wenige, aber hohe Temperaturhübe. Weiterhin ist bei sinkendem R_{th} zu beachten, dass dabei eine Umverteilung der Temperaturgradienten geschieht, vgl. Abbildung 43. Dies ist insbesondere dann der Fall, wenn nur eine der vielen Schichten zwischen Sperrschicht und Kühlmedium optimiert wird.

Wird der durch verbesserte Kühlung reduzierte R_{th} benutzt, um bei gleichbleibender T_{vj} höhere Ausgangsleistungen zu steuern, dann erhöht sich an den nicht R_{th} -optimierten AVT-Schichten des Leistungshalbleiters der Temperaturhub. Da durch Lastwechsel gerade eine solche Belastung zu Alterung führt, gibt es eine direkte Korrelation zwischen selektiv optimierten R_{th} bestimmter Schichten und der Geschwindigkeit der Alterung bei gleichen Temperaturhüben bezogen auf den Chip. Im selben Fall erhöht sich die Verlustleistungsdichte, es kommt zu verstärkten lateralen Temperaturgradienten auf dem Chip. Diese können bei kurzen, intensiven Pulsen im Bereich 100K liegen (vgl. Abbildung 24). Wie weit damit die Lastwechselfestigkeit verändert wird, ist noch Gegenstand der Forschung und wird in Lebensdauermodellen derzeit nicht abgebildet.

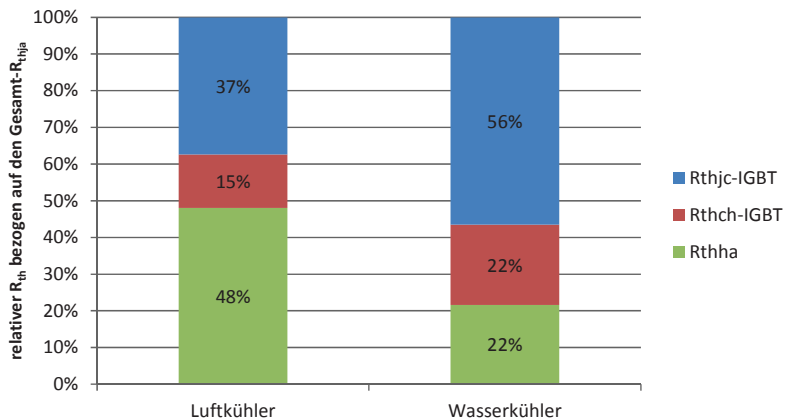


Abbildung 43: Vergleich der auf den Gesamt- R_{th} bezogenen thermischen Widerstände nach Foster zwischen Luftkühlung und hocheffizienter Wasserkühlung. Konkreter Vergleich der Werte aus den Datenblättern [IFX08] vs. [IFX10]

3.1.5 Besonderheiten bei 3-Level Umrichtern

[ROZ10] gibt eine Übersicht zu den Dreilevelumrichtern für Multimegawattanlagen im Allgemeinen und somit auch Windenergieanlagen im Speziellen. In Bezug auf die Lastwechselbelastung spielt die Unterscheidung von Neutral Point Convertern (NPC) und Active-NPC (ANPC) Systemen eine möglicherweise relevante Rolle. ANPC ist eine von ABB patentierte Erweiterung der NPC-Schaltung. Den auf den Neutralpunkt geschalteten Dioden wird jeweils ein IGBT antiparallel hinzu geschaltet. Dies ermöglicht den Stromfluss bei Benutzung des Neutralpunktes nicht nur über die dorthin geschalteten Dioden, sondern auch über die aktiv ansteuerbaren IGBTs. Dies wird „Loss Balancing Control“ genannt, da durch die freie Wahl des Pfades, den der NP-Strom geht, nun auch die Verlustleistungen auf andere Schalter umdisponiert werden können. Da Verluste in erster Näherung mit Temperaturen und folglich mit Temperaturhuben gleichgesetzt werden können, kann „Loss Balancing Control“ in dieser Hinsicht auch als „Power Cycling Control“ bezeichnet werden. Diese Methode könnte interessant sein, um den 3-Level-Umrichter bezüglich Lebensdauer der Leistungshalbleiter zu optimieren.

3.2 Beispiel zur Analyse der Lastwechselbelastung aus Felddaten

Die folgende Analyse basiert auf der Auswertung von Änderungen des Arbeitspunktes der Last unter Vernachlässigung des Drehfeld- und Schaltfrequenzeinflusses aus [BOR11A].

3.2.1 Gegebene Datenbasis

Die Datenbasis besteht aus zeitlichen Verläufen der ins Netz gespeisten Wirk- und Blindleistung $P(t)$ und $Q(t)$, von zwei verschiedenen Multimegawatt-Windenergieanlagen. Die Verläufe wurden kontinuierlich über ein Jahr mit einer zeitlichen Auflösung von 20ms aufgezeichnet. Daraus wurden je WEA manuell zwei einwöchige Zeiträume gewählt (Beispielverlauf siehe Abbildung 44), der aufgrund der zeitlichen Verläufe repräsentativ erschien. Es gibt längere Volllastbereiche, aber auch solche mit starken Lastwechseln. Bekannt ist weiterhin, dass es sich bei dem Anschlusspunkt der Windenergieanlage um ein 3~ Netz mit 690V Phase-Phase handelt.

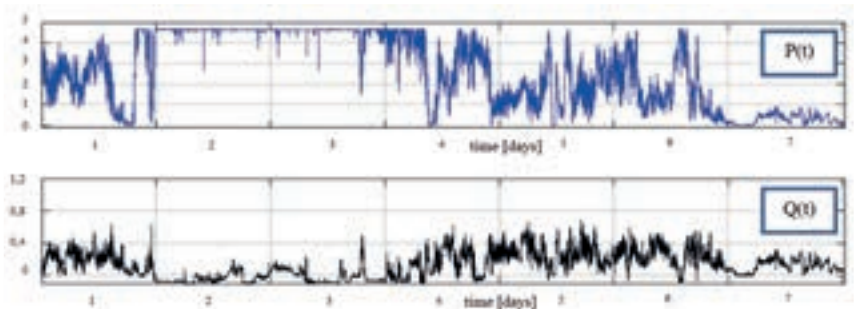


Abbildung 44: zeitliche Verläufe der Wirk- und Blindleistung $P(t)$ und $Q(t)$ von WEA1 während Woche1. y-Achse normiert dargestellt

3.2.2 Ergänzende Annahmen

Ziel der Berechnungen ist die virtuelle Sperrschichttemperatur T_{vj} des IGBT. Entsprechend müssen das thermische Netzwerk und die Verlustleistung bekannt sein. Zur Berechnung der Verlustleistung werden jedoch weitere Parameter als die bekannten zeitlichen Verläufe von $P(t)$ und $Q(t)$ benötigt, welche aber unbekannt sind. Ebenso ist das thermische Netzwerk unbekannt. Es müssen also Annahmen getätigt werden:

Annahme 1: die Hardware. Es wird das Datenblatt eines Inverters für WEA herangezogen [IFX10A]. Der Umrichter besteht aus parallel geschalteten PrimePACK 1700V Modulen, welche auf einem Wasserkühler befestigt sind. Das thermische Netzwerk kann dem Datenblatt entnommen werden und ist in Abbildung 45 und (26) beschrieben.

Annahme 2: Die T_{vj} -Berechnungsmethode. Gleichungen (27) und (28) dienen der Bereitstellung grundlegender elektrischer Größen, welche für die weitere Rechnung benötigt werden. Die Verlustleistungsermittlung basiert auf den üblichen⁶ Ansätzen (29) bis (32) und wurde [SKR10] entnommen. T_{vj} wird anschließend via (34) und (35) berechnet.

Annahme 3: unbekannte Parameter. Die unbekannten Parameter werden vom Autor geschätzt und sind in (33) dargestellt

⁶ Mittelung der halbleiterbezogenen Verluste über eine Drehfeldperiode. Dadurch werden drehfeld- und schaltfrequenzbedingte Temperaturrippel in der Berechnung nicht betrachtet.

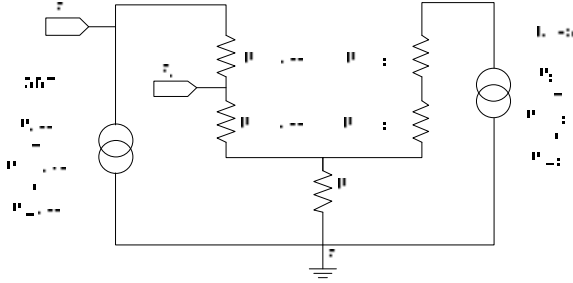


Abbildung 45: Thermisches Netzwerk des Inverters [IFX10A]

$$\begin{pmatrix} R_{thjc-IGBT} \\ R_{thch-IGBT} \\ R_{thjc-Diode} \\ R_{thch-Diode} \\ R_{thha} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0,024 \text{ K/W} \\ 0,009 \text{ K/W} \\ 0,048 \text{ K/W} \\ 0,018 \text{ K/W} \\ 0,155 \text{ K/W} \end{pmatrix} \quad (26)$$

$$\cos(\varphi) = \cos(\arctan\left(\frac{Q(t)}{P(t)}\right)) \quad (27)$$

$$I(t) = \frac{P(t)}{\sqrt{3} \cdot 690V \cdot \cos(\varphi)} \quad (28)$$

$$P_{cond-IGBT} = \left(\frac{1}{2\pi} + \frac{m + \cos(\varphi)}{8} \right) \cdot V_{CE0}(T_{vj}) \cdot I + \left(\frac{1}{8} + \frac{m + \cos(\varphi)}{3\pi} \right) \cdot r_{CE}(T_{vj}) \cdot I^2 \quad (29)$$

$$P_{sw-IGBT} = f_{sw} + E_{on+off} \cdot \frac{\sqrt{2}}{\pi} \cdot \frac{I_{out}}{I_{ref}} \cdot \left(\frac{V_{dc}}{V_{ref}} \right)^{K_v} \quad (30)$$

$$P_{cond-Diode} = \left(\frac{1}{2\pi} - \frac{m + \cos(\varphi)}{8} \right) \cdot V_{F0}(T_{vj}) \cdot I + \left(\frac{1}{8} - \frac{m + \cos(\varphi)}{3\pi} \right) \cdot r_F(T_{vj}) \cdot I^2 \quad (31)$$

$$P_{sw-Diode} = f_{sw} + E_{rr} \cdot \left(\frac{\sqrt{2}}{\pi} \cdot \frac{I_{out}}{I_{ref}} \right)^{K_i} \cdot \frac{\sqrt{2}}{\pi} \cdot \frac{I_{out}}{I_{ref}} \cdot \left(\frac{V_{dc}}{V_{ref}} \right)^{K_v} \quad (32)$$

$$\begin{pmatrix} m \\ V_{CE0} \\ r_{CE} \\ T_{vj} \\ f_{sw} \\ E_{on+off} \\ I_{ref} \\ V_{dc} \\ V_{ref} \\ K_v \\ V_{F0} \\ r_F \\ E_{rr} \\ K_i \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0,75 \\ 2,45 \text{ V} \\ 1,425 \text{ m}\Omega \\ 150 \text{ }^\circ\text{C} \\ 2 \text{ kHz} \\ 745 \text{ mJ} \\ 1000 \text{ A} \\ 1100 \text{ V} \\ 900 \text{ V} \\ 1,35 \\ 1,0 \text{ V} \\ 0,95 \text{ m}\Omega \\ 245 \text{ mJ} \\ 0,6 \end{pmatrix} \quad (33)$$

$$T_{Case-IGBT} = T_{inlet} + (P_{IGBT} + P_{Diode}) \cdot R_{thha} + P_{IGBT} \cdot R_{thch} \quad (34)$$

$$T_{vj-IGBT} = T_{Case-IGBT} + P_{IGBT} \cdot R_{thjc} \quad (35)$$

Der Parametervektor (33) basiert auf den Nenndaten des Inverters [IFX10A]. Lediglich die Schaltfrequenz wurde reduziert, da sie in WEA häufig niedriger liegt als der Nennwert des Inverters. In (30) und (32) wurde die Temperaturabhängigkeit der Schaltverluste vernachlässigt. Zudem wurden der Einfachheit halber keine thermischen Kapazitäten berücksichtigt. Entsprechend dürften speziell Kurzzeitbelastungen fehlerbehaftet sein, was jedoch dadurch abgefedert wird, dass die Windlast und mit dessen Folge der Phasenstrom nicht sprunghaft, sondern im einstelligen Sekundenbereich ansteigt⁷. In diesem Bereich liegt auch die thermische Hauptzeitkonstante des Systems, so dass dessen Reaktion zumindest weitgehend folgen kann. In Summe wird die Nichtbeachtung der thermischen Kapazität als akzeptabel, das Ergebnis nicht sonderlich verfälschend, bewertet.

Anmerkung

In Kapitel 3.1.1 wurde ausgeführt, dass neben den durch die Last bestimmten Arbeitspunkten es zudem überlagerte Belastungen gibt. Diese werden hervorgerufen durch die Drehfeldfrequenz und die Schaltverluste. In den Annahmen und Formeln (26) bis (35) werden diese Einflüsse vernachlässigt. In [DAO12] hingegen werden sie berücksichtigt. Sofern das thermische Netzwerk

⁷ Diese Annahme wird durch die Ergebnisse aus Abbildung 51 bestätigt.

auch thermische Kapazitäten berücksichtigt, wäre dieser erweiterte Ansatz, da er die Realität genauer modelliert, zu bevorzugen.

3.2.3 Extraktion der Lastwechseldaten

Die Originaldaten $P(t)$ und $Q(t)$ wurden in MATLAB® eingelesen. Zusammen mit den Berechnungsroutinen (26) bis (35) wurden die zeitlichen Verläufe des Phasenstromes $I(t)$ (RMS-Wert) und der Sperrschichttemperatur $T_{vj}(t)$ des IGBT erzeugt. Abbildung 46 zeigt den Stromverlauf $I(t)$, der als Zwischenergebnis der weiteren Berechnung zur Generierung des Verlaufs der virtuellen Sperrschichttemperatur nach Abbildung 47 dient. Nach [IFX10A] liegt im Betriebspennpunkt die IGBT Sperrschichttemperatur bei 125°C. Die Berechnung bei geringerer Schaltfrequenz ergibt plausible Ergebnisse zwischen 110°C unter 120°C.

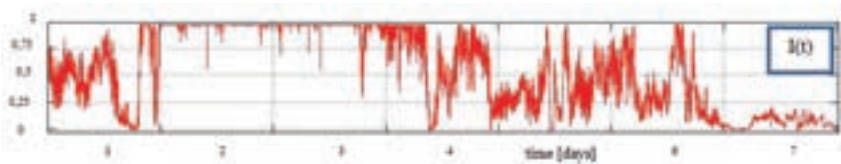


Abbildung 46: Phasenstrom ins Netz $I(t)$, RMS Wert. Annahme: symmetrische Stromaufteilung zwischen den Phasen. Darstellung normiert auf den maximal auftretenden Strom.

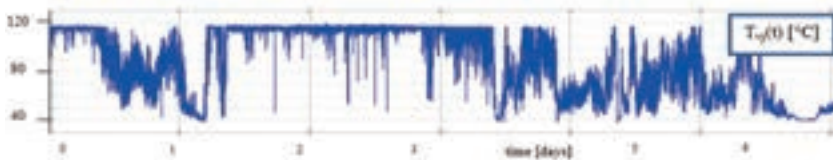


Abbildung 47: $T_{vj}(t)$ -Verlauf der IGBTs anhand der Stromverläufe aus Abbildung 46 unter Anwendung von (35)

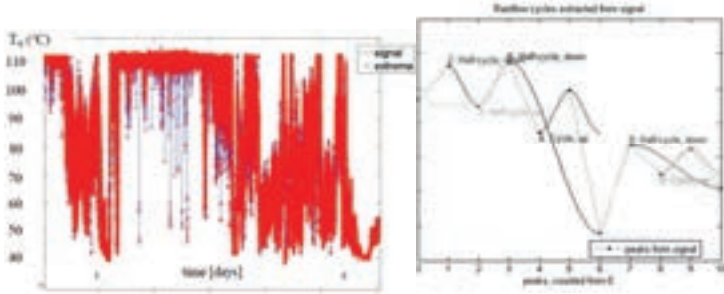


Abbildung 48: Links: T_{vj} -Verlauf (blaue Kurve) entspricht dem aus Abbildung 47 mit überlagerter Markierung der Extrema (rote Punkte). Rechts: Exemplarischer Ausschnitt aus Bild links mit 11 Messpunkten in zeitlich äquidistanten Abständen.

Aus den zeitlichen Verläufen von Abbildung 47 wird die Extraktion der Lastwechsel vorgenommen. Dafür wurde ein frei zugänglicher, für MATLAB programmierter, Zählalgorithmus auf Basis der Rainflowzählmethode benutzt. Dieser ermittelt zunächst die Extrema (Abbildung 48 links) und berechnet dann sinusförmige Kurven, die die einzelnen Maxima miteinander verbinden (Abbildung 48 rechts). Jeder Temperaturänderung wird somit eine Sinusfunktion zugeordnet mit Amplitude A , Periodendauer T , mittlerem Wert M und der Anzahl N wie häufig die jeweilige Sinusschwingung in voller Periode auftrat. Diese in Gleichung (36) dargestellte Information entspricht nun bereits fast den gewünschten Lastwechselbelastungen und muss nur noch leicht angepasst werden zu (37).

$$\begin{pmatrix} A \\ M \\ N \\ T \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \text{amplitude} \\ \text{middle value} \\ \text{number of cycles} \\ \text{cycle time} \end{pmatrix} \quad (36)$$

$$\begin{pmatrix} \Delta T_{vj-IGBT} \\ T_m \\ N \\ t_{on} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 2 \cdot A \\ M \\ N \\ 0,5 \cdot T \end{pmatrix} \quad (37)$$

Die Sinusfunktion mit ihrem Mittelwert M überstreicht mit ihrer oberen und der darauffolgenden unteren Amplitude (oder anders herum) die relevanten Temperaturpunkte. Die mittlere Temperatur entspricht also dem Mittelwert der Sinusfunktion, der gesuchte Temperaturhub ΔT_{vj} der doppelten Amplitude A . Die Dauer des Temperaturhubes ist dabei die halbe Periodendauer T .

3.2.4 Darstellung der Lastwechselbelastung

Es wurde eine große Datenbasis des Vektors (37) erzeugt und sortiert. Vektoren mit mittleren Temperaturen in einem Korridor um $\pm 5\text{K}$ herum wurden zusammengezählt und für Windenergieanlage 1 in Abbildung 49 und Windenergieanlage 2 in Abbildung 50 dargestellt.

Die meisten Lastwechsel geschehen unterhalb von 20K Hub. Nach [HAN12] können diese vernachlässigt werden, da sie nur elastische und keine plastischen Verformungen hervorrufen. Große Lastwechselbeanspruchungen von über 60K Hub sind deutlich seltener, haben aber vermutlich auch den größten Einfluss auf den Lebensdauerverbrauch. Es sei jedoch nochmals betont, dass die Darstellungen die Belastungen von lediglich einer Woche zeigen. Eventuell geschehen zu anderen Zeiten vereinzelt höhere Belastungen, speziell im Fehlerfall (fault-ride-through). Unter Umständen verschiebt sich auch das Spektrum gänzlich, wenn andere kalendarische Zeiträume beachtet werden. Relevant dürfte auch die Analyse des generatorseitigen Stromrichters sein, da dort teils deutlich geringere Drehfeldfrequenzen zu erwarten sind, welche in Verbindung mit den niedrigen Hauptzeitkonstanten des Entwärmungspfadens von Sperrschicht zu Kühlmittel bei wassergekühlten Systemen (vgl. [IFX10A]) zu einem vermutlich nicht vernachlässigbaren, mit der Drehfeldfrequenz alternierenden Temperaturrippel führen. Hier spielt das jedoch eine untergeordnete Rolle, da lediglich die Prozedur der Lastwechselextraktion vorgestellt wird.

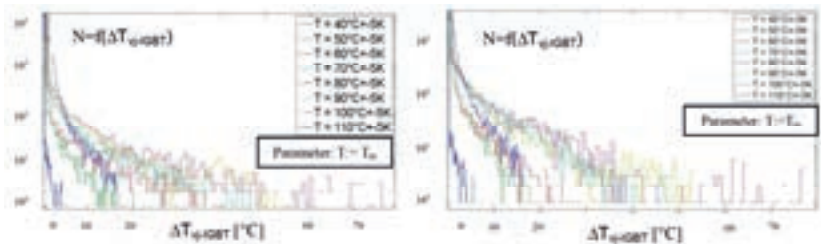


Abbildung 49: WEA 1 - Anzahl der Lastwechsel N bei jeweiligem Temperaturhub ΔT_{vj} . Parameter ist die mittlere Temperatur T_m . Links: Woche 1, rechts Woche 2

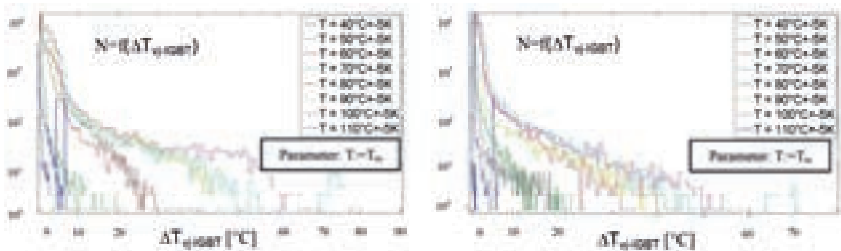


Abbildung 50: WEA 2 - Anzahl der Lastwechsel N bei jeweiligem Temperaturhub ΔT_{vj} . Parameter ist die mittlere Temperatur T_m . Links: Woche 1, rechts Woche 2

Abbildung 49 und Abbildung 50 zeigen Informationen wie sie in der LESIT-Gleichung (vgl. 2.4.1) beschrieben sind. Jedoch existieren nach [BAY08] noch speziell die Einflussfaktoren Einschaltzeit und Stromhöhe. Speziell die Einschaltzeit t_{on} ist als Information im Vektor (37) enthalten. Beispielhaft ist Abbildung 49 entsprechend selektiert, das Ergebnis zeigt Abbildung 51.

Mit dem Informationsgehalt aus Abbildung 51 können nun Lebensdauerberechnungen durchgeführt werden. Dies würde unter der Annahme von linearem Lebensdauerverbrauch durch Anwendung von Miner's Rule geschehen. In [DAO12] wird eine solche Rechnung für den gleichen auch hier angenommenen Umrichter durchgeführt. An diesem Punkt enden jedoch die heute verfügbaren Möglichkeiten der lastwechselbasierten Lebensdauerprognose, sowohl seitens der Industrie als auch der bekannten Forschung. Unterschiede ergeben sich lediglich im Detaillierungsgrad der Verlustleistungs- und Temperaturberechnung bzw. –simulation oder aber im Ausschluss vernachlässigbarer Zyklen [HAN12]. Verbleibende Unsicherheiten müssen durch Überdimensionieren oder erhöhtes Risiko der Unterdimensionierung in Kauf genommen werden. Die aus Sicht des Autors möglichen Schritte zur Lösung dieser „Sackgasse“ werden in Kapitel „4.3 Perspektiven“ behandelt. Die dortigen Ausführungen schließen nahtlos hier an.

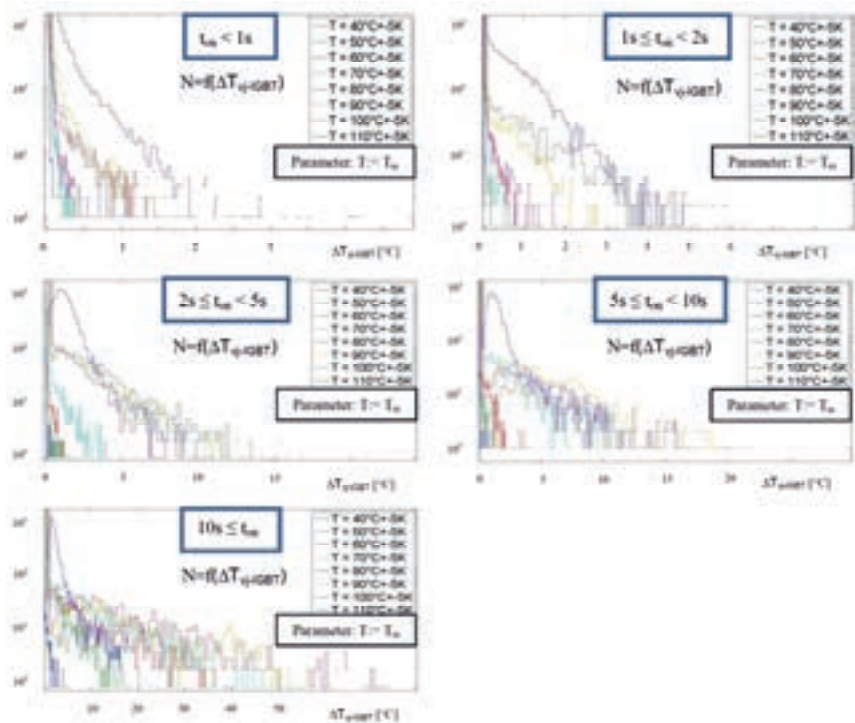


Abbildung 51: Aufsplitten von Abbildung 50-links durch weitere Differenzierung nach dem Parameter t_{on}

4 Lastwechseltestmethoden für Leistungshalbleiter in Offshore Windenergieanlagen

Dieses Kapitel widmet sich der Hardware für Lastwechseltests. Welche Anforderungen existieren, wie werden sie umgesetzt und welche Perspektiven ergeben sich daraus für die Zukunft. Dabei wird an vielen Stellen Bezug genommen auf den, im Rahmen des eingangs erwähnten multinationalen Forschungsprojektes, entwickelten und gebauten modularen 2000A Lastwechseltester.

4.1 Modularer 2000A Lastwechseltester mit Spezialisierung auf Leistungshalbleiter für Offshore Windenergieanlagen

4.1.1 Funktionale Anforderungen an den zu entwickelnden Lastwechseltester

Die Anforderungen an einen Lastwechseltester, der auf Leistungshalbleiter für den Einsatz in Offshore WEA spezialisiert ist, leiten sich aus den allgemeinen Erläuterungen zum klassischen Lastwechseltest, den eingesetzten Leistungshalbleitern und den in der Applikation nachgewiesenen oder in zukünftigen Anlagen vermuteten Lastwechselbeanspruchungen ab. Tabelle 6 gibt diese und darüber hinaus gehende wesentliche Anforderungen mit entsprechenden Referenzen wieder.

Anforderung	Parameter	Referenz
Testkonzept	Klassischer Lastwechseltest	Kapitel 2.5.5
Zu prüfende Leistungshalbleiter	Leistungsmodule: (Infineon-Benennung): PrimePACK, IHM, IHV Presspacks: rund, bis 125mm Kontaktdurchmesser	Kapitel 3.1.2
Erzeugung des Temperaturhubes	DC-Strom im Bereich des Leistungshalbleiternennstromes, jeweils stufenlos regelbar. Leistungsmodule: ca. 1400A Presspacks: ca. 2000A	Kapitel 2.5.5 Kapitel 3.1.2
Kühlung	Wasserkühlung, geregelte T_{inlet} im Bereich der Nenndaten des Umrichters: 40°C +/- 20K	Kapitel 3.2.2
Lastwechselzyklen	$T_{vj,max}$ bis ca. 200°C für neue Gehäusetechnologien, ΔT_{vj} ca. 130K, hohe ΔT nur bei längeren t_{on} .	Kapitel 3.1 Kapitel 3.2.4
Bestimmung der virtuellen Sperrschichttemperatur T_{vi}	$V_{CE}(T)$ Methode	Kapitel 2.5.3
Anzahl Testpunkte pro Test	Mehrere Testpunkte pro Test wegen des stark gegliederten Lastwechselportfolios zur Minimierung der Testanzahl	Kapitel 3.2.4
Nachvollziehbarkeit, Zuverlässigkeit und Reproduzierbarkeit der Ergebnisse	Berücksichtigung der nach den Lebensdauermodellen bekannten Einflussgrößen Berücksichtigung der alterungsindizierten Bewertungsgrundlagen Berücksichtigung der Einflüsse auf Genauigkeit der Ergebnisse	Kapitel 2.4 Kapitel 2.5.1 Kapitel 2.5.9

Tabelle 6: Anforderungen zum Lastwechseltester mit Spezialisierung auf Leistungshalbleiter für Offshore Windenergieanlagen

Spezielle Anforderungen zum Testen von Scheibenzellen

Wie in Kapitel 2.2.2 ausgeführt, enthalten IGBT-Presspacks nicht einen einzelnen Wafer, sondern, ähnlich wie Leistungsmodule, viele einzelne parallel geschaltete Chips. Anders jedoch als bei den Modulgehäusen bestimmt bei den Presspacks die vom Anwender vorzunehmende Montage des Gehäuses über die

finalen elektrischen Eigenschaften, da erst eine korrekte Chip-bezogene Anpresskraft die entsprechende Kontaktierung und somit Funktionstüchtigkeit herstellt. Die Folge ist eine Forderung nach einer flächenhomogenen Anpresskraft. Speziell bei einem Lastwechseltest könnte die Alterungsgeschwindigkeit des Presspacks durch Druckinhomogenität mit möglichen unbekannten sekundären Folgeerscheinungen in unbekannter Weise beeinflusst werden. Abbildung 52 zeigt den Versuchsaufbau. Die bei ca. 50kN Gesamtanpresskraft sich einstellende Druckverteilung ist Abbildung 53 zu entnehmen, die Folie wurde zuvor auf den eingestellten Kraftwert kalibriert. Die Flächenkraftthomogenität ist vergleichbar zu dem Ergebnis einer Referenzmessung, die bei einem im Feld eingesetzten Serienumrichter mit gleichem Messequipment vorgenommen wurde und wird daher als ausreichend eingeschätzt.

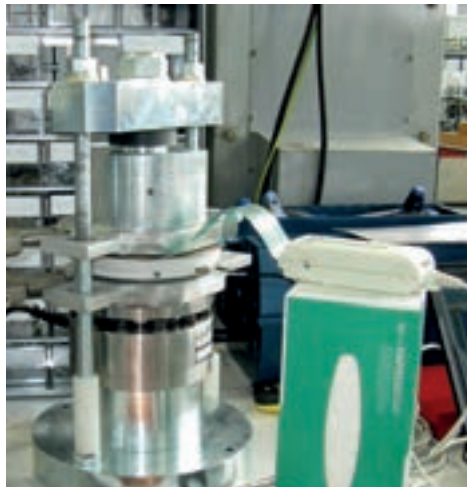


Abbildung 52: Testvorrichtung zur Bestimmung der flächenbezogenen Anpresskraft des Presspack Spannverbandes

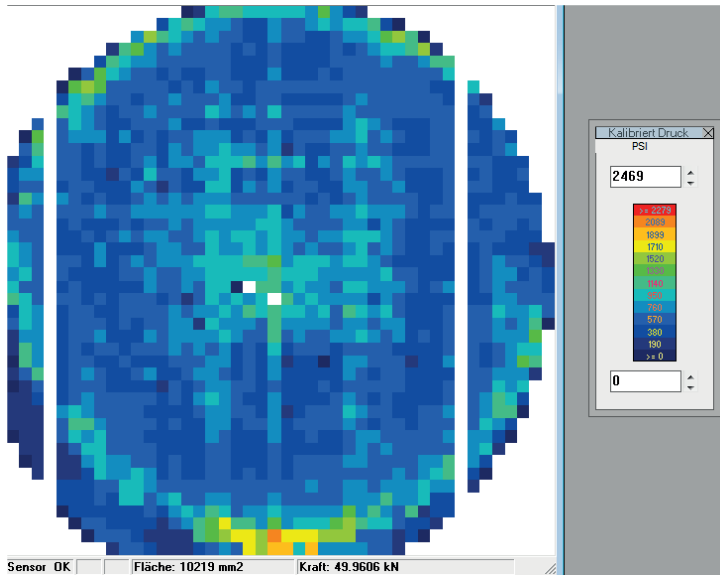


Abbildung 53: Flächenbezogene Kraftverteilung. Ca. 50kN Gesamtkraft. Presspack mit 125mm Kontaktdurchmesser

Neben der Flächenhomogenität der Anpresskraft wurde der zeitliche Verlauf der Anpresskraft (Messaufbau: Abbildung 54, Ergebnis: Abbildung 55) während eines Lastwechsels beobachtet. Dazu wurde eine geeichte Kraftmessdose ALF254 der Fa. Althen in den Spannverband eingepresst. Der Spannverband wiederum wurde mit einem Presspack-IGBT (Nennstrom 1600A, 125mm Kontaktdurchmesser) in den Lastwechseltester eingebaut und mit Lastwechseln ($I_{Last}=1700A$, $t_{on}=10s$, $t_{off}=24,5s$, $T_{vj,max} = 115^{\circ}C$, $\Delta T_{vj} = 88K$) belastet.



Abbildung 54: Versuchsanordnung zur Bestimmung der Änderung der Anpresskraft während eines Lastwechsels

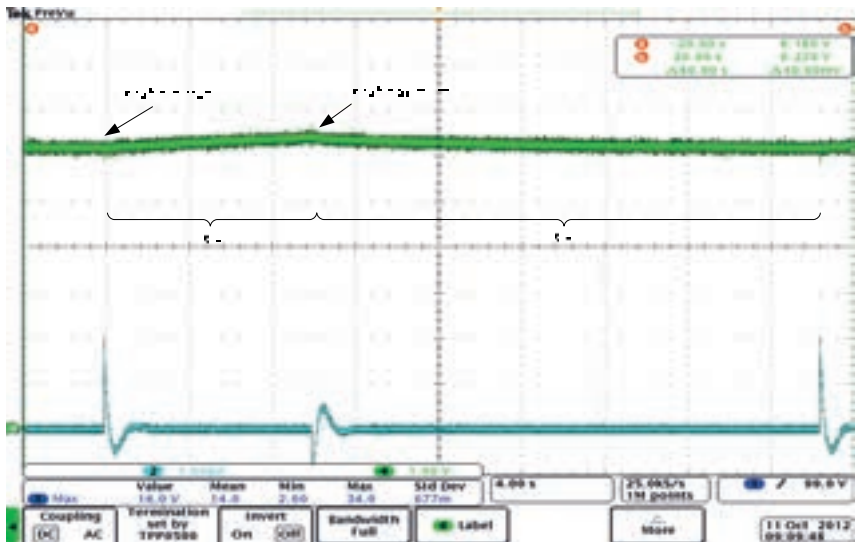


Abbildung 55: Änderung der Anpresskraft während eines Lastwechsels. Grün: Anpresskraft 1V/10kN, blau: Laststrom (gemessen mit Rogowski Spule --> ausschließlich Wechselanteile, dient nur zur Findung des Start-/Endpunktes der Erwärmung und Abkühlung)

Es ist eine Zunahme des Druckes von im kalten Zustand eingestellten 60kN während der Heizphase t_{on} auf ca. 65kN und eine Abnahme zurück auf 60kN während der Abkühlphase t_{off} zu erkennen. Dies wird ursächlich auf die temperaturbedingte Ausdehnung des Presspacks zurückgeführt. Da beim Spannverband die Anpresskraft über die Kraft-Weg-Kennlinie einer oder mehrerer in Reihe geschalteter Tellerfedern eingestellt wird, werden diese durch die Ausdehnung des Presspacks zusammengedrückt. Der Tellerfederarbeitspunkt verschiebt sich mit der Folge einer Erhöhung der Anpresskraft. Die Änderung der Anpresskraft bewegt sich in der Größenordnung von 5kN. Typische Toleranzen in der Anpresskraft, die laut Presspack-Datenblatt erlaubt sind, bewegen sich in einem 20kN breiten Korridor. Eine entsprechende Wahl der im kalten Zustand eingestellten Anpresskraft ist somit empfehlenswert.

4.1.2 Umsetzung: Modularer 2000A Lastwechseltester für Module und Scheibenzellen

Gefordert ist ein klassischer Lastwechseltest nach Kapitel 2.5.5 in Verbindung mit der Forderung nach multiplen Testpunkten in einem Test. Möglichst jeder Prüfling soll mit selektiv justierbaren Testparametern belastet werden können. Die Prüfpunkte untereinander sollen sich jedoch unterscheiden können.

Interpretation der Anforderungen

Es wurde ein Setup gemäß Abbildung 56 gewählt, bei dem 4 parallele Pfade mit je 2 Slots existieren. Jeder Slot kann mit einem selbstschaltenden Prüfling (typisch: IGBT) bestückt werden. Ein Slot ist hardwareseitig so gestaltet, dass er alle geforderten Prüflinge mit deren Kühlkörper aufnehmen kann. Es existieren keine den Laststrom I_{Last} zu- oder abschaltenden Hilfsschalter. Die Prüflinge schalten den Strom selbst. Jedem Prüfling ist hierfür ein Gatetreiber zugeordnet. Die Kommutierungsinduktivität wurde auf ca. 10 μ H geschätzt. Die beim Abschalten entstehende Überspannung wird durch einen extrem hoch gewählten Gatewiderstand (ca. 50...100-facher $R_{G,off}$ laut Prüflingsdatenblatt) in Grenzen gehalten. Die Messstromquelle speist den Messstrom I_{Mess} , welcher entsprechend der $V_{CE}(I)$ -Methode den temperaturabhängigen Spannungsabfall zur T_{vj} Bestimmung erzeugt. Er wird mithilfe der als Halbleiterrelais ausgeführten Hilfsschalter S1 bis S10 zum jeweils zu messenden Prüfling geleitet. Beispielsweise wird S1 und S7 geschlossen, um den Prüfling in Slot 1 mit dem Messstrom zu versorgen.

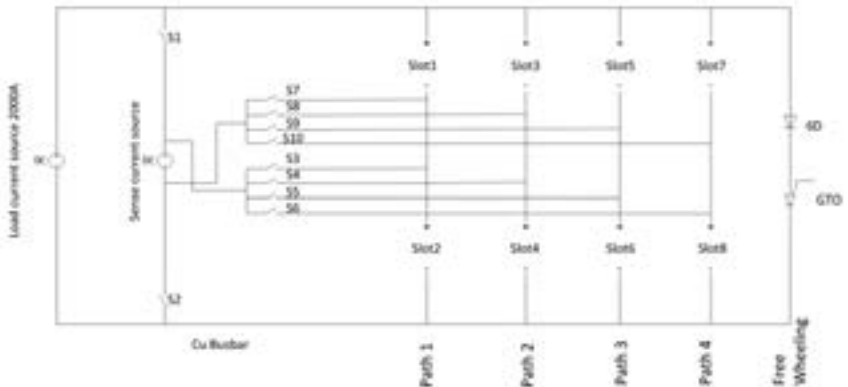


Abbildung 56: Prinzipschaltbild des Testers. Von links nach rechts: Laststromquelle, Messstromquelle, 10 Stück Hilfsschalter, 4 Pfade mit je 2 Slots für Prüflingsaufnahme, Freilaufkreis für Laststromquelle

Das gewählte Setup nach Abbildung 56 hat in Bezug auf das klassische Lastwechseltest-Setup nach Kapitel 2.5.5 folgende Merkmale:

1. Es existiert weiterhin genau eine Laststromquelle. Entsprechend kann, ohne die Laststromquelle selbst zu lastwechseln, pro Test weiterhin nur ein gewählter Laststrom I_{Last} gefahren werden. Dies schränkt die Anforderung nach multiplen Testpunkten in einem Test dahingehend ein.
2. Der Arbeitspunkt (t_{on} , ΔT , $T_{\text{vj,max}}$) kann jedoch pfadselektiv eingestellt werden.
3. Scheidet ein Pfad aufgrund von Alterungserscheinungen vom Test aus, übernimmt der Freilaufkreis ersatzweise I_{Last} , so dass t_{on} und t_{off} für die anderen Pfade unverändert bleiben und sich deren Arbeitspunkt folglich nicht verschiebt.
4. Jeder Slot kann mit einem frei wählbaren Prüfling mit dazugehörigem Kühlkörper bestückt werden, wobei in einem Pfad nur gleiche oder ähnliche Prüflinge verwendet werden sollten.
5. Es kann immer nur ein Prüfling vom Messstrom durchflossen werden, folglich kann pro Zyklus nur bei einem der Prüflinge die T_{vj} bestimmt werden.
6. Die Prüflinge schalten aktiv ein und aktiv aus. Es existieren keine Leistungshilfsschalter.



Abbildung 57: Bild des modularen 2000A Lastwechsell testers, von links nach rechts: Stahlrahmen mit Wasserversorgung und Prüflingsaufnahme (Slot1-Slot8), vollbestückt mit 4 Presspacks (vorn im Bild) und 4 Modulen, Laststromquelle (Bildmitte) und Wärmetauscher (rechts hinten). Nicht im Bild ist die Steuerelektronik.

Mit diesem Ansatz können bis zu 8 verschiedene Leistungshalbleiter in einem Test unter gleichen oder verschiedenen Bedingungen getestet werden. Die nach dem CIPS2008-Lebensdauermodell (vgl. Kapitel 2.4.2) definierten Einflussparameter können in den technischen Grenzen des Prüfstandes frei gewählt werden.

Technische Grenzen gemäß der im CIPS2008-Lebensdauermodell definierten Parameter:

- Laststrom I_{Last} : 5...2000A Gleichstrom, stufenlos wählbar, geregelt
- Einschaltzeit t_{on} : ca. 0,1s bis Dauer-Ein
- Sperrschichttemperatur $T_{\text{vj,min}}$: gegeben durch die minimale Kühlkörpereinlasstemperatur des Kühlmediums T_{inlet} ca. +15°C, stufenlos einstellbar bis +60°C, geregelt

Darüber hinaus gehende, als relevant eingeschätzte technische Parameter:

- Prüflingsselektive Justierbarkeit des thermischen Widerstandes der Kühlung durch Variierung des Volumenstromes des Kühlmediums (vgl. Abbildung 58 und Abbildung 59)

- mechanische Entkopplung der Leistungshalbleiter-Lastanschlüsse durch flexible Kupferbänder (vgl. Abbildung 57), zur Minimierung einer möglichen äußeren Krafteinwirkung auf die gehäuseinterne AVT der Prüflinge
- Automatisierte $V_{CE}(I)$ -Kalibrierung der Prüflinge im Tester ohne Zusatzequipment (vgl. Aktive Kalibrierung, Kapitel 4.2)

Einstellung des thermischen Widerstandes R_{th} des Kühlers

An einem konkreten Beispiel soll die Justierbarkeit des thermischen Widerstandes demonstriert werden. Im konkreten Fall wurde ein IGBT-Modul Typ FZ1200R33KF2C_S1 im 190mm-IHM Gehäuse in Slot 4 eingesetzt und mit einem Laststrom I_{Last} belastet. Gezeigt ist $R_{th,ha}$ von der Position des Thermosensors im Kühler bis zur thermischen Masse, repräsentiert durch T_{inlet} . Die Messpunkte wurden nach Erreichen des thermischen Gleichgewichtes genommen.

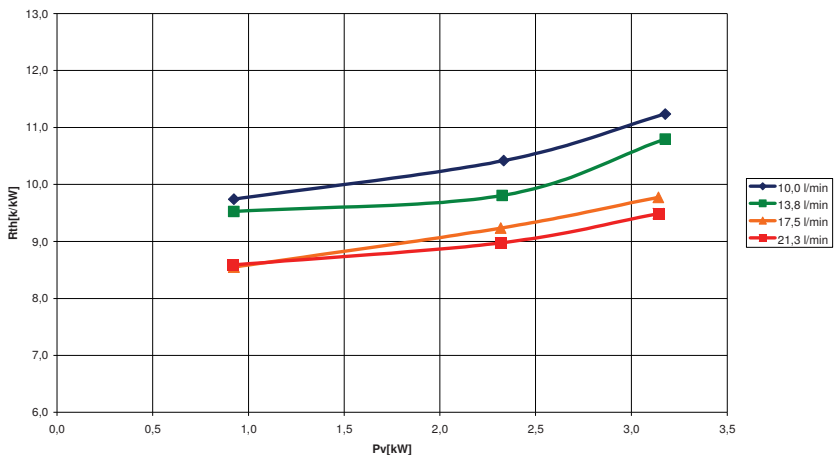


Abbildung 58: R_{th} des Kühlers als Funktion der Verlustleistung für verschiedene Durchflussmengen

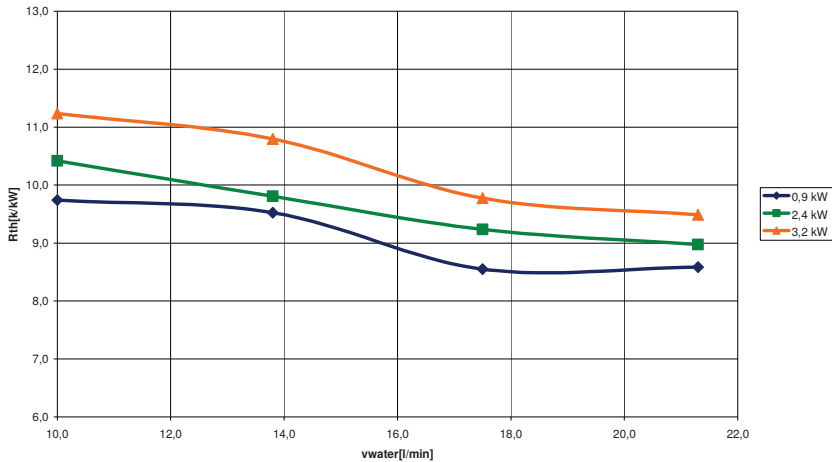


Abbildung 59: R_{th} des Kühlers als Funktion der Durchflussmenge für verschiedene Verlustleistungen (Messdaten aus Abbildung 58)

$R_{\text{th,ha}}$ steigt mit der Verlustleistung P_v . Dies dürfte auf die bei kleiner Verlustleistung deutlichere punktuelle Wärmeeinprägung in die Bodenplatte mit einer hohen verbleibenden verfügbaren Fläche zur Wärmespreizung zusammenhängen. Bei hohen Verlustleistungen dürfte die Bodenplatte stärker durchwärmt werden mit der Folge, dass keine weitere Fläche für die Wärmespreizung zur Verfügung steht, die Wärmespreizbereiche der einzelnen Chips überlagern sich. Folglich steigt R_{th} . Der Volumenstrom v des Kühlmediums hat ebenfalls Einfluss auf R_{th} , tendenziell sinkt R_{th} mit steigendem v . Bei hoher und bei sehr geringer P_v ist der Einfluss von v_{water} am stärksten und bewegt sich in derselben Größenordnung wie der von P_v . Anzumerken sei, dass nur $R_{\text{th,ha}}$ eingestellt werden kann, die thermische Kapazität C_{th} bleibt, solange kein anderes Kühlmedium verwendet wird, unverändert.

Minimierung des Temperaturgradienten entlang der Kühloberfläche

Die Kühlkörper (vgl. Anhang, Abbildung 75 bis Abbildung 77) sind im Hinblick auf den Einsatz in einem Lastwechseltester optimiert, wodurch der in Kapitel 3.1.3 beschriebenen Effekt der Temperaturinhomogenität entlang der Kühloberfläche minimiert wird. Es wurde deshalb ein Ansatz gewählt, bei dem ein Stahlrohr derart in einem Aluminiumgusskorpus verlegt wird, dass Hin- und Rücklauf stet nebeneinander liegen. Eine entsprechend erhöhte Aluminiumdicke zur Prüflingsmontageoberfläche hin sorgt für einen

Temperaturausgleich der hohen Outlet- mit der niedrigen Inlet-Temperatur. Es dürfte auch weiterhin Inhomogenitäten geben, die jedoch verglichen zu einem auf niedrigen thermischen Widerstand $R_{th,ha}$ ausgelegten Wasserkühler (möglichst wenig Aluminium zwischen Leistungshalbleiter und Kühlwasser, zumeist Inlet- und Outletanschluss an gegenüberliegenden Kühlerseiten) verringert sein dürfte.

Steuerung, Ereignissynchronisierung

Die Steuerung basiert auf einem in Labview programmierten FPGA⁸ (Compact RIO System des Herstellers National Instrument cRIO9114). Diese Variante wurde gewählt, da sie eine Minimierung des Jitters, also des schwankenden zeitlichen Unterschiedes zwischen Signallänge des Soll- und Istsignals, ermöglicht. So können Ereignisse sehr exakt zueinander synchronisiert werden (z.B. das Abschalten eines Prüflings mit dem Bestromen des Messstromes des im selben Pfad befindlichen anderen Prüflings und dem Aufnehmen des Messpunktes für dessen T_{vj} – Messung). Der mit einem Jitter verbundene Synchronisierungsfehler wird auf einen vernachlässigbar kleinen Zeitbereich von 25ns (Herstellerangabe NI zu cRIO) geschrumpft. Vorsicht ist geboten bei sogenannten Real-Time Systemen. Diese besitzen trotz ihrer „Echtzeit“-Namensgebung einen nicht vernachlässigbaren Jitter im μ s-Bereich. Dies wurde in [ROL10] näher untersucht und kann bestätigt werden, da dieser Effekt auch beim hier vorgestellten Tester mit dem cRIO-System bei einer Probeprogrammierung auf der Real-Time-Ebene gefunden wurde. Bei einer auf der FPGA-Ebene basierten Steuerung wurde kein nachweisbarer Jitter gefunden.

Die Benutzeroberfläche mit der Befehlseingabe und Messwertdarstellung hingegen wurde, da deutlich komfortabler, auf Computerebene programmiert.

⁸ FPGA ist ein Field Programmable Gate Array

Benötigte Infrastruktur zum Betreiben des Testers

Folgende Anforderungen werden an die Infrastruktur (typischerweise Labor) gestellt:

Anforderung	Parameter
Aufstellfläche	ca. 20m ²
Gesamtgewicht der Anlage	ca. 2.500kg inklusive Kühlwasser
Stromversorgung	3~400V, Anschlussleistung ca. 70kW (nur bei maximaler Last). Übliche Arbeitspunkte für Dauerbetrieb liegen bei ca. 30kW.
Kühlwasserversorgung Wärmetauscher Primärseite	ca. 150l/min bei einer Druckdifferenz von 0,6bar
Kühlwasser für Prüflinge, Wärmetauscher Sekundärseite	ca. 350l deionisiertes Wasser

Tabelle 7: Anforderungen an die Infrastruktur des modularen 2000A Lastwechseltesters

Bei der Bewertung der Parameter ist zu berücksichtigen, dass es sich hierbei um Forschungsequipment handelt, welches aufgrund der Forderung nach hoher Flexibilität fragmentiert entworfen und aufgebaut wurde. Schlussfolgerungen für eine mögliche Optimierung werden in Kapitel 4.3.1 gezogen.

4.1.3 Lastwechseltestprozedur beim modularen 2000A Lastwechseltester

Die Testprozedur des modularen 2000A-Lastwechseltesters basiert auf der des klassischen Lastwechseltests (vgl. Kapitel 2.5.1) mit den zeitlichen Verläufen dargestellt in Abbildung 60.

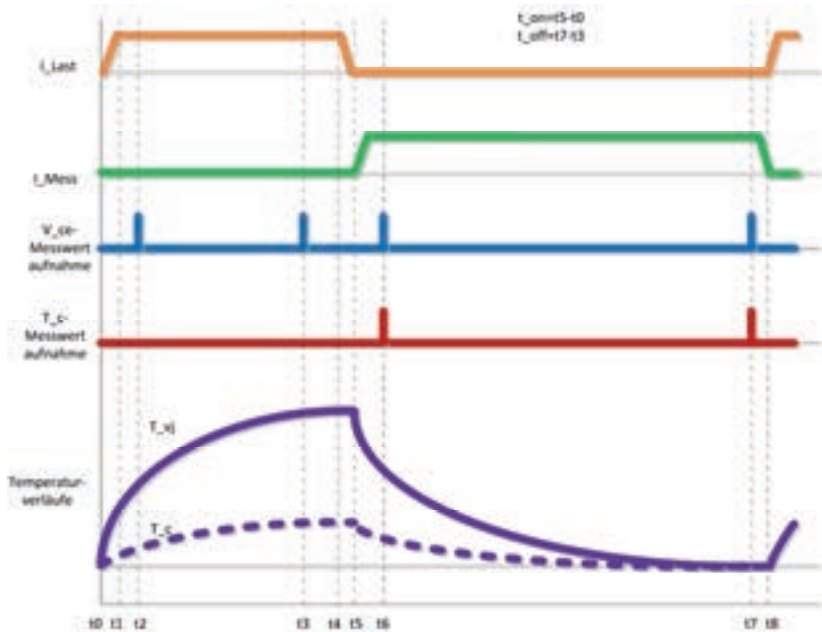


Abbildung 60: Vereinfachte, prinzipielle zeitliche Verläufe Strom, Spannung und Temperatur . t0-t8 vgl. Abbildung 62

Da entgegen dem klassischen Lastwechseltestsetup (vgl. Kapitel 2.5.5) mehr als ein Strompfad mit Prüflingen existiert (vgl. Abbildung 56), ergibt sich die nach Abbildung 61 dargestellte unterlagerte Abfolge, nach der die Pfade mit Laststrom belastet werden. Da nur eine Messstromquelle existiert, kann zu jedem Zeitpunkt nur ein Prüfling, „Mess-DUT“ genannt, vom Messstrom durchflossen werden. Nur bei jeweils diesem Prüfling kann die T_{vj} anhand der $V_{ce}(I)$ -Kalibrierkennlinie ermittelt und folglich der R_{th} berechnet werden.

Um den genauen Ablauf zu erläutern, wurde ein Beispiel gewählt: Es sei der Prüfling in Slot 3 der Mess-DUT. Während eines Zyklus wird die Abfolge in Abbildung 62 und Abbildung 61 einmal durchlaufen. Der Zyklus beginnt mit dem Aufkommutieren des Laststromes auf den Pfad 2, somit auch auf den Prüfling in Slot 3. Nach Ende der Aufheizzeit t_{on} kommutiert der Strom auf den nächsten Pfad 3. Die Abkühlzeit t_{off} von Pfad 2 beginnt. Mit erneutem Aufkommutieren des Laststromes auf den Prüfling in Slot 3 endet der Lastwechselzyklus und wird als 1 gezählt. Gleichzeitig wird der Prüfling in Slot 5

zum Mess-DUT und die Prozedur wiederholt sich mit diesem neuen Mess-DUT. Nachdem alle Slots bzgl. Mess-DUT einmal durchlaufen wurden, beginnt die Abfolge von vorn.

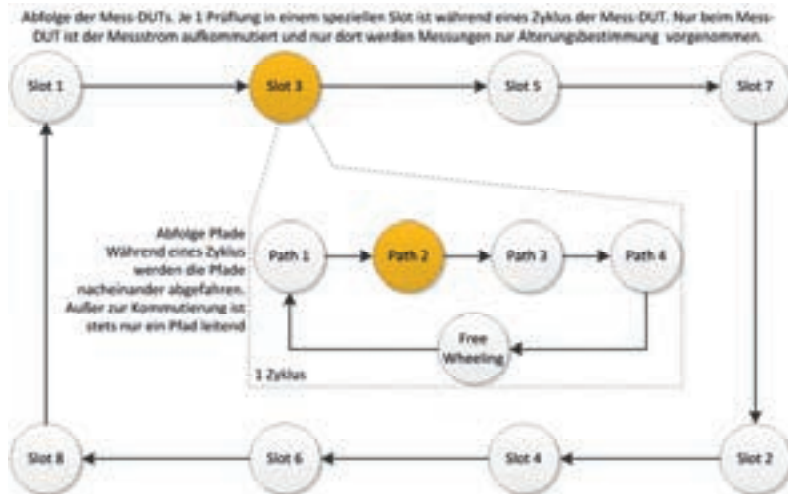


Abbildung 61: Erweiterte Ablaufroutinen auf Basis des Prinzipschaltbildes aus Abbildung 56. Gelbe Markierungen betreffen die in Abbildung 62 beispielhaft behandelten Abläufe

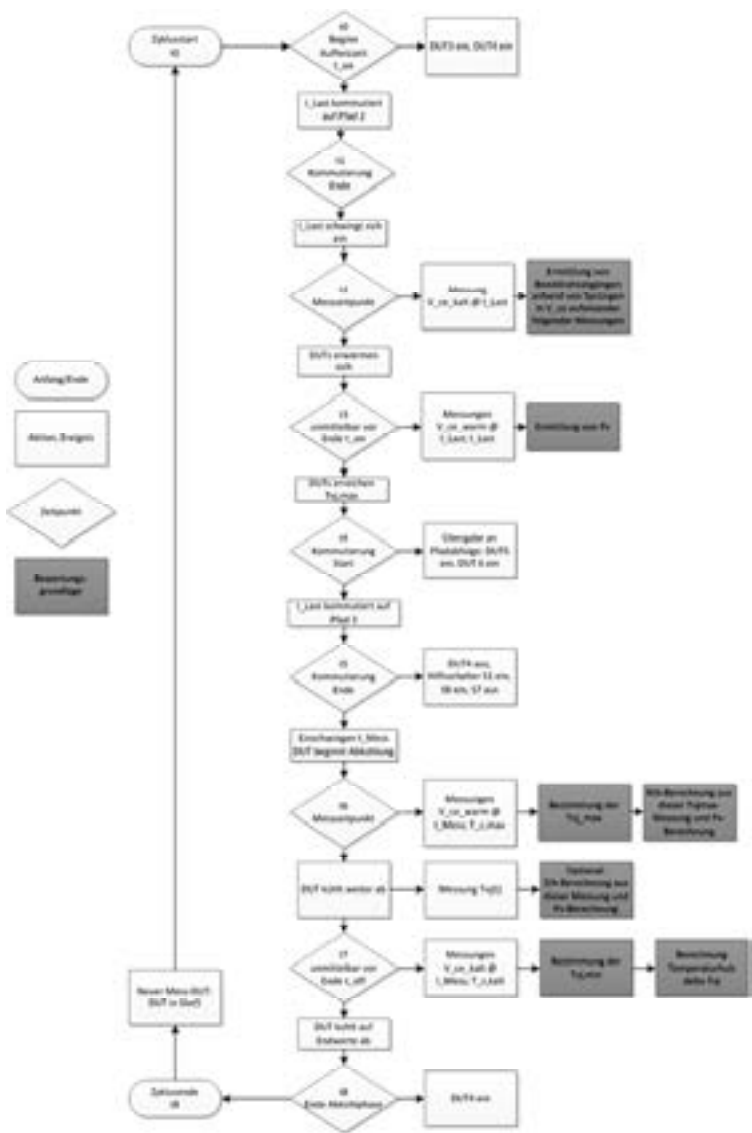


Abbildung 62: Testprozedur beim modularen 2000A Lastwechselltester. t0-t8 vgl. Abbildung 60 und Abbildung 61

4.1.4 Spezielle Einflüsse auf Genauigkeit und Aussagekraft der Ergebnisse

Die folgenden Ausführungen ergänzen Kapitel 2.5.9 um die beim vorgestellten modularen 2000A Lastwechseltester gemachten speziellen Beobachtungen.

Kalibriermethode

Aktive und passive Kalibriermethode stehen zur Auswahl. Der wesentlichste Fehler der aktiven Kalibrierung entsteht durch Extrapolation der Kalibrierkennlinie aus dem gemessenen Bereich in Richtung $T_{vj,max}$ oder darüber hinaus. Speziell bei hochsperrenden Bauelementen mit nichtlinearen Kennlinien ist hierbei Vorsicht geboten. Sollen hochsperrende Bauelemente bei hohen Sperrschichttemperaturen getestet werden, deutlich über 100°C, so wird, sofern keine Wasserzirkulationsblockade (vgl. Kapitel 4.2.2) vorhanden ist, zur passiven Methode geraten. Innerhalb des gemessenen Kennlinienbereiches wird wegen der Eliminierung des systematischen Fehlers hingegen eine höhere Genauigkeit der aktiven Kalibrierung erwartet.

Reproduzierbarkeit der Ergebnisse

Eine Verbesserung der Reproduzierbarkeit kann erzielt werden mittels Mantelthermoelemente mit Schraubbefestigung. Eine entsprechende Vorrichtung ist in den im modularen 2000A Lastwechseltester benutzten Kühlkörpern umgesetzt⁹ (vgl. Abbildung 75 bis Abbildung 77). Die etwas höhere thermische Kapazität des Mantelthermoelements wird in Kauf genommen. Eine sehr hohe reproduzierbare Positioniergenauigkeit wird erreicht. Die Messergebnisstreuung aufgrund einer Streuung in der relativen Position des Thermoelements zum Prüfling wird verringert.

Testerkonzept

Sofern selbstschaltende Prüflinge, wie in Kapitel 4.1.3 erläutert, den Lastpfad vom Mess-DUT trennen, können daraus resultierende parasitäre Effekte die Messwerte nach Tabelle 4 deutlich verfälschen. Dieser Effekt wurde entdeckt, als während eines Inbetriebnahmetests mit 8 Prüflingen versuchsweise ein Prüfling mit Nennstrom 1200A in Slot 8 gegen einen Prüfling anderen Typs mit Nennstrom >2000A ersetzt wurde. Der Test wurde nach Prüflingstausch wieder angefahren. Dabei wurde festgestellt, dass der, ebenfalls in Pfad 4 eingebaute, Prüfling in Slot 7 repetierend deutlich andere $T_{vj,max}$ -Werte bei der $V_{CE}(I)$ -Methode zugewiesen bekam (Effekt 1), während die Prüflinge im nachfolgenden Pfad 1 deutlich andere Werte bei $V_{CE,kalt} @ I_{Last}$ zugeordnet bekamen (Effekt 2),

⁹ In den Abbildungen mit „Messbohrung“ bezeichnet

also jene Werte, die jeweils unmittelbar nach dem Ausschalten des neuen Prüflings in Slot 8 erfasst werden. Die beiden Effekte sind im Folgenden erläutert:

Effekt 1:

Fehlerhafte T_{vj} -Messung von Prüfling in Slot 7

Dieses Phänomen wird auf das mit dem Prüflingswechsel veränderte Schaltverhalten des neuen Prüflings erklärt. Der zuvor eingebaute 1200A-Prüfling erzeugte beim Ausschalten eine ca. 150V hohe Schaltüberspannung wohingegen der neue Prüfling lediglich ca. 30...40V erzeugte. Während 150V noch ausreichten, um den Pfad 4 hochohmig genug zu modulieren, damit der bei Prüfling in Slot 7 erzeugte $V_{CE}(I)$ Spannungsabfall zur T_{vj} -Bestimmung ausreichend isoliert war, war dies bei dem neuen Prüfling mit nur noch 30...40V nicht mehr der Fall. Vermutet wird, dass entsprechend mehr Ladungen in der Sperrspannung aufnehmenden n^- -Basis vorhanden waren, um einen parasitären Strom über dem Mess-DUT 7 und dem von Speicherladungen nicht ausreichend ausgeräumten Prüfling in Slot 8 zu treiben mit der Folge einer Verfälschung der V_{CE} -Messung in Slot 7.

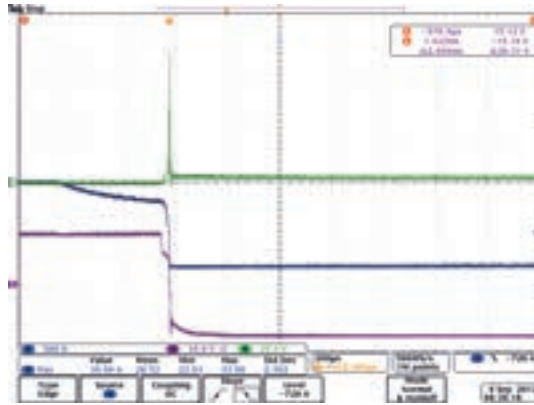


Abbildung 63: Abschaltvorgang von Prüfling 8 während Prüfling 7 der Mess-DUT ist. Eingestellte Überspannung auf ca. 100V. CH1 (blau): Laststrom in Pfad4 durch Prüfling 7 und 8 (Aufnahme mit Rogowski-Spule, deshalb beginnt Stromanzeige bei null), 500A/div, CH4 (grün): V_{CE} von Prüfling 8, 25V/div

Nachdem die Abschaltüberspannung des neuen Prüflings in Slot 8 mittels $R_{G,off}$ -Variation in einem Bereich um 150V neu eingestellt wurde (vgl. Abbildung 63, diese zeigt eine Zwischenmessung bei ca. 100V Abschaltüberspannung), war der

Effekt verschwunden. Die früheren Messwerte vor Tausch des Prüflings in Slot 8 konnten reproduziert werden. Noch höhere Abschaltspannungen veränderten die T_{vj} -Messwerte des Prüflings in Slot 7 nicht weiter. Folglich wird davon ausgegangen, dass eine minimal einzustellende Überspannung beim Schalten notwendig ist.

Effekt 2:

Fehlerhafte $V_{CE,kalt} @ I_{Last}$ – Messung der Prüflinge in Slot 1 und 2

Die Eliminierung der T_{vj} -Fehlmessung durch eine minimale Schaltüberspannung hatte jedoch keinen Effekt auf die Fehlmessungen in Pfad 1. Vielmehr wurde evaluiert, dass über dem neuen Prüfling in Slot 8 mit deutlich höherem Nennstrom bei gleichem I_{Last} einen kleiner Spannungsabfall V_{CE} erzeugt wird. Folglich ändert sich sowohl der Arbeitspunkt der Laststromquelle während Pfad 4 gespeist wird, als auch die Höhe der Arbeitspunktänderung bei Laststromkommutierung von Pfad 4 auf Pfad 1. Es wurde das Einregelverhalten der Stromquelle bei Laständerung als Ursache ermittelt, wie in Abbildung 64 gezeigt. Der Wert $V_{CE,kalt} @ I_{Last}$ wurde zu einem zu frühen Zeitpunkt aufgenommen, während sich die Laststromquelle noch im Einregelvorgang für den Arbeitspunkt in Pfad 1 befand (1,5ms nach Gatespannungssprung auf +15V). Das Problem konnte durch eine spätere Messung von $V_{CE,kalt} @ I_{Last}$ (zusätzlicher Verzug um +13,5ms auf gesamt 15ms nach Gatespannungssprung auf +15V) eliminiert werden.

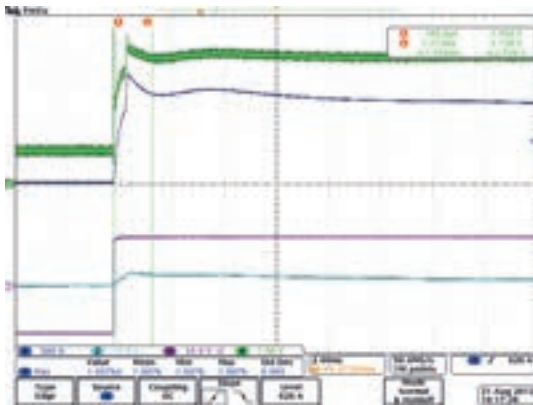


Abbildung 64: Einschwingverhalten des Laststromes beim Kommutieren von Pfad 4 auf Pfad 1. CH1 (blau): Laststrom in Pfad1 durch Prüfling 1 und 2, 500A/div, CH3 (lila): V_{GE} von Prüfling 1, 10V/div, CH4 (grün): V_{CE} von Prüfling 1, 1V/div

4.1.5 Personen-, Anlagen- und Prüflingssicherheit – Anforderungen und Umsetzung

Anforderungen

Die funktionale Forderung an den Lastwechseltester ist die Durchführung von Lastwechseltests an Leistungshalbleitern. Da es sich um Equipment handelt, das 24h am Tag, 7 Tage die Woche betrieben werden soll, müssen entsprechend autarke Sicherungselemente eingebaut werden, die im Fehlerfall die Prüflinge schützen, wie auch Personen und die Anlage selbst. Während des Betriebes müssen die Prüflinge vor zerstörerischen Überströmen, Überspannungen und Übertemperaturen geschützt werden. Von hoher Wichtigkeit sind die gewonnenen Messdaten zur Bewertung der Lastwechselfestigkeit der Prüflinge. Um elektrisch nachgemessen und auf die Ursächlichkeit der Alterung/Ermüdung schließen zu können, dürfen die Prüflinge nicht bis zum Ausfall gefahren werden, der Test muss vielmehr bei einer erkannten Alterungsindikation bei EOL unterbrochen werden. Generell kann sich bei den Sicherungselementen nicht auf die per Software einstellbaren Schwellen allein verlassen werden. Ein unabhängiger redundanter, ausschließlich hardwarebasierter Sicherheitskreis muss vorgehalten werden, der die gesamte Anlage bei Versagen der Software sicher freischalten kann.

Softwareseitige Sicherungselemente

Softwareseitig werden alle Messdaten mit einer Schwelle versehen. Die Schwellen basieren auf den Alterungsindikatoren bei Leistungsmodulen und beziehen sich dabei auf die prüflingsspezifisch eingestellten Testparameter, vgl. Tabelle 8.

Schwelle	Reichweite	Empfohlener Wert	Erläuterung
$V_{CE,sat}$	prüflings-selektiv	$1,07 * V_{CE,warm}$ @ I_{Last}	Durchgehend gemessen während der Prüfling eingeschaltet ist, unabhängig vom tatsächlich fließenden Strom, indirekte Bewertung ob Prüfling korrekt eingeschaltet werden konnte
$V_{CE,max}$ BW	prüflings-selektiv	$1,07 * V_{CE,cold}$ @ I_{Last}	Überwacht Bonddrahtabgang bei Modulen (Offizielle Schwelle: +5%)
$V_{CE,min}$	prüflings-selektiv	$V_{CE,warm}$ @ $I_{Mess} - 0,1V$	Durchgehend gemessen während der Prüfling eingeschaltet ist, unabhängig vom tatsächlich fließenden Strom. Überwacht Kurzschluss
$T_{vj,max}$	prüflings-selektiv	$T_{vj,max} + 15K$	Überwacht eine Degradation von AVT-Schichten (keine offizielle Grenze)
$T_{case,max}$	prüflings-selektiv	Module: $T_{case,max} + 10K$ Presspacks: $T_{case,max} + 7K$	Überwacht die Kühlkörpertemperatur. Fängt Probleme mit dem Kühler (z.B. Verstopfung) ab. Durchgehend gemessen.
$R_{th,max}$	prüflings-selektiv	Module: $R_{th,kalt} + 20\%$ Presspacks: $R_{th,kalt} + 10\%$	Überwacht eine Degradation von AVT-Schichten (Offizielle Schwelle bei Modulen: +20%). Unbekannte Schwelle bei Presspacks, deshalb 10% frei gewählt
$I_{Last,max}$	global	$I_{Last} + 10\%$	Fehler der Laststromquelle
$I_{Last,min}$	global	$I_{Last} - 10\%$	Fehler der Last seitens der Laststromquelle. Die verfügbare Spannung genügt nicht um den geforderten Strom zu treiben. → z.B. Prüfling zerstört und anderweitig nicht registriert, oder hochohmiger Kurzschluss über undefinierten Pfad.
$V_{Last,max}$	global	$V_{Last,max} + 2V$	Lastkreisunterbrechungen
$V_{Last,min}$	global	$V_{Last,min} - 2V$	Kurzschluss über einen undefinierten Pfad

Tabelle 8: Softwareseitige Schwellen bei deren Über- bzw. Unterschreiten der Test gestoppt wird.

Wie in Abbildung 78 im Anhang illustriert, werden neben den Schwellen die Fehlersignale der IGBT Treiber (PCB6) für die Prüflinge und des GTO-Treibers (PCB3) für den Freilaufkreis überwacht. Zudem sendet der redundante Hardware Sicherheitskreis (PCB10 via PCB14 und PCB9) bei Kein-Fehler ein konstantes Signal. Im Fehlerfall erlischt dieses Signal. Die Steuerelektronik wird von einer UPS versorgt, so dass keine plötzliche Unterbrechung zu einem Kontroll- und Datenverlust führt.

Redundanter hardwarebasierter Sicherungskreis

Folgende Sicherungselemente wurden eidesignt, vgl. Abbildung 78 im Anhang:

- Alle hardwareseitigen Sicherungselemente (siehe folgende Anstriche) sind ausgangssignalseitig Öffner, die auf eine diese Öffner überwachende Leiterkarte (PCB10) geführt werden. Im Falle der Detektion eines Öffnens wird schnellstmöglich ein Fehler für die Software gesetzt, welche den Test definiert stillsetzen kann. Mit einem weiteren Zeitverzug von 1,5s wird der Teststand anschließend vom Netz freigeschaltet, um die Gefahr eventuell nichterkannter Fehlerquellen ausschließen zu können.
- Wassersensoren, zu Detektion deionisierten Wassers → optisch via Brechungsindex
- Temperaturschalter, angebracht am jeweiligen Prüflingskühler.
- Watchdog zur Überwachung der Software (PCB11). Die Software erzeugt, solange sie ordnungsgemäß arbeitet, ein PWM-Signal konstanter Frequenz. Solange dieses Signal dem Watchdog zugeführt wird, wird die Software seitens des Watchdog als funktionstüchtig angesehen. Bei Erlöschen oder Änderung des Signals wird durch das Setzen eines Öffnersignals in Richtung PCB10 der Prüfstand freigeschaltet.
- Alle mit Strom zu versorgenden Komponenten des Hardwarekreises sind nicht über die UPS gepuffert, so dass bei Wiederkehr der Spannung nach Netzausfällen es speziell an der Laststromquelle unter keinen Umständen zu einem undefinierten Wiederanlauf kommt.

Überspannungsschutz

Die Prüflinge schalten selbst und erzeugen so eine Schaltüberspannung, wie in Abbildung 63 dokumentiert. Es sind Fehlerfälle vorstellbar, in denen eine unerlaubt hohe Überspannung auftritt. Um diese Überspannung auf ein für die Prüflinge und ein für die nachgeschaltete Messelektronik verträgliches Maß zu begrenzen, sind die Prüflinge mit einer passiven Activ-Clamping Schaltung geschützt. Passiv deshalb, da die Aufsteuerung des Gates im Clampigfall nicht

durch Transistoren verstärkt, sondern über in Durchbruch arbeitende Dioden direkt vom Kollektor auf das Gate geleitet wird.

4.2 Aktive Kalibrierung von Leistungshalbleitern

Die aktive Kalibrierung von Leistungshalbleitern ist ein erstmals in [BOR12] beschriebenes und in [PAT12] angemeldetes Kalibrierverfahren, welches im modularen 2000A Lastwechseltester (vgl. Kapitel 4.1) umgesetzt und demonstriert wurde. Im Gegensatz zum passiven Kalibrierverfahren bedient sich das aktive statt einer externen Wärmequelle der im Prüfling entstehenden Leitverlusten bei großem Strom und der damit einhergehenden Erwärmung, vgl. Abbildung 65. Da der Prüfling die Erwärmung selbst erzeugt, wird das Verfahren als aktiv bezeichnet.

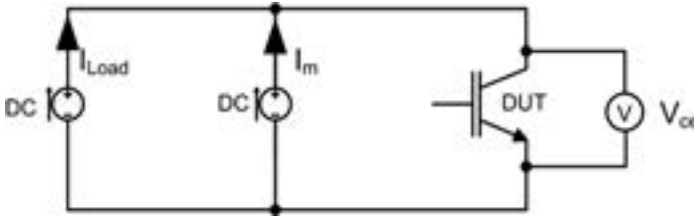


Abbildung 65: Aktive Kalibriermethode. I_m Messstrom, I_{Load} Laststrom. Erwärmung des Prüflings aktiv durch die in ihm entstehenden Verluste, aus [PAT12]

Grundlage der aktiven Kalibrierung ist die Annahme, dass keine Temperaturhomogenität nach (19) im gesamten Prüfling vorherrschen muss, sondern dass es genügt, wenn dies entlang des Entwärmungsweges der Fall ist (38), also auf der Strecke Sperrschicht-Bodenplatte-Kühler. Diese Strecke in z-Richtung ist durch das bekannte thermische Netzwerk definiert.

$$\frac{\partial T_{intern}}{\partial z} = 0 \quad (38)$$

4.2.1 Ablauf

Der Ablauf ist schematisch in Abbildung 66 dargestellt und im Folgenden erläutert.

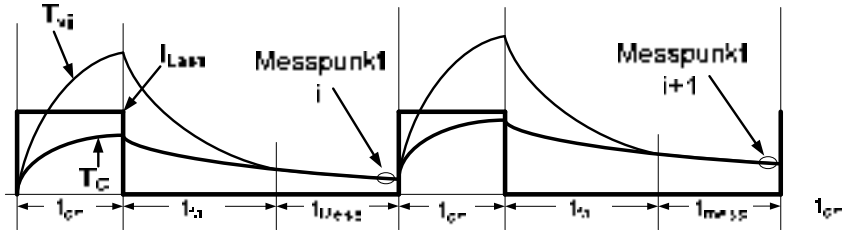


Abbildung 66: Ablaufschema der aktiven Kalibrierung, aus [PAT12].

1. Prüfling auf stationären Wert kühlen, gemäß (38) (gewünschter Startwert der Kalibrierkurve), anschließend Kühlung ausschalten (z.B. Kühlwasserdurchfluss v auf null setzen)
2. Erwärmung, während t_{on} : Der DC-Laststrom I_{Last} fließt durch den Prüfling und erzeugt eine Verlustleistung P_v . Da die Kühlung ausgeschaltet ist, kann (in erster Näherung) nichts von der erzeugten Wärme entweichen. Die P_v lädt also quasi die thermischen Kapazitäten C_{th} auf, der Prüfling pumpt sich aktiv auf eine höhere Temperatur. Am Ende dieser Phase 2 wird der Laststrom abgeschaltet
3. Temperaturanpassung, während t_{fall} : Der Laststrom I_{Last} wurde abgeschaltet. Es werden keine weiteren Verluste erzeugt. Die in den thermischen Kapazitäten des Prüflings gespeicherte Energie entlädt sich in den Kühler. Wird der die T_{extern} messende Temperaturfühler sehr nah am Prüfling platziert, z.B. direkt unterhalb der Bodenplatte (vgl. Verfahren nach [HET01]) so ist bezüglich der Geschwindigkeit der Temperaturanpassung in erster Näherung das thermische Netzwerk des Prüflings relevant, welches üblicherweise in den jeweiligen Datenblättern der Leistungshalbleiter angegeben ist. Anhand dessen kann die thermische Hauptzeitkonstante τ_{Haupt} ermittelt werden, sie liegt im Bereich weniger Sekunden. Nach der 3- bis 5-fachen τ_{Haupt} kann das thermische System als eingeschwungen angesehen werden, der aufgrund der exponentiellen Temperaturanpassung noch vorhandene Temperaturunterschied ist vernachlässigbar klein, es gilt (38). Ein leichter kontinuierlicher Temperaturabfall ergibt sich über eine nicht zu unterbindende Wärmeabstrahlung des Kühlers in den ihn umgebenden Raum hinein.

4. Messwertaufnahme, während t_m : Es gilt weiterhin (38). Zu einem beliebigen Zeitpunkt erfolgt die Messwertaufnahme eines Punktes $\{V_{CE,i}; T_{vj,i}\}$ der Kalibrierkennlinie analog zur passiven Kalibriermethode. Die Wahl des Messzeitpunktes wird durch die Bedingung $T_{vj, i+1} > T_{vj, i}$ eingeschränkt.
5. Die Punkte 2, 3 und 4 werden so oft wiederholt bis, analog zur passiven Kalibriermethode, genügend Messpunkte ermittelt wurden.
6. Kühlung aktivieren.

4.2.2 Grenzen

Untere Kalibriertemperatur

Die untere Temperaturgrenze $T_{cal,min}$ wird durch die untere mögliche Kühltemperatur definiert. Bei den meisten Lastwechseltestern dürfte sie im Bereich 10...20°C liegen. Für das Gros der Anforderungen an Lastwechseltester, speziell die zu fahrenden Zyklen, ist dies ausreichend.

Obere Kalibriertemperatur

Die obere Temperaturgrenze $T_{cal,max}$ wird zunächst durch die zulässige maximale $T_{vj,max}$ des Prüflings gemäß dessen Datenblatt bestimmt. Während Phase 2 „Erwärmung“ befindet sich aufgrund der Leitverluste P_v , T_{vj} oberhalb des Messpunktes bei T_{extern} . Soll die zulässige Prüflingstemperatur $T_{vj,max}$ nicht überschritten werden, ergibt sich unter Annahme, dass für den Temperaturunterschied $R_{th,jh}$ relevant ist, der maximale Kalibrierpunkt $T_{cal,max}$ zu:

$$T_{cal,max} = T_{vj,max} - P_v \cdot R_{th,jh} \quad (39)$$

Prinzipiell ist es jedoch möglich, oberhalb $T_{cal,max}$ einen Messpunkt zu setzen, nur wird damit die Spezifikation des Prüflings durch Überschreitung der $T_{vj,max}$ verletzt. Eine zusätzliche Absenkung der $T_{cal,max}$ ergibt sich in Abhängigkeit der verwendeten Prüflingskühlung. Wird Wasserkühlung verwendet, muss zu Beginn der Kalibrierung der Wasserfluss gestoppt werden (Deaktivierung der Kühlung). Das Wasser verbleibt jedoch im Kühler. Mit zunehmender Kalibriertemperatur wird nicht nur das Kühlermaterial erwärmt, sondern auch das Wasser in den Kühlkanälen. Bei Überschreiten der Siedetemperatur (ca. 100°C) beginnt das Wasser aufgrund der Aggregatzustandsänderung sich auszudehnen und forciert eine parasitäre Wasserbewegung. Es wird kaltes Wasser aus den Kühlwasserzuleitungen nachgezogen, der Metallkorpus des Kühlers kühlt zu schnell ab, als dass Temperaturhomogenität hergestellt werden

kann. Abhilfe könnte eine mechanische Blockade des Wasserflusses für die Dauer der Kalibrierung sein. Bei Luft- oder Ölkühlung ist dieser Effekt nicht gegeben. Es handelt sich also nicht um eine prinzipielle obere Grenze, sondern um eine, die sich anhand der gewählten technischen Realisierung ergibt.

4.2.3 Beispiele Aktiver Kalibrierungen

Beispielhaft soll unter Verwendung verschiedener Kalibrierparameter ein Prüfling mehrfach kalibriert werden. Es handelt sich um ein Infineon Modul des Typs FZ1200R33KF2C (3,3kV Sperrspannung, 1200A Nennstrom) im 190mm IHM Gehäuse. Um die Reproduzierbarkeit der Kalibrierkennlinie zu verdeutlichen, wurden die hinzukommenden Messpunkte den bereits existierenden überlagert. Zwischen den Kalibriervorgängen wurde jeweils nur 1 Parameter geändert (vgl. Tabelle 9). In Abbildung 67 werden die Darstellungen der Abbildung 68 bis Abbildung 70 erläutert. Diese zeigen die Messwertaufnahme der Kalibriervorgänge (links) sowie die resultierenden Kalibrierkennlinien (rechts). Es wurden Temperatur-Spannungs-Messpunkte in äquidistanten Zeitabständen während der gesamten Temperaturanpassung ($t_{\text{fall}} + t_{\text{m}}$) aufgezeichnet.

Kalibrier-vorgang	I_{Last}	Anzahl Schritte	T_{on}	$t_{\text{fall}} + t_{\text{m}}$	Gesamtdauer Kalibrierung	Start-temp-eratur	End-temp-eratur
1: Abbildung 68	600A	6	12s	13s	150s	18°C	65°C
2: Abbildung 69	800A	6	12s	13s	150s	19°C	95°C
3: Abbildung 70	600A	6	12s	8s	120s	18°C	68°C

Tabelle 9: Parameter für Beispielkalibrierungen

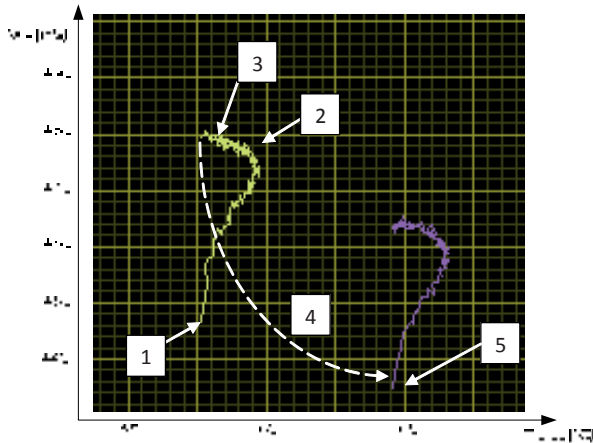


Abbildung 67: vergrößerter Ausschnitt aus Abbildung 68 zur Beschreibung der Temperaturanpassung und des Setzens der Kalibrierpunkte

Abbildung 67 verdeutlicht, wie die Temperaturanpassung nach Gleichung (38) geschieht und wann ein Kalibrierpunkt gesetzt wird. Die sich wiederholende Sequenz kann in vier aufeinanderfolgende Schritte unterteilt werden:

1. Ende der Heizzeit t_{on} , Beginn der Abkühlzeit t_{fall} . Die Temperatur steigt trotz Abschaltens des Heizstromes I_{Last} noch leicht weiter (im Beispiel von $57,5^{\circ}\text{C}$ auf $59,5^{\circ}\text{C}$), da sich die thermischen Kapazitäten des Leistungshalbleiters in den Kühlkörper entladen
2. Ende t_{fall} und Beginn t_m . Die Messwerte bewegen sich nun auf der Kalibrierkennlinie in Richtung geringerer Temperaturen. Sobald dies geschieht, kann ein Kalibrierpunkt gesetzt werden. Die weitere Abkühlung wird durch die kontinuierliche Wärmeabstrahlung des Kühlers an die Umgebung verursacht. Die massive Häufung der Messpunkte impliziert ein sehr langsames Absinken im Vergleich zur Temperaturanpassung des Halbleiters an den Kühler.
3. Temperaturhomogenität mit akzeptablem Fehler (nach 3- bis 5-fache τ_{Haupt}) hergestellt. Es wird ein Kalibrierpunkt gesetzt. Beispielkalibrierung 3 (Abbildung 70) ist hierbei grenzwertig kurz.
4. Nächste Heizphase mit I_{Last}
5. Prozedur 1-3 wiederholt sich bei erhöhter Temperatur

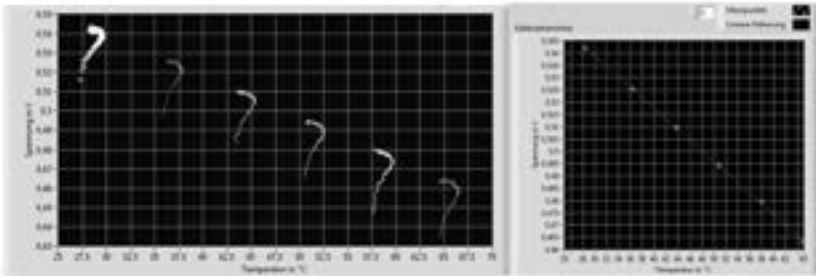


Abbildung 68: Beispielkalibrierung 1, Parameter siehe Tabelle 9. Links: zeitliche Abfolge des Kalibriervorgangs beim jeweiligen Abkühlen zum Temperaturequilibrium. Rechts: Resultierende Kalibrierkennlinie

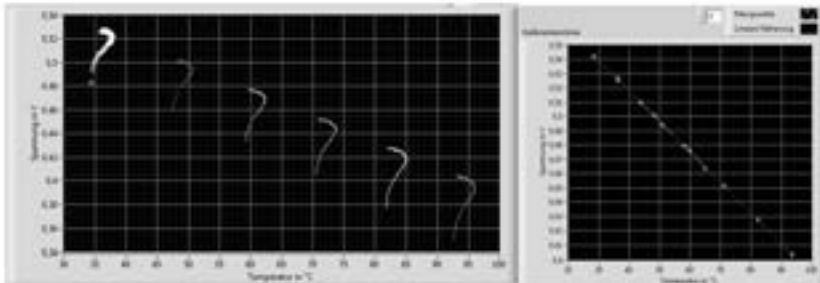


Abbildung 69: Beispielkalibrierung 2, Parameter siehe Tabelle 9. Links: zeitliche Abfolge des Kalibriervorgangs beim jeweiligen Abkühlen zum Temperaturequilibrium. Rechts: Resultierende Kalibrierkennlinie mit Überlagerung der Messpunkte aus Abbildung 68

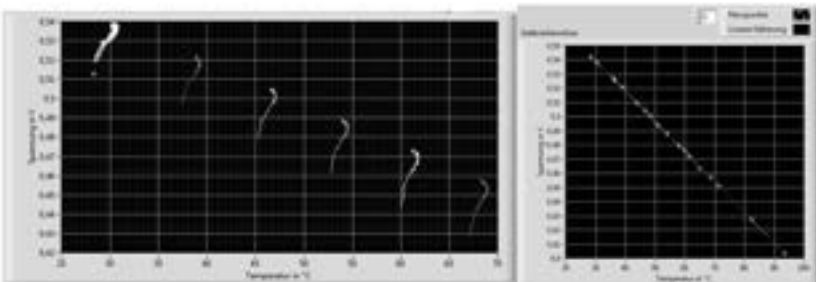


Abbildung 70: Beispielkalibrierung 3, Parameter siehe Tabelle 9. Links: zeitliche Abfolge des Kalibriervorgangs beim jeweiligen Abkühlen zum Temperaturequilibrium. Rechts: Resultierende Kalibrierkennlinie mit Überlagerung der Messpunkte aus Abbildung 68 und Abbildung 69

Die Kalibrierkennlinie ist reproduzierbar unter verschiedenen Kalibrierbedingungen. Abweichungen einzelner Messpunkte von der linearisierten Kennlinie liegen im Bereich ca. $\pm 2\text{mV}$ bzw. ca. $\pm 1\text{K}$.

4.2.4 Vergleich: Passive Kalibrierung - Aktive Kalibrierung

Obgleich die Verfahren der aktiven und passiven Kalibrierung zwar nicht zu identischen, aber technisch vergleichbaren Resultaten führen¹⁰ (vgl. Abbildung 71) unterscheiden sie sich stark im jeweils erforderlichen Aufwand und den benötigten technischen Geräten.

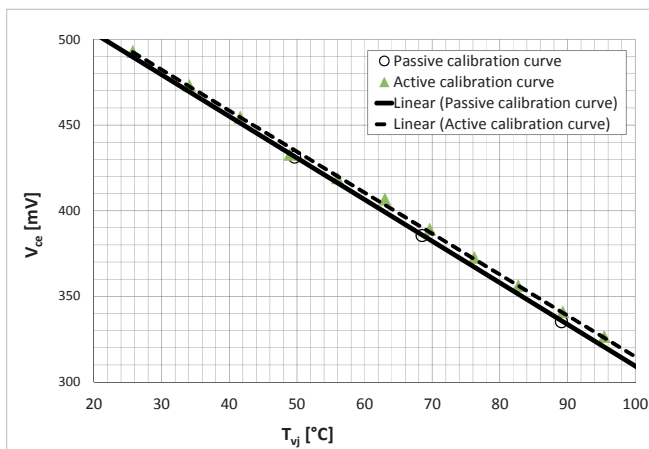


Abbildung 71: Vergleich der Kalibrierkennlinien zwischen aktiver und passiver Kalibrierung eines Prüflings, aus [BOR12].

¹⁰ Die Kennlinienpunkte der aktiven Kalibrierung in Abbildung 71 wurden zu einem frühen Equipment-Entwicklungsstand aufgenommen mit $\pm 10\text{mV}$ -Rauschen im Messsignal. Dieser Effekt wurde im weiteren Verlauf der Testerentwicklung abgestellt (vgl. Beispielkalibrierungen in Kapitel 4.2.3)

	Passive Kalibrierung	Aktive Kalibrierung
Zusätzlich zum Lastwechseltest-equipment benötigte Geräte	Spannungsmessung, Temperaturmessung, Messstromquelle, Klimakammer oder Heizplatte o.ä.	Keine
Rüstaufwand	1. Einbau DUT in Kalibrierequipment 2. Durchführen der passiven Kalibrierung 3. Ausbau DUT aus Passiver Kalibriervorrichtung 4. Einbau DUT in Lastwechseltester 5. Start Lastwechseltest	1. Einbau DUT in Lastwechseltester 2. Durchführung der Aktiven Kalibrierung 3. Start Lastwechseltest
Dauer der Kennlinienaufnahme	2...3 Stunden pro DUT	2...4 Minuten pro DUT
Messunsicherheit	Unterschiedliches Equipment für Kalibriervorgang und Lastwechseltest (Messstromquelle, V_{CE} -Messung) erzeugt einen systematischen Fehler bei der T_{vj} -Bestimmung	Ein und dasselbe Equipment für Kalibriervorgang und Lastwechseltest. Damit wird dieser systematische Fehler der passiven Kalibrierung eliminiert. Aber: Extrapolation der Kennlinie für $>100^{\circ}\text{C}$ -Kennlinienpunkte nötig bei nicht blockierbarem Kühlwasserfluss.

Tabelle 10: Vergleich der Eigenschaften von aktiver und passiver Kalibrierung

Der wesentliche Unterschied besteht im benötigten Equipment und im Rüsten. Beide Kalibrierverfahren generieren fehlerbehaftete Kalibrierwerte. Die Fehlerursachen sind jedoch verschieden. Für die aktive Kalibrierung wurden Abweichungen einzelner Messpunkte von der linearisierten Kennlinie von $\pm 1\text{K}$ ermittelt. Für die passive Kalibrierung werden vergleichbar hohe Abweichungen erwartet.

4.3 Perspektiven

In diesem Kapitel werden die aus Sicht des Autors existierenden Perspektiven und die diesbezüglich zu überwindenden Herausforderungen heutiger Lastwechseltechnologien und -konzepte vorgestellt. Zunächst werden Optimierungspunkte benannt, welche die nicht unwesentlichen Kosten eines Lastwechseltesters senken können. Es wird weiterhin ein Prüfstandkonzept diskutiert, das den überlagerten Lastwechseltest weiterdenkt und die Problematiken von Miner's Rule versucht aufzugreifen. Neben der Testerhardware wird diskutiert, wie die bekannten alterungsindizierenden Bewertungskriterien aus der Laborumgebung des Lastwechseltests in die Anwendung des Leistungshalbleiters als Bestandteil für Umrichter überführt werden könnten.

4.3.1 Optimierungspotential für zukünftige Lastwechseltester

Laststromquelle – Freilaufkreis

Der GTO-Freilaufkreis, wie in Kapitel 4.1.2 beschrieben, hat den Zweck, den Laststrom I_{Last} von der Laststromquelle zu übernehmen, wenn dies der Arbeitspunkt der Prüflinge erfordert, beispielsweise um bei Ausscheiden eines Prüflingspfades die Ein- und Ausschaltzeiten für die anderen Zweige konstant halten zu können, ohne dass der Laststrom unterbrochen werden muss, oder, um für eine den Bedürfnissen entsprechende Ausschaltzeit (Abkühlzeit) der Prüflinge zu sorgen. Mit einem zyklischen Treiben und Stoppen des Laststromes resultiert für die Laststromquelle, genau wie für die Prüflinge, eine Lastwechselbelastung. Diese gilt es zu vermeiden. Deshalb übernimmt ein GTO in Scheibenbauweise den Strom, so dass die Laststromquelle weitgehend einen Arbeitspunkt kontinuierlich fahren kann, statt gelastwechselt zu werden und vorschnell zu altern und auszufallen.

Dies hat entsprechende Folgen: Es wird ein GTO benötigt mit entsprechender Anzahl in Reihe geschalteter Dioden gleicher oder ähnlich hoher Stromtragfähigkeit. Die Dioden erzeugen zusätzlich zum GTO einen Spannungsabfall. Es sollen so viele Dioden wie nötig dem GTO in Reihe geschaltet werden, dass der Gesamtspannungsabfall möglichst genau dem eines Prüflingspfades entspricht. Erst dann kann die Laststromquelle beim Umschalten der Pfade den Arbeitspunkt nahezu halten und damit die Temperatur ihrer Endstufe. Der GTO selbst benötigt einen speziellen Treiber, der GTO-Freilaufkreis zudem eine zusätzliche Kühlung, die möglichst unabhängig ist von der frei einstellbaren Prüflingsvorlauftemperatur, sowie einen entsprechend proportionierten Anschluss an die Last-Busbar. Diese Komponenten beanspruchen Raum und Zeit bei Auslegung und

Inbetriebnahme. Eine intelligente Auslegung der Laststromquelle macht diesen Aufwand obsolet:

Die Auslegung der Laststromquelle für einen Lastwechseltester gleichen Maximalstromes müsste bezüglich der Endstufe optimiert werden. Einen Anhaltspunkt dazu liefern die Ausführungen zu Luftkühlern in Kapitel 3.1.3. Um zu vermeiden, dass die Leistungshalbleiter bei zyklischem Zu- und Abschalten des Laststromes ausreichend wenig belastet werden, muss das Verhältnis der thermischen Widerstände der einzelnen AVT-Schichten umgewichtet werden. Dies kann durch den Einsatz eines Luftkühlers mit einer dicken Wurzel¹¹ geschehen, bei gleichzeitig geringerem Volumendurchsatz des Kühlluftstromes. Der geringere Kühlluftstrom erhöht den $R_{th,ha}$ des Kühlers und entsprechend dessen prozentuale Gewichtung im $R_{th,ja}$. Die dickere Wurzel wirkt zum einen in die gleiche Richtung (Erhöhung $R_{th,ha}$), zum anderen wird die thermische Kapazität $C_{th,ha}$ erhöht. Eine erhöhte thermische Kapazität des Kühlkörpers in Verbindung mit einem erhöhten thermischen Kühlerwiderstand erhöht die thermische Hauptzeitkonstante τ_{Haupt} des Luftkühlers. Wie in Kapitel 3.1.3 ausgeführt, liegt diese im oberen zwei- unteren dreistelligen Sekundenbereich. Bei Lastwechselparametern sind Zykluszeiten <1 Minute üblich, kleiner also als die thermische Hauptzeitkonstante. Der Kühlkörper entsprechender Auslegung glättet folglich mit guter Wirkung die sich ergebenden Temperaturwechsel. Wird zudem während der Ausschaltphase des Laststromes der Lüfter für die forcierte Luftkühlung abgeschaltet, wird der Effekt weiter verstärkt und eine nochmals erhöhte Glättung erreicht, da sich mit dieser Aktion spontan die τ_{Haupt} erhöht.

Der schlechtere $R_{th,ha}$ bedingt den Einsatz von Leistungshalbleitern mit entsprechend erhöhtem Nennstrom und ggf. verstärktem Treiber, da sich die Gatekapazität gleichfalls erhöht. Dieser Mehraufwand ist der Preis für die Einsparung des gesamten GTO-Kreises; der Nutzen überwiegt jedoch den Aufwand. Die sonstige Auslegung der Laststromquelle kann unverändert bleiben, beispielsweise die Speisung der Endstufe oder die Ausgangsdrossel zur Stromglättung. Lediglich die Endstufe wäre anzupassen. Voraussetzung ist allerdings eine entsprechend schnell auf den gewünschten Arbeitspunkt einregelnde Quelle, ohne Verzerrungseffekte bzgl. der gewünschten Lastwechselbelastung für den DUT. Die beim modularen 2000A Lastwechseltester verwendete Quelle erfüllt bereits diese Forderung und regelt

¹¹ Als Wurzel wird der noch nicht in Kühlrippen, Kühlrohren oder Pinsfins untergliederte Teil des Kühlkörpers bezeichnet, auf dessen Oberseite der Leistungshalbleiter aufgebracht wird.

Arbeitspunktschwankungen innerhalb eines zweistelligen ms-Bereichs (im Beispiel aus Abbildung 64 konnte nach 15ms ein stationärer Zustand festgestellt werden) aus. Zu überprüfen wäre noch die Anregelgeschwindigkeit von Null auf Sollstrom.

Matrixstruktur für Prüflingsanordnung

Der klassische Lastwechseltest dient besonders für die Hersteller der Leistungshalbleiter zur Generierung der Lebensdauerkurven. Damit verbundene Forderungen nach hoher statistischer Sicherheit bedingen eine vergleichsweise hohe Prüflingsanzahl je Testpunkt. Demgegenüber liegt bei den Anwendern der Fokus auf Vergleich, speziell zwischen verschiedenen Typen, aber ganz speziell auch zwischen verschiedenen Herstellern. Sofern seitens der Leistungshalbleiterhersteller nur Lebensdauerdiagramme, nicht jedoch die Gleichung zu deren Berechnung gegeben ist, man also nicht auf andere Lastwechsel als die im Lebensdauerdiagramm gezeigten schließen kann, besteht zudem berechtigtes Interesse diese Information mittels selbst durchgeführter Lastwechseltests zu generieren. Es ist also eine besondere Anforderung, eine hohe Anzahl von Arbeitspunkten in möglichst wenigen Tests zu fahren, wobei die Anzahl möglicher Arbeitspunkte mit möglichst hoher Flexibilität und minimalem Aufwand von Test zu Test neu festgelegt werden können soll.

Die Umsetzung einer solchen Anforderung erfolgt in Anlehnung an existierende Lebensdauermodelle, speziell CIPS2008. Dort sind die seitens der Applikation bedingten und entsprechend seitens des Lastwechseltesters einzustellenden lebensdauerbeeinflussenden Parameter definiert: Laststrom I_{Last} , Einschaltzeit t_{on} , Temperaturhub ΔT_{vj} und Bezugstemperatur $T_{\text{vj,min}}$. Diese Parameter bedingen einander. So bestimmt sich der Temperaturhub bei gegebenem R_{th} und C_{th} aus der Kombination von t_{on} und I_{Last} . Die Minimaltemperatur bestimmt sich aus seitens des Kühlmediums eingestellter T_{inlet} , sowie der Abkühlzeit t_{off} in Verbindung mit den wirkenden R_{th} und C_{th} . Es ist also wichtig, neben frei wählbarer t_{on} , auch t_{off} , sowie I_{Last} und R_{th} variieren zu können. Ein als sinnvoll angesehener Ansatz zur Umsetzung wurde bereits beim modularen 2000A Lastwechseltester gewählt: Eine in Pfade unterteilte Matrixstruktur mit Slots.

Die Idee des Slots soll erhalten bleiben und übernommen werden, also ein Platzhalter für unterschiedliche Leistungshalbleiter mit der entsprechend vorbereiteten Infrastruktur für den Lastwechseltest, wie Laststromanschlüsse, Messleitungen und Kühlwasserzuleitungen aber auch Steueranschlüsse zum aktiven Zu- und Abschalten der Prüflinge.

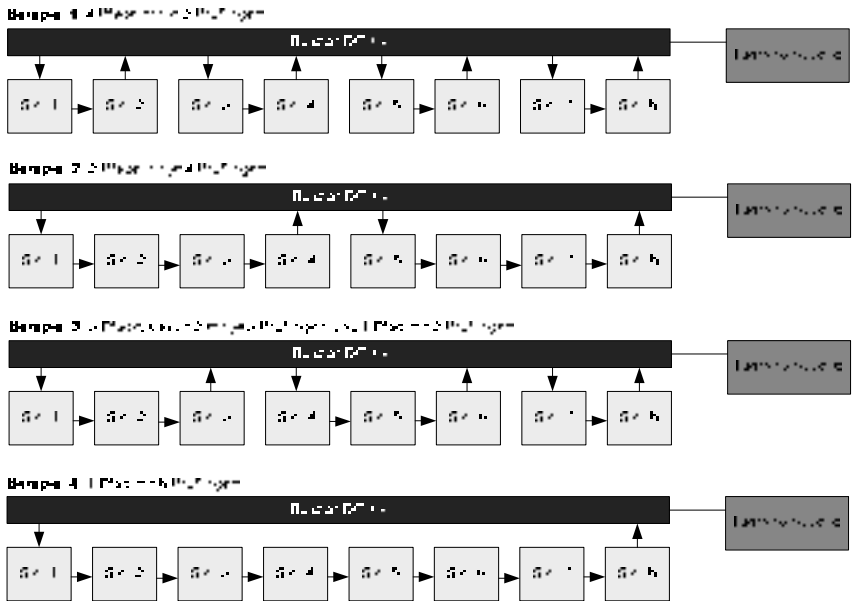


Abbildung 72: Matrixstruktur mit flexibel zu Pfaden kombinierbaren Slots

Abbildung 72 zeigt einige Beispiele unter Annahme von acht zur Verfügung stehenden Slots. Beispiel 1 ist das feste Schema des modularen 2000A Lastwechseltesters. Beispiel 4 ist das bei Herstellern der Leistungshalbleiter übliche Schema zur Realisierung einer hohen statistischen Sicherheit. Beispiele 2 und 3 zeigen zwei weitere mögliche Kombinationen der Prüflinge, wobei jede mathematisch mögliche Kombination auch technisch umsetzbar ist, sofern ein Pfad mindestens 2 Slots enthält. Die Slots sind frei mit Prüflingen (Einzelschalter) bestückbar, gleich zu testende Prüflinge können in Slots nebeneinander angeordnet und zu einem Pfad geschaltet werden. Jedem Slot sollte selektiv eine galvanisch getrennte Messstromquelle zugeordnet werden. Damit wird die Problematik der Schema-spezifischen Hilfsschalterkonstellation (vgl. Abbildung 56) umgangen, gleichzeitig können verschiedene, prüflingsspezifische Messströme eingestellt werden.

4.3.2 Applikationsspezifischer Lastwechseltest

Motivation: Lebensdauerprognose

Die Lebensdauerprognose von Leistungshalbleitern wird applikationsübergreifend auf vergleichbare Art und Weise durchgeführt.

Zunächst werden seitens der Hersteller der Leistungshalbleiter einige klassische Lastwechseltests durchgeführt (vgl. Kapitel 2.5.5). Die Ergebnisse werden den Anwendern der Leistungshalbleiter zur Verfügung gestellt. Auf Basis von Miner's Rule werden die applikationsspezifischen Temperaturzyklen auf die standardisierten Lebensdauerkurven angewendet und der Lebensdauerverbrauch linear kumuliert (vgl. Kapitel 2.4.5). Dieses Verfahren ist aufgrund der Nichteinbeziehung von Forschungsergebnissen zu lebensdauerbeeinflussenden Faktoren und der unbekannten Anwendungsgrenzen von Miner's Rule unscharf. Speziell die Akkumulierung verschiedener Lebensdauerverbäuche über Fehlermodigrenzen hinweg birgt deutliches Optimierungspotential. Zur sicheren Auslegung der Systeme muss der Leistungshalbleiter überdimensioniert werden. Es entstehen enorme, potentiell vermeidbare Kosten, deren Größenordnung im Folgenden grob abgeschätzt wird: Das Volumen des weltweiten jährlichen Leistungshalbleitermarktes beträgt mehrere Mrd.€. Schon eine Dimensionierungsreduzierung auf Leistungshalbleiternennstrom bezogen um 10% könnte aufgrund der besserer Skalierbarkeit der Leistungshalbleiter marktweite Einsparungen von mehreren hundert Mio.€ p.a. bedeuten. Andere Auslegungsphilosophien, die durch einen kleineren Sicherheitspuffer näher an die technischen Grenzen gehen, müssen mit nachgelagerten hohen Kosten (wie etwa Reparatur, Anlagenstillstand) im Falle einer Unterdimensionierung rechnen. In diesem Falle handelt es sich um einen Serienfehler, der alle gleich ausgelegten und gleich belasteten Systeme betrifft.

Applikationsspezifischer Lastwechselstest

Ein Konzept zur Reduzierung dieser Lebensdauerermittlungsunschärfe und somit der Über- oder Unterdimensionierung des Leistungshalbleiters ist der applikationsspezifische Lastwechselstest. Die Lebensdauerprognose würde mittels anwendungsnaher Tests ergänzend zur bekannten rechnungsbasierten Schätzung erfolgen. Die relevanten Einflussfaktoren wären physikalisch einbezogen, statt über eine Modellbildung vereinfacht und nur unzureichend berücksichtigt zu werden.

Kern der Idee ist die Aneinanderreihung verschiedener klassischer Lastwechselzyklen in einem Testdurchlauf, auf Basis einer mittels Analyse der Lastwechselbelastung gefundenen applikationsspezifischen Gewichtung der Zyklen zueinander. Getestet werden nur diejenigen Leistungshalbleiter, welche für die Lastwechselbelastung gemäß aktuell angewandter Lebensdauerprognose unter Anwendung des Lebensdauerverbrauchs nach Miner's Rule als geeignet erscheinen. Insofern schließt der applikationsspezifische Lastwechselstest dort an, wo heute die lastwechselbasierte Lebensdauerbetrachtung aufhört. Abbildung 73 verdeutlicht dies.

Nach Abschluss des applikationsspezifischen Lastwechseltests erfolgt eine Bewertung der getesteten Leistungshalbleiter auf Basis der bekannten Bewertungskriterien R_{th} und $V_{CE} @$ Laststrom. Ergänzend kann die thermische Impedanzspektroskopie zur AVT-Schicht-selektiven Analyse hinzugezogen werden. Die Bewertungskriterien am Testende sind zu beurteilen in Relation zu den Werten des jungfräulichen Leistungshalbleiters und der als EOL geltenden Grenzwerte. Wird eingeschätzt, dass kaum Lebensdauer verbraucht worden ist, kann beispielsweise ein bezüglich Nennstroms kleiner dimensionierter Leistungshalbleiter gewählt werden. Wird eine hohe Alterung nachgewiesen, die aber noch unterhalb der EOL-Grenzen ist, dann ist die Auslegung bezüglich Lebensdauer angemessen. Muss vor beabsichtigtem Testende wegen Erreichung EOL abgebrochen werden, muss ein bzgl. Nennstroms höher dimensionierter Leistungshalbleiter gewählt werden. Alternativ zu Variation des Nennstromes sind auch andere, die Lastwechselbelastung senkende oder erhöhende Parameter wie Kühlung oder andere AVT-Technologie denkbar. Bei der Neudimensionierung (z.B. kleinerer Nennstrom) sind andere auslegungsrelevante Grenzwerte, wie z.B. $T_{vj,max}$ zu berücksichtigen.

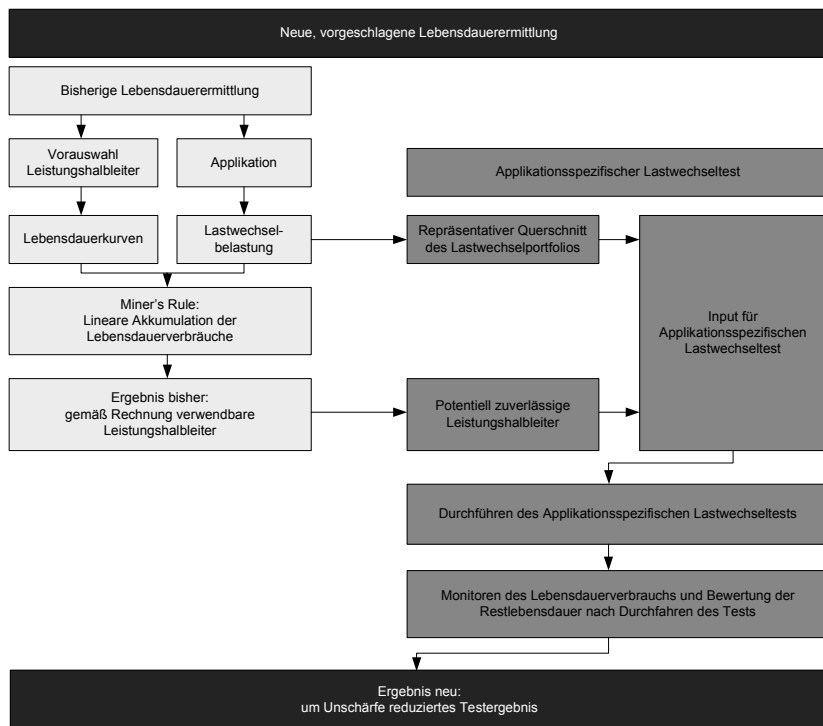


Abbildung 73: Erweiterung der bestehenden Lebensdauerprognose durch den applikationsspezifischen Lastwechselstest

Die Umsetzung des Konzeptes des applikationsspezifischen Lastwechselstests erfordert die Lösung wissenschaftlicher Aufgabenstellungen, von denen einige zurzeit bereits bearbeitet werden (Punkte 1 bis 3). Diese werden im Folgenden diskutiert. Ein anderer (Punkt 4) hingegen muss erst noch angegangen werden, dieser wird im darauffolgenden Abschnitt erläutert.

Bereits in Arbeit befindliche Aufgabenstellungen

1. *Auswertung bisheriger Lastwechseltestergebnisse und Herleitung relevanter Testparameter*
 - a. Aufgabe: Zur Vermeidung unnötigen Testaufwandes sollen die bestehenden Testergebnisse wissenschaftlich ausgewertet werden,

speziell unter dem Gesichtspunkt ggf. nicht beachteter Parameter (Unter Umständen wurden in den Lebensdauerkurven z.B. der Laststrom I_{Last} und die Einschaltzeit t_{on} vernachlässigt oder die Teststrategie nicht genannt).

- b. Durchführung: Erfassen der bisher erfolgten Tests (sofern Datenbasis zugänglich). Bewerten und Auswahl der der Analyse zu Grunde zu legenden Testresultate. Erfassen der gewählten Testresultate in einer Datenbank. Analyse der Datenbank hinsichtlich mathematischer Modellierbarkeit und der Übereinstimmung mit bestehenden Modellen nach [HED97] und [BAY08], sowie Linearität und ihrer Grenzen nach [SCN02] und [MIN45]. Darauf aufbauend werden die grundlegenden Testbedingungen für die weitere Erforschung der Einflussparameter gewählt.
2. *Quantifizierung der qualitativ bekannten Einflussfaktoren mittels klassischer Lastwechseltests. Hilfstool: Thermomechanische Simulation zur Unterstützung der Ergebnisinterpretation.*
 - a. Kühlung: Inwieweit wirkt sich eine Änderung des Kühlkörpers und somit des thermischen Widerstandes, insbesondere der thermischen Kapazität auf die Lebensdauer bei ansonsten gleichen Bedingungen aus. → Inwiefern können beim Test andere, den Test beschleunigende Kühlkörper verwendet werden?
 - b. Einschaltzeit in Verbindung mit der Verlustleistungsdichte: beides bestimmt in Kombination den Temperaturhub ΔT_{vj} (länger dauerndes, aber nicht intensives Heizen kontra kurze, aber intensive Heizzyklen → beides kann zu einem identischen Temperaturhub an der Sperrschicht führen, jedoch mit unterschiedlichen Auswirkungen bzgl. der Lebensdauer. Zudem bestimmt die Einschaltzeit die Verweildauer bei hoher Temperatur und begünstigt das Kriechen im Lot und den lateralen Temperaturgradienten, der je nach Ausprägung zu zusätzlichen mechanischen Spannungen im Chip/lot führen kann. Kernfrage: Inwieweit kann die Verlustleistungsdichte als Einflussfaktor vernachlässigt werden → dadurch bekäme man einen größeren Freiraum beim Anfahren verschiedener Testarbeitspunkte
 3. *Validierung des maximal erzielbaren Beschleunigungsfaktors*
 - a. Grund: Beschleunigung bedeutet eine Änderung der Testparameter dahingehend, eine schnellere Alterung zu provozieren und somit den Test teils deutlich zu verkürzen (Wochen statt Monate oder

gar Jahre). Jedoch werden auch andere Fehlermodi durch die veränderten Testbedingungen angesprochen, vgl. [SCN02].

- b. Aufgabe: Es soll untersucht werden inwieweit eine Beschleunigung durch strengere Testparameter die Realität noch abbildet und entsprechend aussagekräftige Ergebnisse produziert. Wo liegt die Beschleunigungsgrenze, die das Ergebnis in lediglich einem noch zumutbaren Rahmen verzerrt? Die in [POR10] abgewandte Simulationsmethode könnte dazu unter Einbezug von [AI08] verfeinert werden.
- c. Durchführung: Es werden thermomechanische Simulationen durchgeführt und mit den durchgeführten Power Cycling Tests abgeglichen. Spezielles Augenmerk liegt auf der Vorhersage der Verschiebung des Ortes der Alterung und dem Ansprechen anderer Fehlermechanismen in Abhängigkeit der Testbedingungen.

Noch nicht in Arbeit befindliche Aufgabenstellung

- 4. *Validierung der Anwendbarkeit der Miner's Rule durch spezielle kombinierte Power Cycling Tests mit mehreren aneinandergereihten und/ oder überlagerten Zyklen*
 - a. Sinn: Gemäß Miner's Rule [MIN45] spielt die Reihenfolge verschiedener Belastungen für die Gesamtlebensdauer keine Rolle. Grundlage dieser Aussage ist die Unabhängigkeit verschiedener Fehlermechanismen. Diese Grundlage ist nachweislich, zumindest teilweise nicht gegeben, vgl. Kapitel 2.3
 - b. Aufgabe: Ziel dieses Arbeitspaketes ist es, herauszufinden, ob und falls ja, inwieweit die Reihenfolge verschiedener Testparametersätze innerhalb eines Tests zu berücksichtigen ist.
 - c. Durchführung: Es sollen Testreihen unterschiedlicher Reihenfolge verschiedener Testparametern gefahren und unter Zuhilfenahme von der unter 3.b verbesserten thermomechanischer Simulation interpretiert werden.

4.3.3 Überwachung des Lebensdauerverbrauchs in der Applikation

Vertrauen ist gut, Kontrolle ist besser. Getreu diesem Motto ist eine möglichst auf die Applikation und den dortigen Verhältnissen angepasste Lebensdauerabschätzung eine dem Vertrauen entsprechende Basis. Allerdings ist eine noch so gute entwicklungsseitige Auslegung der Leistungshalbleiter bei schwer vorhersehbaren, statistisch schwankenden und, vom ursprünglichen Mission Profile abweichenden Lastwechselbelastungen, mit einer unvermeidlichen Unschärfe verbunden. Das in Kapitel 4.3.2 diskutierte

Konzept kann diese Unschärfe vermutlich reduzieren, aber nicht eliminieren. Individuelle, standortabhängige oder humanbeeinflusste Faktoren sind wesentliche Unbekannte. So kann für WEA bezüglich zukünftigen Wetters nur auf in der Vergangenheit bekannte Wetterdaten zurückgegriffen werden. Bei anderen Applikationen verhält sich dies ähnlich. Beispielsweise beim Elektroauto besitzt jeder Fahrer seine speziellen Fahrgewohnheiten, ein und derselbe Autotyp wird einmal in einer Stadt mit Stop&Go belastet, ein anderes Mal von einem Wochenendpendler über lange Autobahnstrecken mit konstanter Geschwindigkeit bewegt. All das führt zu einem Unterschied zwischen LebensdauerAuslegung auf Basis eines Mission Profiles und tatsächlicher Alterung des Leistungshalbleiters in der Applikation.

Der Wunsch, besonders bei leistungselektronischen Systemen mit absehbar hohen, aber nur schwer vorhersagbaren Lastwechselbelastungen wie Windenergieanlagen, Hybrid- oder Vollelektroautomobile zu jeder Zeit den Alterungszustand der Leistungshalbleiter zu kennen, ist applikationsübergreifend berechtigt. Die ingenieurwissenschaftlichen Grundlagen dazu liefert das Verfahren der aktiven Kalibrierung (vgl. Kapitel 4.2) in Verbindung mit der Bestimmung der T_{vj} im Umrichterbetrieb (vgl. Kapitel 2.5.8). Es ist prinzipiell möglich, Kalibrierverfahren nahezu ohne nennenswerte Kosten in das Serienprodukt zu integrieren, da der Umrichter die grundlegend benötigten Komponenten von sich aus mitbringt und entsprechend [HER10A] eine benötigte Erweiterung um z.B. die Messstromquelle machbar erscheint. Die Kalibrierung könnte bei der Endprüfung des Umrichters in der Fertigungsline beim Umrichterhersteller stattfinden. Bei den dabei herstellerseitig durchgeführten Tests sind Lastläufe des Umrichters meist enthalten. Entsprechend ist auch dort alles leistungsseitig benötigte Equipment bereits vorhanden, Messstromquelle und V_{CE} -Messvorrichtung würden Bestandteil des Umrichters. Zusätzliches Testresultat wären die Leistungshalbleiter-spezifischen $V_{CE}(T)$ Kalibrierkennlinien.

Die Kalibrierkennlinien aus der Endprüfung können in sehr einfacher Form generiert und hinterlegt werden, beispielsweise als Geradengleichung oder als Wertepaare. Eine Kalibrierung bis zur halbleiterspezifischen $T_{vj,max}$ ist nicht nötig, da die Alterung auch bei kleineren Temperaturen bewertet werden kann. Sie könnte aber unter Umständen Sinn machen, da dann im Feld bestimmt werden kann, unter welchem tatsächlichen Arbeitspunkten die beabsichtige Auslegungstemperatur für den WEA-Nennpunkt erreicht wird. So könnte bei entsprechend günstigen thermischen Werten die Nennleistung der Anlage u.U. leicht angehoben werden, sofern die dann höheren Ströme vom Generator geliefert und den Filtern verkraftet werden können.

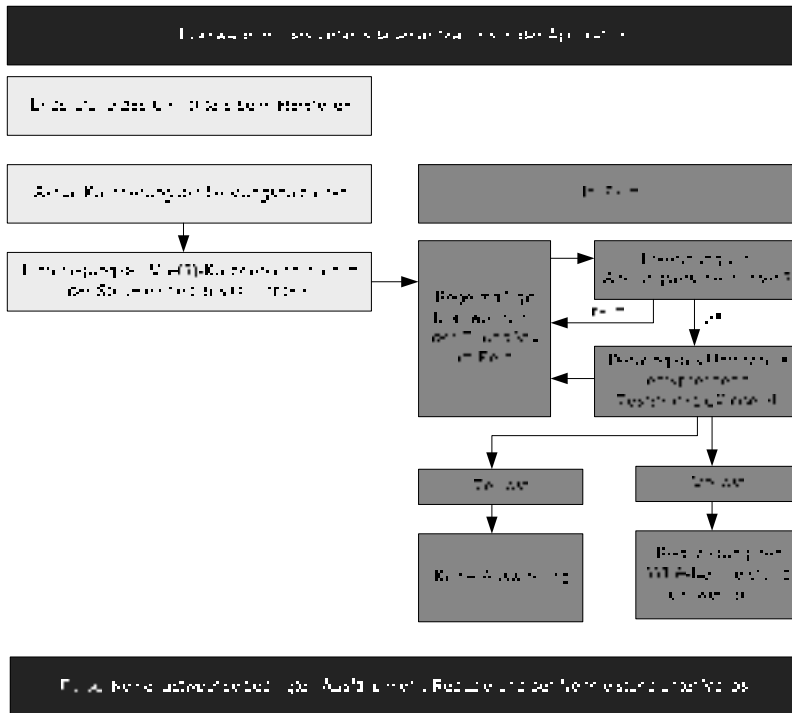


Abbildung 74: Überwachung des Lebensdauer verbrauchs in der Applikation

Sofern die Bewertungskriterien nach Kapitel 2.5.1 sich verändern und dies durch die Messungen im Feld bemerkt wird, kann in Folge eine Gegenaktion stattfinden. Sinnvoll erscheint ein Derating der WEA im Nennpunkt, Teillastbereiche sind folglich nicht betroffen. Grundlage des Deratings können jene Teststrategien für Lastwechseltests nach Kapitel 2.5.2 liefern, die für die Erstellung von Lebensdauerkurven wenig oder gar nicht geeignet sind. Speziell erscheint die Regelung auf $T_{vj,max}$ (Teststrategie 4) als zielführend, da Fehlermodi und Alterungsgeschwindigkeiten aufgrund des Arrhenius-Gesetzes von der oberen T_{vj} bestimmt werden. Eine Begrenzung der erzeugten Verlustleistung (Teststrategie 3) hätte einen ähnlichen Effekt, da direkt der maximal mögliche Temperaturhub verringert wird, wenn die maximal mögliche Verlustleistung gedeckelt wird. Damit wird zwar die Alterung nicht aufgehalten, aber eine deutliche Verlangsamung findet statt, so dass entsprechende Wartung

vorbereitet und bei Gutwetterperioden durchgeführt werden kann, ohne wochen- oder monatelangen Stillstand während der sogenannten Weather Days¹².

¹² Tage, an denen die Wellenhöhe 1,50m übersteigt und die Offshore WEA somit nicht per Boot erreichbar ist.

5 Zusammenfassung und Ausblick

Der erste Teil der Arbeit beschreibt den Stand der Technik. Soweit angebracht, wird eine Bewertung vorgenommen, inwiefern der jeweilige Aspekt in der Literatur vollständig beschrieben ist, es weiterer Forschung bedarf oder welches Potential für die Industrie darin erkannt wird. Der klassische Lastwechseltest als Kernelement der Arbeit wird beschrieben und von den anverwandten Tests, die teils auch unter anderen Namen bekannt sind, abgegrenzt. Es wird deutlich, dass zum Verständnis der auf die Zuverlässigkeit Einfluss nehmenden, lastwechselbasierten Größen, ein breiter Ansatz notwendig ist, der von Materialparametern, über Fügetechnologien, Lebensdauermodelle, Ausfallmechanismen bis hin zu Sensorik und entsprechender Test- und Testerkonzeption reicht. Das Fazit des ersten Teils der Arbeit lautet: Lastwechselfestigkeit ist deutlich mehr als ein auf eine Lebensdauerkennlinie abgebildeter Temperaturhub.

Die reale Lastwechselbelastung, also die applikationsbezogene Ursache der Alterung und Ermüdung wird im zweiten Hauptabschnitt diskutiert. Applikation ist die Gesamtheit aus internen (im Umrichter) und externen (außerhalb des Umrichters, Umgebungs- und Klimaeinflüsse) Belastungen. Es werden zunächst die einsatztechnischen Besonderheiten der Leistungshalbleiter erörtert, welche die Belastung aufnehmen. Es wird gezeigt, dass die Wahl der Leistungshalbleiter selbst, sowie die umgebende Peripherie einen Einfluss haben, wobei das Streben nach Maximierung der Leistungsdichte die größte Herausforderung für ein zuverlässigkeitsoptimiertes Umrichterdesign ist. Erhöhung der Leistungsdichte äußert sich in den zwei Hauptthemen Wasserkühlung und steigender zulässiger Sperrschichttemperatur. Die Diskussion wird in Relation zu den im ersten Hauptabschnitt behandelten Lebensdauermodellen gesetzt und die Folgen der aktuellen oder in naher Zukunft absehbaren effizienzsteigernden Maßnahmen in Bezug auf die Lastwechselfestigkeit beschrieben. Das Einwirken des Klimas, im konkreten Fall des von offener See kommenden Winds, der durch eine Multimegawatt WEA an der norwegischen Küste als Leistung ins Netz gespeist wird, wurde bezüglich des sich ergebenden Lastwechselbelastungsportfolios für die netzseitigen Leistungshalbleiter hergeleitet. Diese Betrachtungen sollten mit detaillierten Messdaten für die generatorseitigen Leistungshalbleiter unter besonderer Berücksichtigung der Drehfeldfrequenz wiederholt werden.

Der letzte Hauptabschnitt versucht eine Beschreibung von Lastwechselmethoden, die als applikationsbezogen geeignet erscheinen. Zunächst wird ein Lastwechseltester vorgestellt, der auf die Bedürfnisse von in

Offshore Windenergieanlagen eingesetzten Leistungshalbleitern und entsprechend erwartete Lastwechselbelastung ausgelegt ist. Dieser Tester wurde an der TU-Chemnitz für die norwegische SINTEF entwickelt, gebaut und in Betrieb genommen, anschließend nach Norwegen transferiert. Höchster Anspruch an den Tester ist eine hohe Flexibilität in Bezug auf die Bestückung mit verschiedenen Prüflingen, um aus Sicht eines Anwenders von Leistungshalbleitern deren lastwechselbasierte Zuverlässigkeit absolut und relativ zwischen verschiedenen Herstellern bewerten zu können. Deshalb wurde die Möglichkeit geschaffen, Presspacks und Module in einem Test unter verhältnismäßig frei wählbaren Bedingungen zu lastwechseln. Der Nachweis der Funktionalität wurde erbracht. Es wird ein neues Verfahren, die aktive Kalibrierung vorgestellt, welche in dem genannten Tester integriert ist. Die Kalibrierung ist ein wichtiger Test-vorbereitender Schritt, ohne den es nicht möglich ist, mit hoher Genauigkeit auf die Sperrschichttemperatur zu schließen.

Basierend auf den Erkenntnissen der Entwicklung und Inbetriebnahme des Testers werden Optimierungsschritte für zukünftig zu bauende Lastwechseltester vorgestellt. Ein neues Testkonzept wird vorgeschlagen, um die Nachteile von Miner's Rule zumindest teilweise zu kompensieren; es wird kritisch bezüglich der noch zu erledigenden Forschungsarbeit diskutiert. Es wird erklärt, mit welchen Schritten die bei den laborbasierten Lastwechseltests kontinuierlich erfassten Alterungszuständen der Leistungshalbleiter in die Applikation, ins Feld überführt werden kann. Nach Einschätzung des Autors ist dies mit vertretbarem Aufwand und unter Verwendung bestehender Technologien möglich. Es können und sollten nun weitere Lastwechseltests mit Presspacks durchgeführt werden, um deren lastwechselbezogene Fehlermodi zu identifizieren und verstehen zu lernen.

Lastwechselbasierte Zuverlässigkeitsaspekte, Lastwechselbelastung und Lastwechseltestmethoden sind in dieser Arbeit auf die Applikation der Leistungshalbleiter in Offshore Windenergieanwendungen angewandt. Jedoch können sie auch auf andere, leistungselektronisch verwandte Applikationen projiziert werden. Photovoltaikanlagen, Elektroautomobile, Traktionsantriebe basieren auf denselben Prinzipien, die Leistungshalbleiter und ihre Peripheriekomponenten sind vergleichbar. Auch die Thematik des Lebensdauerverbrauchs bleibt gleich. Die Analyse der Lastwechselbelastung kann analog zum vorgestellten Verfahren erfolgen. Schlussfolgerungen zu Testmethoden gelten entsprechend ebenfalls. Die Umsetzung der vorgeschlagenen Optimierungsschritte erfordert sicherlich einen adäquaten

ingenieurwissenschaftlichen Aufwand, wird allerdings auch dort als machbar angesehen.

Nach Meinung des Autors ist die Zeit reif, die Erkenntnisse und das Wissen aus den weitgehend bei Leistungshalbleiterherstellern beheimateten klassischen und artverwandten Lastwechseltests in die nach jenen Erkenntnissen greifende Industrie zu überführen. Zuverlässigkeit im Feld ist keine Kunst, das anwendbare Wissen ist vorhanden und wartet darauf, genutzt zu werden.

Anhang

Zeichnungen und Darstellungen

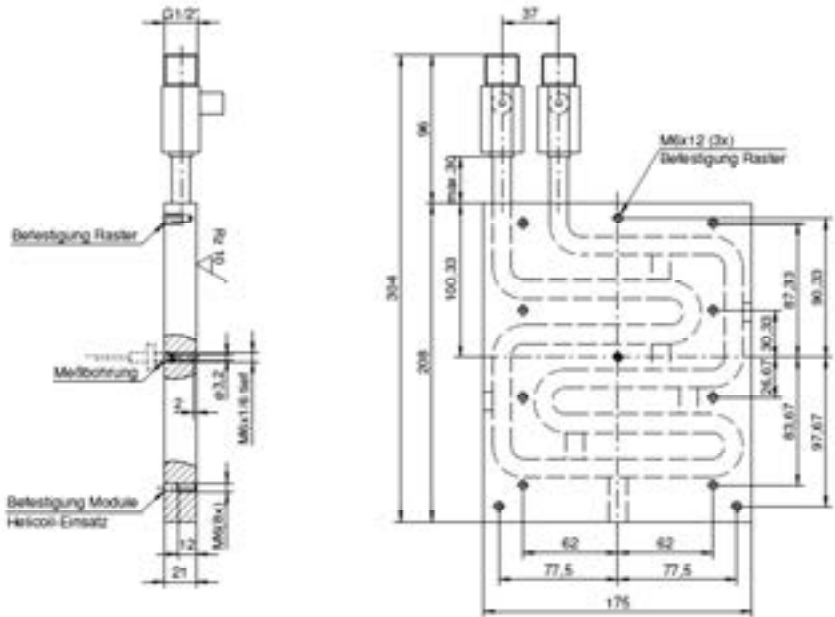


Abbildung 75: Kühlkörper für 190mm IHM und IHV Module

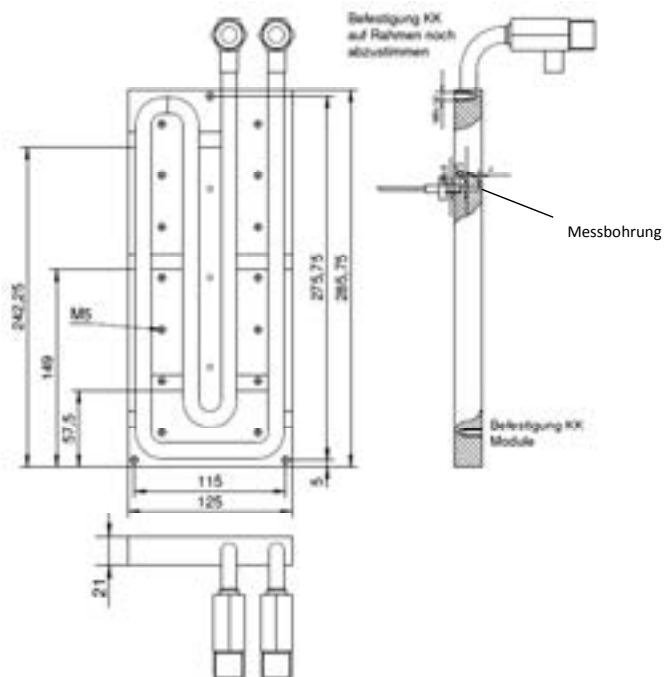


Abbildung 76: Kühlkörper für PrimePACK Module

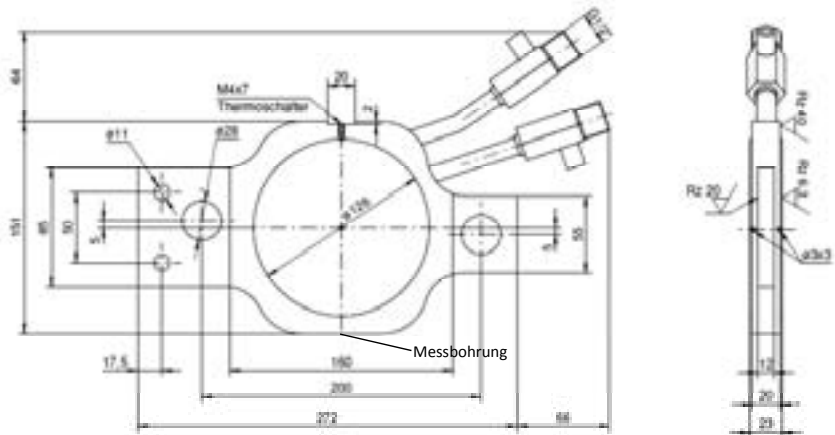


Abbildung 77: Kühlkörper für Presspacks mit Kontaktdurchmesser bis 125mm

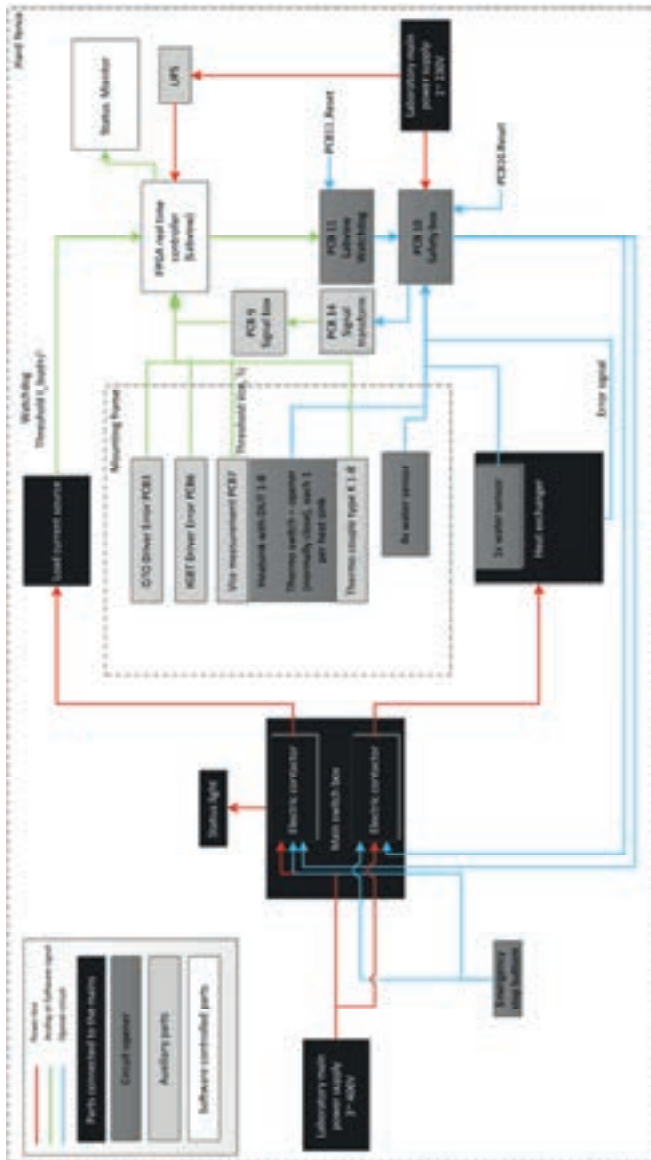


Abbildung 78: Sicherheitskonzept für den modularen 2000A Lastwechsellaster

Literaturverzeichnis

- [AMO04] Amro, R., Lutz, J., Lindemann, A.: Power Cycling with High Temperature Swing of Discrete Components based on Different Technologies; Power Electronics Specialists Conference, 2004. PESC 04. 2004 IEEE 35th Annual (Volume:4)
- [AMO05] Amro, R., Lutz, J., Rudzki J., Thoben, M., Lindemann, A.: Double-Sided Low-Temperature Joining Technique for Power Cycling Capability at High Temperature; European Conference on Power Electronics and Applications, 2005
- [AMO06A] Amro, R., Lutz, J., Rudzki J., Sittig, R., Thoben, M.: Power Cycling at High Temperature Swings of Modules with Low Temperature Joining Technique; IEEE International Symposium on Power Semiconductor Devices and IC's, 2006. ISPSD 2006.
- [AMO06B] Amro, R.: Power Cycling Capability of Advanced Packaging and Interconnection Technologies at High Temperature Swings, TU-Chemnitz, Dissertation 2006
- [ARU04] Ariduru, S.: Fatigue Life Calculation by Rainflow Cycle Counting Method, Middle East Technical University, Dissertation 2004
- [BAL05] Bargel, H.-J., Cardinal, P., Hilbrans, H.: Werkstoffkunde, Springer Verlag 2005
- [BAY08] Bayerer, R., Hermann, T., Licht, T., Lutz, J., Feller, M.: Model for Power Cycling lifetime of IGBT Modules - various factors influencing lifetime; International Conference on Integrated Power Systems (CIPS), 2008 5th
- [BOR11A] Bohländer, M., Süptitz, J., Lutz, J., Petterteig A.: Extraction of Power Cycles in Offshore Wind Power Applications; Proceedings of the PCIM 2011
- [BOR11B] Bohländer, M., Lutz, J., Petterteig, A.: 2000A Power Cycling Tester for High Voltage IGBT Modules and Press Packs, EPE Joint Wind Energy and T&D Chapters Seminar Trondheim 2011
- [BOR12] Bohländer, M., Hiller, S., Herold, C.: Active Calibration of Samples According Vce(T) Method in Advance of Power Cycling Tests; Proceedings of the PCIM 2012

- [CHN09] Chen, Z., Guerrero, J.: A Review of the State of the Art of Power Electronics for Wind Turbines; Power Electronics, IEEE Transactions on (Volume:24 , Pages 1859-1875)
- [CIA02] Ciappa, M.: Selected Failure Mechanisms of Modern Power Modules, Microelectronics Reliability 42 (2002) 653-663
- [DAO12] D'Arco, S., Undeland, T., Bohländer, M., Lutz, J.: A Simplified Alogithm for Predicting Power Cycling Lifetime in Direct Drive Wind Power Systems; Systems, 9th International Multi-Conference on Signals and Devices (SSD), 2012
- [DIN50] DIN 50035 – 1: Begriffe auf dem Gebiet der Alterung von Materialien, Grundbegriffe, 1989
- [FER07] Feller, M., Lutz, J., Bayerer R., Krasel O.: Power Cycling of IGBT-Modules with superimposed thermal cycles; Proceedings of the PCIM 2007
- [FER08] Feller, M., Lutz, J., Bayerer R.: Power Cycling of IGBT- Modules with superimposed thermal cycles; Proceedings of the PCIM 2008
- [FER10] Feller, M., Lutz, J., Hensler, A., Agic, A.: Einfluss der Verlustleistungsdichte auf die Temperaturverteilung in großflächigen Halbleiterchips ,Halbleiterkolloquium Freiburg 2010
- [GOL06] Göbl, C., Beckedahl, P., Braml, H.: Low temperature sinter technology - Die attachment for automotive power electronic applications, Automotive Power Electronics 21-22 June 2006
- [GUH10] Guth, K. et al.: New assembly and interconnects beyond sintering methods; Proceedings of the PCIM 2010
- [HAN10] Hartmann, S., Bayer M., Schneider D., Feller, L.: Observation of chip solder degradation by electrical measurements during power cycling; 6th International Conference on Integrated Power Electronics Systems (CIPS), 2010
- [HAN12] Hartmann, S., Özkol, E.: Bond wire life time model based on temperature dependent yield strength; Proceedings of the PCIM 2012
- [HED97] Held, M., Jacob, P., Nicoletti G., Scacco, P., Poech, M.-H.: Fast Power Cycling Test for IGBT Modules in Traction Application; International Conference on Power Electronics and Drive Systems, 1997. Proceedings (Volume 1, Pages 425-430), 1997

- [HEN07] Herrmann, T., Feller, M., Lutz, J., Bayerer R., Licht T.: Power Cycling Induced Failure Mechanisms in Solder Layers; European Conference on Power Electronics and Applications, 2007
- [HEO10A] Herold, C.: Entwicklung eines kombinierten Temperatur- und Lastwechseltests für Leistungsmodulen in Hybridfahrzeuganwendungen, TU Chemnitz, Diplomarbeit 2010
- [HEO10B] Herold, C., Hensler, A., Feller, M., Lutz, J.: Messung und Analyse der thermischen Impedanz von Leistungsmodulen während des kombinierten Lastwechseltests zur Lokalisierung unterschiedlicher Fehlermechanismen, Halbleiterkolloquium Freiburg 2010
- [HEO12] Herold, C., Hensler A., Lutz, J., Thoben, M., Gutt, T.: Power Cycling Capability of New Technologies in Power Modules for Hybrid Electric Vehicles; Proceedings of the PCIM 2012
- [HER09] Hensler, A., et al.: Leistungselektronik für Lastwechsel-Festigkeit bei hohen Temperaturen und –zyklen; 6. Braunschweiger Symposium „Hybridfahrzeuge und Energiemanagement“ 2009
- [HER10A] Hensler, A., Lutz, J., Zill, J., Bayerer R.: Methode and Test Assembly for power Cycling Tests at Inverter Conditions; Proceedings of the PCIM 2010
- [HER10B] Hensler, A., Lutz, J., Thoben M., Guth, K.: First Power Cycling Results of Improved Packaging Technologies for Hybrid Electrical Vehicle Applications; 6th International Conference on Integrated Power Electronics Systems (CIPS), 2010
- [HER11A] Hensler, A., et al.: Reliability Investigations of Improved Power Modules - Results from EfA-Project, Braunschweiger Symposium Hybridfahrzeuge und Energiemanagement 2011
- [HER11B] Hensler, A., Herold, C., Lutz, J., Thoben M.: Thermal Impedance Monitoring during Power Cycling Tests; Proceedings of the PCIM 2011
- [HER11C] Hensler, A., Wingert, D., Herold C., Lutz J., Thoben M.: Thermal impedance spectroscopy of power modules; Microelectronics Reliability 2011, 1679-1683
- [HER12] Hensler, Alexander: Lastwechselfestigkeit von Halbleiter-Leistungsmodulen für den Einsatz in Hybridfahrzeugen; TU Chemnitz, Dissertation, 2012

- [HET01] Hecht, U., Scheuermann, U.: Static and Thermal Transient Resistance of Advanced Power Modules; Proceedings of the PCIM 2001
- [IFX08] Infineon Technologies AG: 2PS1200R17KE3-4G_2_1; Datenblatt 2008
- [IFX10] Infineon Technologies AG: 2PS1200R17KE3-4WH-C8VTIO_2_1; Datenblatt 2010
- [IFX10A] Infineon Technologies AG: 6MS3000R17IE4-3WAH-B10C18VT_2_0; Datenblatt 2010
- [IFX10B] Schulz, Martin: “Thermal Interface – The Flawless Solution”; Bodos Power 2010/07
- [IFX10C] Schulz, Martin: “Thermal Interface – An Inconvenient Truth”; Bodos Power 2010/06
- [IFX12] Infineon Technologies AG: FF900R12IE4T_2_0, Datenblatt 2012
- [IWS09] Abschlussbericht für das Verbundprojekt Erhöhung der Verfügbarkeit von Windkraftanlagen; Förderkennzeichen: 0327574, Bundesministerium für Naturschutz, Umwelt und Reaktorsicherheit 2009
- [JAI07] Janiski, L., Kuna M., Mayer A., Scherzer M., Steinhorst P.: Modellierung von Risswachstum in piezoelektrischen Materialien mittels moderner adaptiver FEM-Lösungsstrategien, DVM-Bericht 239, 39., 2007
- [JAI08] Janiski, L., Kuna M., Mayer A., Scherzer M., Steinhorst P.: Ein effizientes Finite-Elemente-Werkzeug zur Simulation von Rissausbreitung in piezoelektrischen Strukturen, DVM-Bericht ; 902. - S. 149 – 158, 2008
- [JEC04] Jedec24-12: Thermal Impedance Measurement for Insulated Gate Bipolar Transistors – (Delta V CE(on) Method), 2004
- [KOI08] Kowalewski, S., et al.: Zuverlässigkeit von Automotive embedded systems, FAT Schriftenreihe 231 2008
- [LEE99] Lee, W.W., Nguuyen, L.T., Selvaduray, G.S.: Solder joint fatigue models: review and applicability to chip scale packages, Microelectronics Reliability 40 (2000) 231-244

- [LEF05] Lefebvre S., Khatir, Z., Saint-Eve, F.: Experimental behavior of single chip IGBT and COOLMOS devices under repetitive Short-Circuit conditions, IEEE Transactions on Electronic Devices, (Volume 52, Pages 276-283), 2005
- [LIN04] Lindemann, A., Strauch G.: Properties of Direct Aluminum Bonded Substrates for Power Semiconductor Components; IEEE Transactions on Power Electronics (Volume 22, Pages 384-391)
- [LUT06] Lutz, J.: Halbleiter-Leistungsbaulemente: Physik, Eigenschaften, Zuverlässigkeit; Springer Verlag, 2006
- [LUT11] Lutz, J.: Semiconductor Power Devices: Physics, Characteristics, Reliability; Springer Verlag, 2011
- [MAA11] Mainka, K., Thoben M., Schilling O.: Lifetime calculation for power modules, application and theory of models and counting methods; Proceedings of the 2011-14th European Conference on Power Electronics and Applications (EPE 2011)
- [MIN45] Miner, M.: Cumulative Damage in Fatigue, Journal of Applied Mechanics Volume 12 (1945), 159-164
- [NGN04] Nguyen, H.V., et al: Effects of thermal gradients on the electro migration lifetime in power electronics; IEEE International Reliability Physics Symposium Proceedings, 2004
- [OTT11] Ott, M.: Untersuchung der Lastwechselfestigkeit von Leistungsmodulen für Hybridfahrzeuganwendungen bei hoher Sperrschichttemperatur; TU-Chemnitz, Diplomarbeit 2011
- [PAT12] Bohlländer, M., Hiller, S., Herold, C.: Verfahren und Einrichtung zur Ermittlung der Temperaturkalibrierkennlinie eines Halbleiterbauelements der Leistungselektronik, Patentanmeldung, AZ: DE 10 2012 005 815.2 vom 17.3.012 beim DPMA, Anmelder: TU Chemnitz 2012
- [POR08] Poller, T., Feller, M., Hoyer I., Lutz, J.: Thermomechanical Behaviour of Solder Layers in Power Modules, Kolloquium Halbleiter-Leistungsbaulemente und ihre Systemtechnische Anwendung 2008
- [POR10] Poller, T., Feller, M., Lutz, J.: Thermal-mechanical analysis of solder layers in power modules under superimposed cycling conditions; Proceedings of the PCIM 2010

- [RÖR06] Rösler, J., Harald, H., Bäker, M.: Mechanisches Verhalten der Werkstoffe; Teubner Verlag, 2. Auflage 2006
- [ROL10] Rosol, M., Pilat, A., Turnau, A.: Real-time controller design based on NI Compact Rio, Proceedings of the International Multiconference on Computer Science and Information Technology (Pages 825–830), 2010
- [ROZ10] Rodriguez, J., Bernet, S., Steimer P., Lizama, I.: A Survey on Neutral-Point-Clamped Inverters, IEEE Transactions on Industrial Electronics (Volume 57, Pages 2219-2230), 2010
- [SCN02] Scheuermann, U., Hecht, U.: Power Cycling Lifetime of Advanced Power Modules for Different Temperature Swings; Proceedings of the PCIM 2002
- [SCN09] Scheuermann, U., Schmidt R.: Investigation on the VCE(T)-Methode to Determine the Junction Temperature by using the Chip Itself as Sensor; Proceedings of the PCIM 2009
- [SCR10] Schuler, S., Scheuermann, U.: Impact of Test Control Strategy on Power Cycling Lifetime, Proceedings of the PCIM 2010
- [SEK10] Senturk, O.S., Munk-Nielsen, S., Teodorescu, R., Helle, L., Rodrigues P.: Converter Structure-Based Power Loss and Static Thermal Modeling of The Press-Pack IGBT-Based Three-Level ANPC and HB VSCs Applied to Multi-MW Wind Turbines, IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (Pages 2778-2785), 2010
- [SKR05] Semikron: P3_2005-03-17; Datenblatt 2005
- [SKR10] Semikron: Applikationshandbuch Leistungshalbleiter, 2010
- [THN08A] Thoben, M., Siepe D., Kriegel K.: Use of Power Electronics for HEV at elevated temperature; Braunschweiger Symposium Hybridfahrzeuge und Energiemanagement 2008
- [WAN00] Wakeman, F., Hemmings, D.: Pressure contact IGBT, testing for reliability, Proceedings of the PCIM 2000
- [WAN05] Wakeman, F., Li, G., Golland, A.: New family of 4,5kV Press-pack IGBTs; Proceedings of the PCIM 2005

