



TECHNISCHE UNIVERSITÄT  
CHEMNITZ

**Fakultät für Elektrotechnik und  
Informationstechnik**

Institut für Mikrosystem- und Halbleitertechnik  
Professur Werkstoffe und Zuverlässigkeit  
mikrotechnischer Systeme

## **Bachelorarbeit**

# **Modellierung von Effektivmaterialien mit transversal isotropen viskoelastischen Eigenschaften für Lotverbindungen im Flip-Chip-Package**

## **Abstract**

*Das Ziel in der vorliegenden Arbeit ist es zu beantworten, durch welche Kriterien die Bestimmung von Effektivmaterialien mit transversal isotropen viskoelastischen Eigenschaften für die Lotverbindungen in einem Flip-Chip-Package hinsichtlich des relativen Fehlers des creep strain per cycle im thermischen Cycling optimiert werden kann.*

*Um die Forschungsfrage zu beantworten, wurde mittels FEM-Analyse in Ansys Mechanical die Belastung auf ein 2,5D Modell eines Flip-Chip-Package simuliert. Dabei wurde die Verformung im Lot für die unterschiedlichen Underfillmaterialien CMU, CTU und PTU für unterschiedliche Geometrieparameter mit einem Lotanteil von 6%, 16% und 26% im Joint bestimmt.*

*Die Simulation zeigte, dass einer Erhöhung des Lotanteils im Joint zu einer deutlichen Verringerung des creep strain per cycles führt. Die geringste Kriechdehnung trat unabhängig von der Geometrieparametrisierung beim PTU auf, die höchste beim CMU.*

*Anschließend wurde untersucht, wie sich die Referenztemperatur, der Zeitbereich der Relaxationskurve und die Bestimmung einer universalen Master Curve auf den relativen Fehler des creep strain per cycle auswirken. Ein signifikantes Optimierungspotential konnte dabei nicht nachgewiesen werden. Außerdem konnte gezeigt werden, dass ein transversal isotropes viskoelastisches Effektivmaterial einem isotropen Materialansatz vorzuziehen ist.*

**Keywords:** CMU, CTU, PTU, Flip-Chip package, Effektivmaterial

## Danksagung

An dieser Stelle möchte ich mich bei all denjenigen bedanken, die mich während der Anfertigung dieser Bachelorarbeit unterstützt und motiviert haben.

In erster Linie gebührt mein Dank Herrn Dr. Uwe Zschenderlein, der meine Bachelorarbeit betreut hat und mir immer mit hilfreichen Ratschlägen und Anregungen zur Seite stand. Für die konstruktive Kritik bei der Erstellung dieser Arbeit möchte ich mich herzlich bedanken.

Außerdem möchte ich meiner Frau für das Korrekturlesen meiner Bachelorarbeit und den emotionalen Beistand danken.

Abschließend möchte ich mich bei meinen Eltern bedanken, die mir mein Studium durch ihre Unterstützung ermöglicht haben.

# Inhaltsverzeichnis

1	Einführung .....	1
2	Grundlagen .....	3
2.1	Grundlagen der Elastizitätstheorie .....	3
2.1.1	Isotropie.....	4
2.1.2	Transversale Isotropie.....	5
2.1.3	Druckversuch.....	5
2.1.4	Schubversuch .....	6
2.2	Wärmeausdehnungskoeffizient CTE.....	7
2.3	Viskoelastisches Verhalten.....	8
2.3.1	Zeit-Temperatur-Superpositionsprinzip .....	10
2.3.2	Glasübergang .....	11
2.3.3	Viskoelastische Eigenschaften beim CTE .....	11
2.4	Viskoplastisches Verhalten .....	13
2.5	Herstellung eines Flip-Chip-Package .....	14
2.6	Underfillmaterialien.....	14
2.6.1	Percolating Thermal Underfill .....	15
2.7	Thermisches Cycling .....	16
2.8	Berechnung des creep strain per cycle $\epsilon_{cr}$ .....	16
3	FE-Modellierung .....	17
3.1	Überprüfen der viskoelastischen Materialdaten auf Konsistenz .....	17
3.2	Aufbau der Geometrie .....	18
3.2.1	Single Joint Modells (SJM).....	18
3.2.2	Multi Joint Modell (MJM) .....	19
3.2.3	effective Multi Joint Modell (effMJM).....	19
3.3	Bestimmung des Effektivmaterials.....	20
3.3.1	Static Uniaxial Tensile Test (STUTT) .....	20
3.3.2	CTE.....	22
3.3.3	Master Curve .....	23
3.3.4	Shiftfunktion.....	24
3.4	Simulation des thermischen Cyclings .....	25
3.4.1	Testmatrix.....	25
4	Resultate und Diskussion.....	26
4.1	Creep strain per cycle des MJM .....	27
4.2	Isotropischer vs. transversal isotroper Modellansatz .....	27
4.3	Problem des verletzten Zeit-Temperatur-Superpositionsprinzip – Strategien zur Lösung .....	28
4.4	Relativer Fehler beim creep strain per cycle bei der Effektivmaterialbestimmung.....	31
5	Zusammenfassung und abschließendes Fazit.....	34

**Bachelorarbeit Modellierung von Effektivmaterialien mit transversal isotropen viskoelastischen  
Eigenschaften für Lotverbindungen im Flip-Chip-Package**

Literaturverzeichnis .....	35
Anhang.....	37
Eidesstattliche Erklärung.....	40

# Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: einzelner Flip-Chip mit hunderten Lotkugeln.....	1
Abbildung 2: Ersetzen der komplexen Jointgeometrie mit Effektivmaterial im Flip-Chip-Package.....	2
Abbildung 3: Spannungstensor .....	4
Abbildung 4: Schematische Zeichnung des SJM mit Rotationsachse .....	5
Abbildung 5: Schematische Skizze Druckversuch.....	5
Abbildung 6: Schematische Skizze Schubversuch .....	6
Abbildung 7: Vergleich von diff. therm. und mittl. therm. Längenausdehnungskoeffizienten .....	7
Abbildung 8: (a) Parallelschaltung von Feder- und Dämpferelement, (b) Dehnungs-Zeitverhalten.....	8
Abbildung 9: ungedehnter (a) und gedehnter Zustand (b) der Molekülstruktur eines Polymers .....	9
Abbildung 10: Erweitertes Maxwell-Modell .....	9
Abbildung 11: Relaxationskurven des CMU für unterschiedliche Temperaturen.....	10
Abbildung 12: Schematischer Kennwertverlauf des Schermoduls $G'$ .....	11
Abbildung 13: (a) thermische Ausdehnung viskoelastischer Polymere (b) ICTE-Kurven des Underfills.....	12
Abbildung 14: (a) Burghers-Modell (b) Last-Zeitverlauf mit dazugehörigem Dehnungs-Zeitverlauf .....	13
Abbildung 15: Herstellungsverfahren eines Flip-Chip-Packages .....	14
Abbildung 16: Herstellungsverfahren des PTU .....	15
Abbildung 17: links: Schematisches Profil eines thermischen Zyklus .....	16
Abbildung 18: Erstellung des Single Joint Modells .....	18
Abbildung 19: Multi Joint Modelle in Ansys .....	19
Abbildung 20: effMJM in Ansys .....	19
Abbildung 21: Schematische Darstellung der Boundary Conditions in Ansys für den Druck- und Schubversuch .	20
Abbildung 22: Displacement in X-Richtung für SJM6-CMU bei 10 MPa Schubspannung .....	21
Abbildung 23: Schematische Darstellung der Bestimmung der Shiftfunktion .....	24
Abbildung 24: Kriechdehnung in Ansys nach den jeweiligen Zyklen für PTU (6% Lotanteil) .....	26
Abbildung 25: creep strain per cycle in Abhängigkeit von Lotanteil und Underfillmaterial .....	27
Abbildung 26: Relaxationskurven des SJM6 mit CMU für unterschiedliche Temp. bei 10MPa Last.....	29
Abbildung 27: Backshifting der Relaxationskurven mit aufgetragener univ. Master Curve.....	30
Abbildung 28: Relativer Fehler creep strain per cycle für CMU (a), CTU (b) und PTU (c) .....	31
Abbildung 29: Kriechdehnungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur für CMU, CTU und PTU.....	33

## Tabellensverzeichnis

Tabelle 1: ICTE-Kennwerte der verwendeten Underfillmaterialien .....	12
Tabelle 2: Vergleich der Materialparameter von Input und Output für die Close-Loop-Validierung .....	18
Tabelle 3: CTE-Parameter für die unterschiedlichen Underfillmaterialien im Joint .....	23
Tabelle 4: Kriechdehnung nach Zyklen für PTU .....	26
Tabelle 5: relativer Fehler des creep strain per cycle im Vergleich.....	32

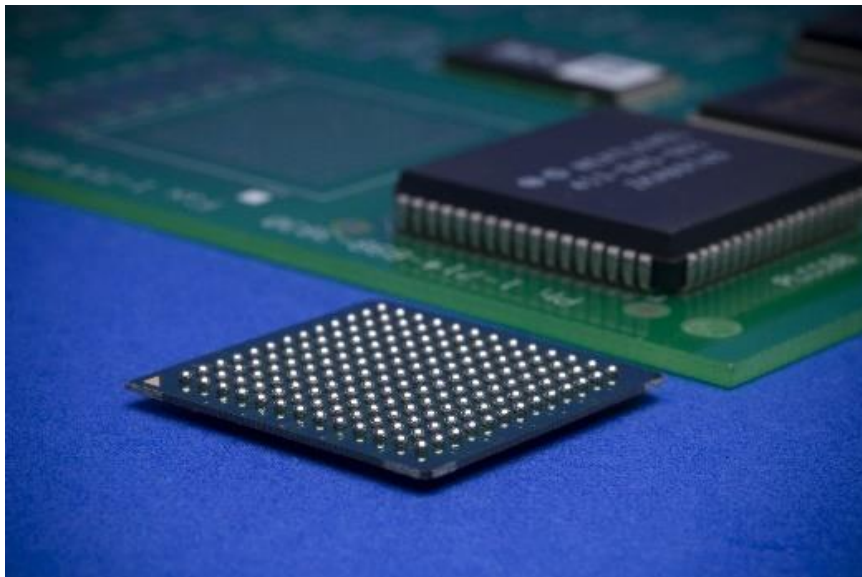
## Abkürzungsverzeichnis

CMU .....	capillary mechanical underfill
CTU .....	capillary thermal underfill
effMJM .....	effective Multi Joint Modell
EM .....	Effektivmaterial
MAPE .....	mittler absoluter prozentualer Fehler
MJM .....	Multi Joint Modell
PTU .....	percolating thermal underfill
SJM .....	Single Joint Modell
STUTT .....	Static Uniaxial Tensile Test
TCT .....	Thermal Cycling Test

# Bachelorarbeit Modellierung von Effektivmaterialien mit transversal isotropen viskoelastischen Eigenschaften für Lotverbindungen im Flip-Chip-Package

## 1 Einführung

In unserer heutigen Welt sind Mikrochips ein essentieller Bestandteil geworden um komplexe Berechnungen durchzuführen, Messwerte von Sensoren zu erfassen und Informationen auszutauschen. Beispielsweise in Mobiltelefonen und Computern, die wir täglich nutzen um zu arbeiten und zu kommunizieren oder als CPU bzw. ECU in Fahrzeugen wie Autos oder Flugzeugen, deren Ausfall drastische Konsequenzen für Fahrzeug und Insassen haben kann. Dementsprechend wichtig ist es auch, dass diese eine hohe Verlässlichkeit und eine lange Lebensdauer vorweisen. Hier ist auch auf den Aspekt der Nachhaltigkeit der technischen Infrastruktur hinzuweisen, da eine kurze Lebensdauer einzelner Komponenten mit einem höheren Wartungsaufwand und dementsprechend auch höheren Ressourcenverbrauch einhergehend ist. Es besteht sogar die Möglichkeit des Zusammenbruchs des gesamten globalen Internets, wenn infolge eines Krieges, Naturkatastrophen oder Wirtschaftskrisen die weltweite Chipproduktion für mehrere Jahre heruntergefahren wird <sup>1</sup>. Dem Thema Erhalt der technischen Infrastruktur kommt im Zusammenhang mit dem globalen Klimawandel als auch durch den derzeitigen weltweiten Chipmangel, ausgelöst durch eine unglückliche Verkettung von Naturkatastrophen und Großbränden an mehreren Produktionsstätten gleichzeitig <sup>2</sup>, eine enorme Bedeutung zu, da hier ein gesellschaftliches als auch technologisches Umdenken in weiten Bereichen erfolgen muss, weg von Überfluss und Wegwerfgesellschaft, in der kostengünstige und schnelle Produktion im Vordergrund standen und Themen wie Nachhaltigkeit, Wiederverwendbarkeit und reparaturfreundliches und langlebiges Design vernachlässigt wurden. Diesen Ansprüchen versucht man bei der zukünftigen Entwicklung von Mikrochips gerecht zu werden.



**Abbildung 1:** einzelner Flip-Chip mit hunderten Lotkugeln (Media ATN, 2022)

---

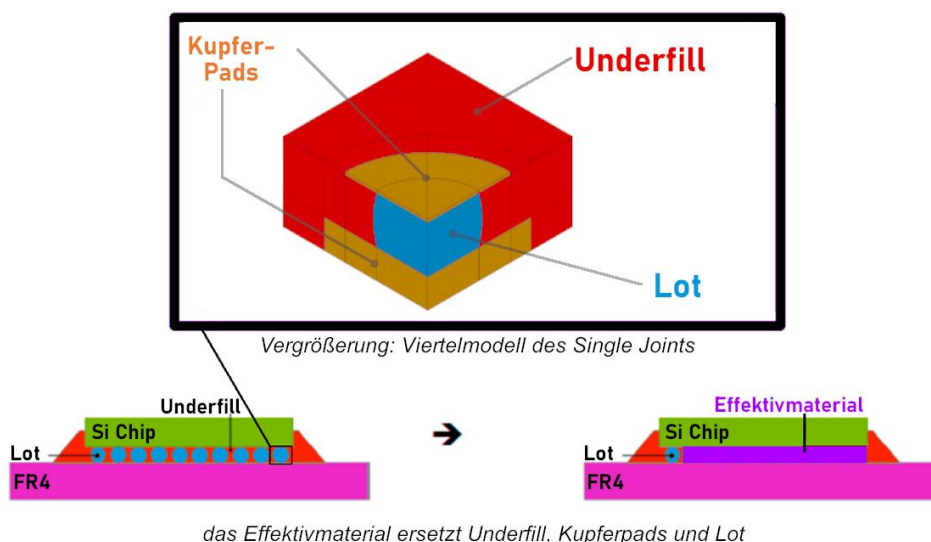
<sup>1</sup> (Fischer, 2017)

<sup>2</sup> (Handelsblatt GmbH, 2022)



## Bachelorarbeit Modellierung von Effektivmaterialien mit transversal isotropen viskoelastischen Eigenschaften für Lotverbindungen im Flip-Chip-Package

Ein wichtiger Bestandteil solcher Entwicklungsverfahren zur Erhöhung der Lebensdauer und zur Verbesserung der Verlässlichkeit sind Simulationen mit Finite-Elemente-Methoden, bei denen für unterschiedliche Geometrie- und Material-Parameter das Materialermüdungsverhalten mithilfe von speziellen Tests ermittelt wird. Bei den hier betrachteten Flip-Chip-Packages nimmt man dazu ein Thermal Cycling Test (TCT) und betrachtet als Fehlerparameter den creep strain per cycle  $\varepsilon_{cr}$  des Lotes um damit die Lebensdauer abzuschätzen. Dabei soll der TCT die Verformung im Package infolge der thermischen Erhitzung und Abkühlung durch Belastungszyklen des Chips im Betrieb simulieren. In dieser Arbeit wird dazu das Programm ANSYS Mechanical genutzt, welches auch in der Industrie weit verbreitet ist und auch komplexe nichtlineare Mehrkörpersimulationen zulässt. Simulationen dieser Art sind sehr rechen- und damit auch zeitaufwendig, da die komplexe Geometrie solcher Flip-Chip-Packages aus hunderten einzelner Joints besteht (vgl. Abbildung 1), die den elektrischen Kontakt zwischen Leiterplatte und Chip realisieren. Jeder dieser sogenannten Single Joints besteht allgemein aus zwei Kupferpads, von denen jeweils eines unten mit der Leiterplatte und eines oben mit dem Siliciumchip kontaktiert ist. Diese Kupferpads werden durch eine Kugel, bestehend aus Weichlot galvanisch verbunden. Umschlossen wird diese Verbindung von einem Underfill, der sämtliche Hohlräume zwischen Leiterplatte und Chip ausfüllt. Dieser soll den Joint elektrisch isolieren, vor mechanischer Belastung schützen und die Wärmeübertragung zwischen Leiterplatte und Chip verbessern. Sowohl die Kupferpads, als auch das Lot und das Underfillmaterial weisen völlig unterschiedliches Materialverhalten auf. So verhält sich das Kupfer elastisch-plastisch verformbar, das Weichlot viskoplastisch und das Underfillmaterial viskoelastisch. Um nun den erheblichen Rechenaufwand hunderter solcher Single Joints (vgl. Abbildung 1) mit den jeweiligen komplexen Geometrien im Zusammenspiel mit dem komplexen Materialien zu reduzieren, nutzt man das Konzept eines Effektivmaterials, welches das komplexe Gesamtverhalten des Joints in eine einfache Geometrie abbildet. Wie in Abbildung 2 gezeigt, ersetzt man dabei den Großteil der Joints durch das Effektivmaterial, welches durch seine einfache quaderförmige Geometrie viel weniger Knoten im Mesh aufweist als die komplexe Joint-Geometrie. Dadurch reduziert sich der Rechenaufwand erheblich. Um den creep strain per cycle  $\varepsilon_{cr}$  zu ermitteln muss ein Single Joint im Effektivmaterialmodell erhalten bleiben. Dabei ist es sinnvoll den Single Joint zu wählen, welcher die größte Kriechdehnung aufweist, da dieser als erstes versagt und damit die Lebensdauer maßgeblich begrenzt. Da Leiterplatte und Flip-Chip unterschiedliche thermische Ausdehnungskoeffizienten aufweisen, sind die infolge der unterschiedlichen thermischen Dehnungen auftretenden mechanischen Spannungen an den Rändern des Chips am größten. Weshalb auch die Kriechdehnungen der äußeren Lotkugeln dort am größten ausfallen. Der äußere Joint wird deswegen im Effektivmaterialmodell zum Vergleich beibehalten, während der Rest ersetzt wird.



**Abbildung 2:** Ersetzen der komplexen Jointgeometrie mit Effektivmaterial im Flip-Chip-Package

Das Problem bei der Nutzung eines Effektivmaterialmodells ist die Abweichung zwischen simuliertem Verhalten des komplexen Single Joints und dem Verhalten des Effektivmaterials. Um den Anforderungen zu entsprechen, muss diese kleinstmöglich sein und so unter der signifikanten Fehlergrenze von 5% liegen um brauchbare Ergebnisse zu liefern. Dies erreicht man indem man einen geeigneten Modellansatz für das Effektivmaterial wählt. Aufgrund der Tatsache, dass das viskoelastische Underfillmaterial den größten Volumenanteil am Single Joint hat, wurde hier ein viskoelastischer Modellansatz präferiert. In dieser Arbeit soll untersucht werden, welchen Einfluss Lotanteil und das jeweilige verwendete Underfillmaterial auf den relativen Fehler des creep strain per cycle im Vergleich von komplexen Multi Joint Modell zum Effektivmaterialmodell haben. Dabei wird für den Benchmark ein 2,5D Modell (auch Stripemodell genannt) eines vereinfachten Flip-Chip-Modells verwendet, wie in Abbildung 2 dargestellt. Es geht vordergründig darum, den verwendeten Modellansatz mit viskoelastischen transversal isotropen Effektivmaterialverhalten als auch das hier genutzte Bestimmungsverfahren für das Effektivmaterial auf den Prüfstand zu stellen. Sollten sich diese als geeignet erweisen, könnten Verfahren und Modellansatz in einem gewissen Rahmen als Blaupause genutzt werden, um für weitere Underfillmaterialien und andere Jointgeometrien eigene Effektivmaterialien zu bestimmen und zu benchmarken, mithilfe derer für deutlich komplexere dreidimensionale Flip-Chip-Package-Modelle mit einem Effektivmaterialansatz Simulationen zur Lebensdauerbestimmung durchgeführt werden können, welche detailliertere Ergebnisse liefern als der Benchmark im 2,5D-Modell bei einer großen Einsparung an Rechenzeit.

## 2 Grundlagen

### 2.1 Grundlagen der Elastizitätstheorie

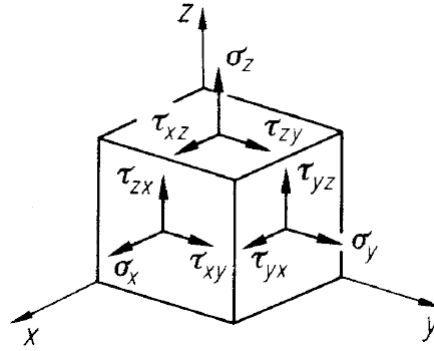
In diesem Kapitel werden die grundlegenden Gleichungen und Versuche vorgestellt, die für Berechnungen zur Bestimmung der statischen Effektivmaterialparameter benötigt werden. Für eine detaillierte Einführung in die Elastizitätstheorie wird auf (Gross, Hauger, & Wriggers, 2018) verwiesen.

Im linear-elastischen Bereich im Spannungs-Dehnungs-Diagramm gilt das Hookesche Gesetz:

$$\sigma = C \cdot \varepsilon \quad (1)$$

$$\sigma_{ij} = \sum_{k,l=1}^3 C_{ijkl} \cdot \varepsilon_{kl} \quad (2)$$

$\sigma_{ij}$  stellt einen Spannungstensor dar, wobei der erste Index die Flächennormalenrichtung, der zweite die Kraftrichtung beschreibt, sowie  $C$  die jeweilige Federkonstante, welche im linear-elastischen Bereich dem Materialkennwert des E-Moduls  $E$  entspricht, und  $\varepsilon$  die jeweilige Dehnung. Zur Vereinfachung sei hier die Festlegung getroffen, dass die Normalspannungen  $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{yy}$  und  $\sigma_{zz}$  mit  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  und  $\sigma_z$  sowie die Schubspannungen  $\sigma_{ij}$  mit  $\tau_{ij}$  bezeichnet werden.



**Abbildung 3:** Spannungstensor (Gross, Hauger, & Wriggers, 2018, S. 70)

Die Dehnung  $\varepsilon$  sei definiert als

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (3)$$

Die E-Module  $E$  ergeben sich nach (1) aus den Dehnungen und Lasten in der jeweiligen Normalenrichtung

$$E_i = \frac{\sigma_i}{\varepsilon_i} \quad (4)$$

Die Poissonzahlen  $\nu_{ij}$  ergeben sich aus dem Dehnungsverhältnis der jeweiligen Seiten

$$\nu_{ij} = \frac{-\varepsilon_j}{\varepsilon_i} \quad (5)$$

### 2.1.1 Isotropie

Unter Isotropiebedingungen sind die mechanischen Eigenschaften eines Materials richtungsunabhängig. Dementsprechend sind E-Module und Poissonzahlen für alle Richtungen identisch. Für ein linear-elastisches, isotropes Material gilt dann:

Für den Schubmodul  $G$

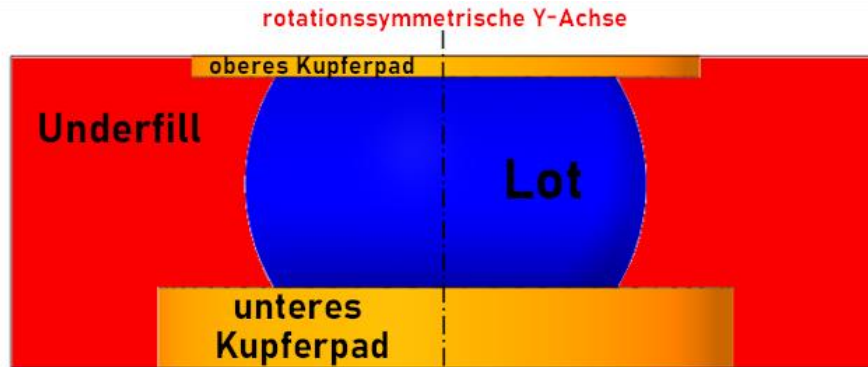
$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (6)$$

Für den Kompressionsmodul  $K$

$$K = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad (7)$$

### 2.1.2 Transversale Isotropie

Das hier verwendete Single Joint Modell (SJM) verfügt aufgrund der Rotationssymmetrie von Kupferpads, Lot und Underfill zur Y-Achse (vgl. Abbildung 4) über transversal isotrope Eigenschaften. Das bedeutet, senkrecht zur Vorzugsrichtung befindet sich die isotrope Ebene, bei welcher es sich für das SJM um die X-Z-Ebene handelt.



**Abbildung 4:** Schematische Zeichnung des SJM mit Rotationsachse

Für das SJM gilt dann:  $E_x = E_z = E_{\perp}$  ;  $\nu_{xz} = \nu_{\perp}$  ;  $\nu_{yx} = \nu_{yz} = \nu_{\parallel}$

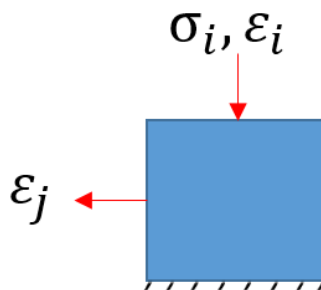
Damit folgt für die isotrope Ebene:

$$G_{\perp} = \frac{E_{\perp}}{2(1+\nu_{\perp})} \quad (8)$$

Da der SJM außerhalb der isotropen Ebene anisotrop ist, müssen  $G_{\parallel} = G_{yx} = G_{yz}$  durch einen in Ansys simulierten Schubversuch bestimmt werden.

### 2.1.3 Druckversuch

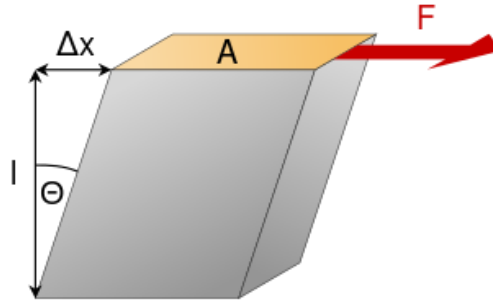
Zur Bestimmung der richtungsabhängigen E-Module und Poissonzahlen wird die Probe auf einer Seite fest eingespannt und auf der gegenüberliegenden Seite mit einer Drucklast  $\sigma_i$  in Normalenrichtung belastet, durch die resultierende Dehnung  $\varepsilon_i$ ,  $\varepsilon_j$  in Normalen- und Querrichtung lassen sich nach (4) und (5) für alle drei Richtungen die E-Module und Poissonzahlen bestimmen.



**Abbildung 5:** schematische Skizze Druckversuch

#### 2.1.4 Schubversuch

Zur Bestimmung des Schubmoduls  $G_{ij}$  bei anisotropen Materialien muss ein Schubversuch durchgeführt werden. Die Probe wird auf der jeweiligen Unterseite eingespannt und auf der Fläche der Oberseite  $A$  greift eine Kraft  $F$  senkrecht zur Normalenrichtung an (vgl. Abbildung 6). Die Indizes des Schubmoduls geben dabei die Normalenrichtung der Fläche und die Kraftrichtung an.



**Abbildung 6:** schematische Skizze Schubversuch (C.lingg, 2008)

Aus der Scherung der Probe

$$\gamma = \frac{\Delta x}{l} \quad (9)$$

lässt sich mittels der Schubspannung

$$\tau_{ij} = \frac{F_j}{A_i} \quad (10)$$

der Schubmodul berechnen

$$G_{ij} = \frac{\tau_{ij}}{\gamma} \quad (11)$$

mit:

- $\Delta x$  – Verformungsweg
- $l$  – Abstand zwischen Unter- und Oberseite der Probe
- $F_j$  – Scherkraft in Richtung  $j$
- $A_i$  – Fläche in Normalenrichtung  $i$

Ferner gilt:  $G_{ij} = G_{ji}$

## 2.2 Wärmeausdehnungskoeffizient CTE

Der Wärmeausdehnungskoeffizient (engl.: coefficient of thermal expansion) beschreibt die Wärmeausdehnung eines Körpers in Abhängigkeit von der Temperatur. Man unterscheidet zwischen dem differentiellen thermischen Längenausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{inst}$  und dem mittleren thermischen Längenausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{sec}$ .

Der differentielle thermische Längenausdehnungskoeffizient  $\alpha_{inst}$  bildet die Ableitung der thermischen Dehnungskurve  $\varepsilon_T(T)$  über die Temperatur:

$$ICTE = \alpha_{inst} = \frac{\varepsilon_T}{dT} \quad (12)$$

Der mittlere thermische Längenausdehnungskoeffizient  $\alpha_{sec}$  bildet die Sekante zweier Temperaturen  $T_0$  und  $T_1$  auf der thermischen Dehnungskurve:

$$SCTE = \alpha_{sec} = \frac{\varepsilon_{T_1} - \varepsilon_{T_0}}{T_1 - T_0} \quad (13)$$

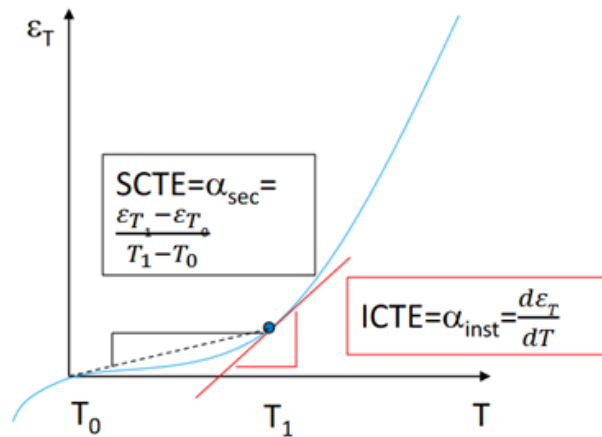


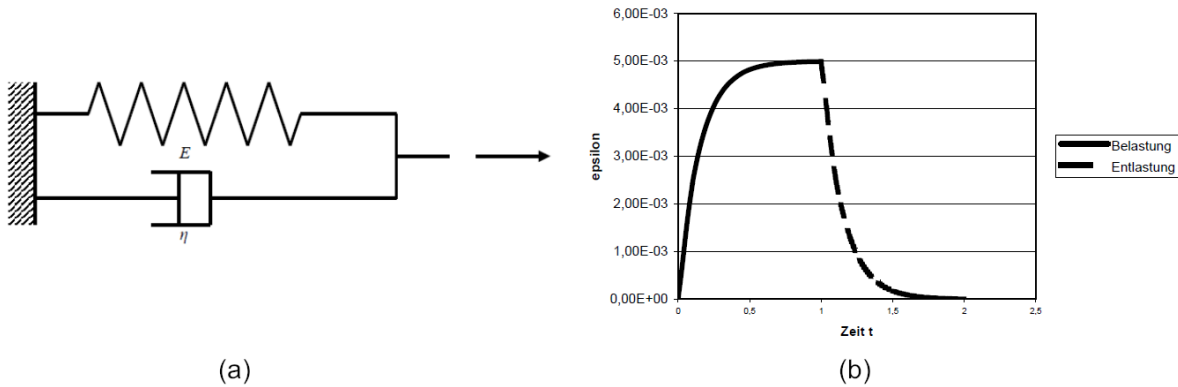
Abbildung 7: Vergleich von diff. therm. und mittl. therm. Längenausdehnungskoeffizienten (Grishin, 2017)

Der differentielle und der mittlere thermische Längenausdehnungskoeffizient unterscheiden sich nur, wenn sich der Längenausdehnungskoeffizient über den entsprechenden Temperaturbereich verändert, ansonsten sind beide Werte identisch.<sup>3</sup> Dies wird beispielsweise dann sichtbar, wenn bei viskoelastischen Temperaturdehnungsverhalten sich der Längenausdehnungskoeffizient  $\alpha_{inst}$  nur im Glasübergangsbereich (siehe Kapitel 2.3.2 Glasübergang) um  $T_g$  ändert und jeweils unterhalb und oberhalb dieses Temperaturbereiches konstant ist. Abhängig von der Referenztemperatur des SCTE stimmen dann ICTE und SCTE bis zum Glasübergangsbereich überein. Liegt die Referenztemperatur oberhalb des Glasübergangs gilt für  $T > T_g + \Delta T_g$ :  $SCTE(T) = ICTE(T)$ , liegt sie unterhalb, gilt dies für  $T < T_g - \Delta T_g$ .

<sup>3</sup> (Grishin, 2017)

## 2.3 Viskoelastisches Verhalten

Die Viskoelastizität ist gekennzeichnet durch das zeitverzögerte elastische Verhalten von Polymerwerkstoffen. Die Dehnung nimmt unter konstanter Belastung über die Zeit weiter zu. Dabei teilt sich die Gesamtverformung auf einen zeitunabhängigen elastischen und einen zeitabhängigen viskosen Anteil auf<sup>4</sup>. Dieses Verhalten lässt sich im einfachsten Fall mit einem Feder-Dämpfer-Modell, genannt Kelvin-Voigt-Element (vgl. Abbildung 8a), modellieren<sup>5</sup>.



**Abbildung 8:** (a) Parallelschaltung von Feder- und Dämpferelement als Kelvin-Voigt-Element, (b) Beispiel für Dehnungs-Zeitverhalten beim Kelvin-Voigt-Element für Visko-Elastizität. (Rust, 2009, S. 108ff)

Mathematisch lässt sich das Verhalten des Feder-Dämpfer-Modells mit der folgenden Differentialgleichung beschreiben:

$$\sigma_0 = \sigma_F + \sigma_d = E \cdot \varepsilon_k + \eta \cdot \frac{d\varepsilon_\eta}{dt} \quad (14)$$

Unter den Anfangsbedingungen  $\varepsilon(t=0) = 0$  hat die inhomogene DGL erster Ordnung folgende Lösung:

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{E} \cdot \left(1 - e^{-\frac{E}{\eta} \cdot t}\right) \quad (15)$$

Bei Entlastung kehren Feder und Dämpfer bei  $t \rightarrow \infty$  wieder in den Ursprungszustand zurück. Für den Entlastungsfall unter den Anfangsbedingungen  $\sigma_0 = 0$  und  $\varepsilon(t=t_1) = \varepsilon_1$  lässt sich die DGL wie folgt lösen:

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_1 \cdot e^{-\frac{E}{\eta} \cdot (t-t_1)} \quad (16)$$

Es zeigt sich das in Abbildung 8(b) dargestellte Dehnungs-Zeitverhalten für die Be- und Entlastung.

Begründet ist dieses viskoelastische Materialverhalten in der Molekülstruktur der Polymerwerkstoffe. Die Kettensegmente, aus denen die Polymere aufgebaut sind, streben in Ruhelage eine Knäuelform an (vgl. Abbildung 9 a).

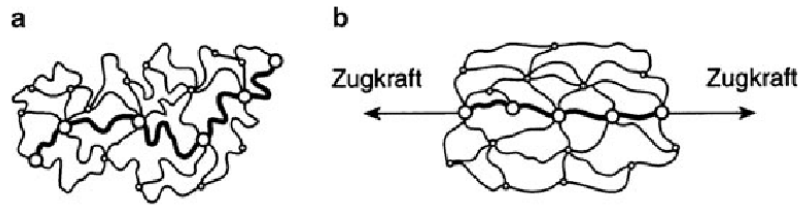
Unter Last beginnen die Kettensegmente zu relaxieren und die Valenzbindungen zu anderen Ketten brechen auf.

<sup>4</sup> (Göhler, 2010, S. 9)

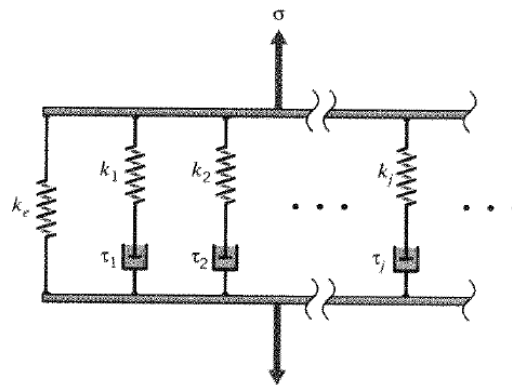
<sup>5</sup> (Rust, 2009, S. 108)

## Bachelorarbeit Modellierung von Effektivmaterialien mit transversal isotropen viskoelastischen Eigenschaften für Lotverbindungen im Flip-Chip-Package

Die Streckung der Kettensegmente bewirkt dabei eine elastische Rückstellkraft, die bei konstanter Last über die Zeit abnimmt, je weiter die Relaxation der Molekülketten fortschreitet <sup>6</sup>.



**Abbildung 9:** ungedehnter (a) und gedehnter Zustand (b) der Molekülstruktur eines Polymers (Latscha, Kazmaier, & Klein, 2016, S. 534)



**Abbildung 10:** erweitertes Maxwell-Modell nach (Roylance, 2001, S. 15)

Das Kevin-Voigt-Modell bietet nur eine grobe Näherung an reales viskoelastisches Verhalten, dementsprechend verwendet man für eine bessere Näherung ein erweitertes Modell in dem ein linear-elastisches Feder-Element parallel mit mehreren viskoelastischen Maxwell-Elementen, bestehend aus Feder und Dämpfer in Reihe, geschaltet wird, das sogenannte erweiterte Maxwell-Modell<sup>7</sup> (vgl. Abbildung 10). Dieses wird von folgender Gleichung beschrieben:

$$G(t) = G_0 \cdot \left( \alpha_\infty + \sum_{k=1}^n \left( \alpha_k \cdot e^{\frac{-t}{\tau_k}} \right) \right) \quad (17)$$

Die Prony-Paare  $\alpha_k$ ,  $\tau_k$  werden dabei experimentell durch Relaxationsversuche ermittelt. Sie sind proportional zu den Federkonstanten  $k_j$  und Dämpfungen  $\tau_j$  im erweiterten Maxwell-Modell.  $G(t)$  entspricht dabei der aufgenommenen Relaxationskurve.

<sup>6</sup> (Heinrich, 2012)

<sup>7</sup> (Roylance, 2001)

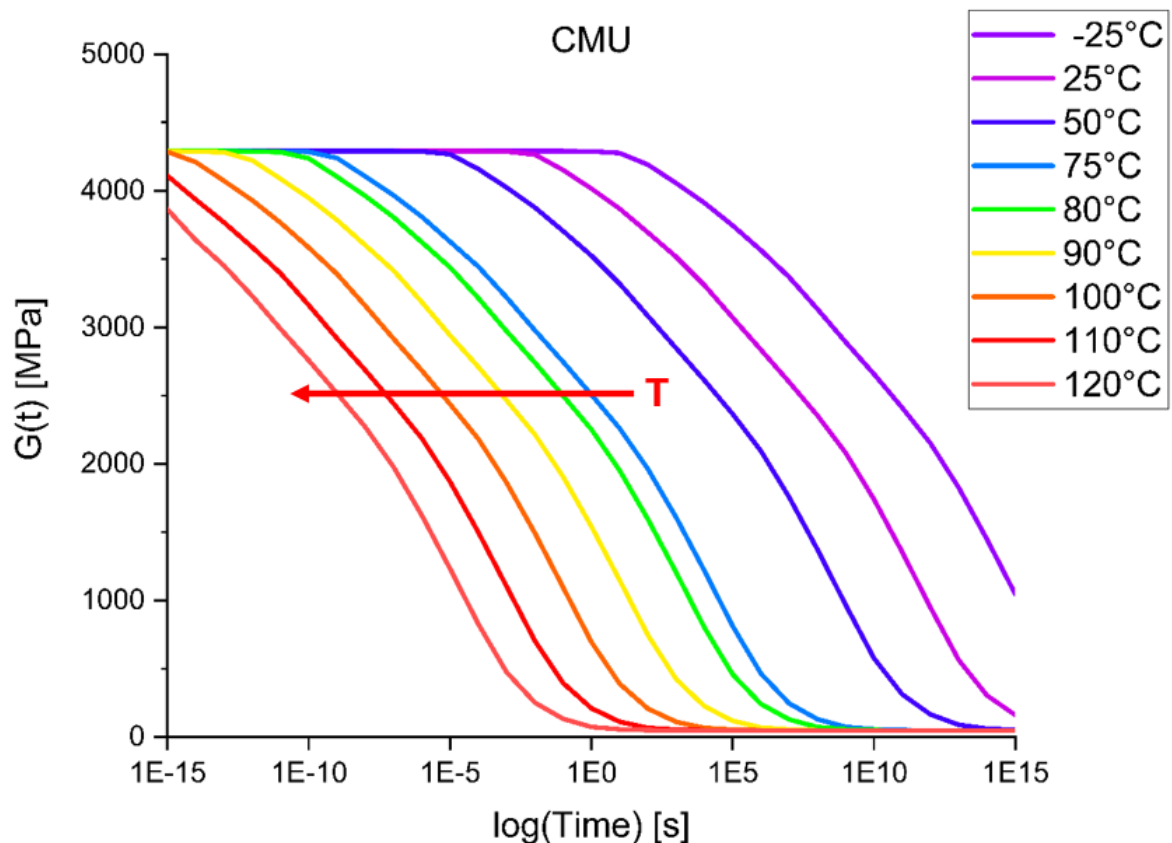


### 2.3.1 Zeit-Temperatur-Superpositionsprinzip

Das Zeit-Temperatur-Superpositionsprinzip ist ein Konzept aus der Rheologie. Die molekularen Bewegungs- und Umlagerungsprozesse in den viskoelastischen Polymeren laufen bei Zunahme der Temperatur beschleunigt ab. Das Verhältnis der Relaxationszeiten des Polymers bleibt dabei temperaturunabhängig. Die Einflüsse von Zeit und Temperatur auf das viskoelastische Materialverhalten überlagern sich. Dieses Prinzip lässt sich durch die folgende Gleichung verdeutlichen:

$$G(t,T) = G\left(\frac{t}{a_T}, T_{ref}\right) \quad (18)$$

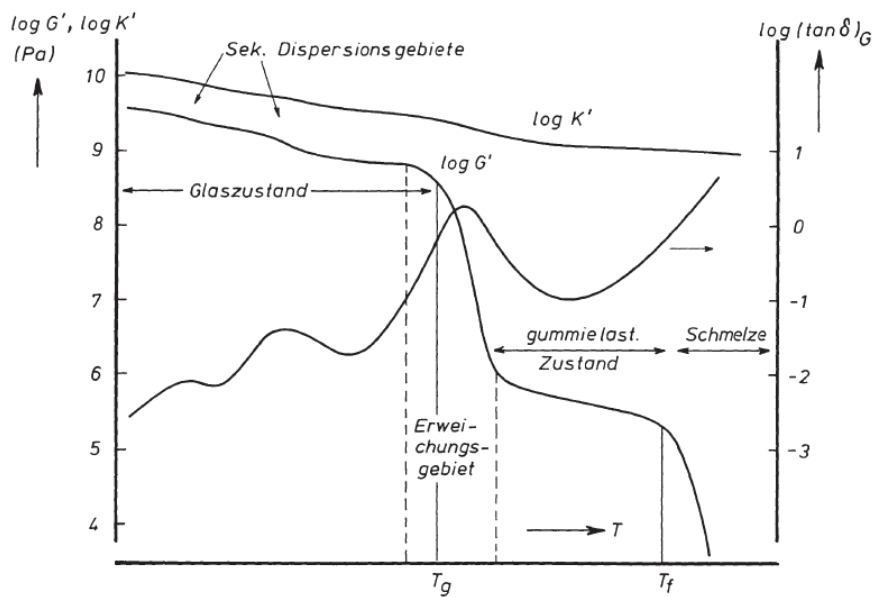
Der Shiftfaktor  $a_T$  beschreibt, wie sich durch die Temperaturänderung zur Referenztemperatur  $T_{ref}$  die Relaxation beschleunigt oder verlangsamt. Dies lässt sich mit einer Verschiebung entlang einer logarithmisch-skalierten Zeitachse darstellen (vgl. Abbildung 11). Aus den einzelnen in Abhängigkeit von der Temperatur bestimmten Shiftfaktoren  $a_T$  lässt sich dann eine Shiftfunktion bestimmen. Mit Hilfe der als Master Curve bezeichneten Relaxationskurve bei Referenztemperatur und der Shiftfunktion ist es somit möglich das komplette viskoelastische Materialverhalten zu beschreiben.



**Abbildung 11:** Relaxationskurven des CMU für unterschiedliche Temperaturen bei Belastung mit 1MPa (Simulation in Ansys)

### 2.3.2 Glasübergang

Bei teilkristallinen Kunststoffen verändert sich im Bereich des Glasübergangs das Verhalten von spröde zu gummielastisch. Dies liegt darin begründet, dass bei der Glasübergangstemperatur  $T_g$  der Punkt erreicht ist, an dem sich die Beweglichkeit der Molekülketten durch die Temperaturzunahme so stark erhöht hat, dass ein Aneinander vorbeigleiten von längeren Kettensegmenten möglich wird um einer äußeren Kraft auszuweichen. Das Material befindet sich somit im elastischen Zustand<sup>8</sup>. Diese Zustandsänderung geht einher mit der Änderung des Speichermoduls  $G'$ , dem Realteil des komplexen Schubmoduls, welcher im Glasübergangsbereich stark abnimmt (vgl. Abbildung 12). Außerdem kommt es im Glasübergangsbereich auch zu einer starken Veränderung des differentiellen thermischen Längenausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{inst}$ , welcher hier stark zunimmt<sup>9 10</sup>.



**Abbildung 12:** Schematischer Kennwertverlauf des Schermoduls  $G'$ , sowie Verlauf des Verlustfaktors  $\tan \delta$  für ein vernetztes Polymer (Schwarzl, 1990, S. 91)

### 2.3.3 Viskoelastische Eigenschaften beim CTE

Bei viskoelastischen Materialien steigt im Glasübergangsbereich der CTE stark an, da die innere Festigkeit in diesem Temperaturbereich beim Übergang vom glasartigen in den gummiartigen Zustand sinkt und sich das Material dadurch stärker ausdehnt. Wie in Abbildung 13 (a) sichtbar, lässt sich die Temperatur-Dehnungs-Kurve sowohl oberhalb als auch unterhalb des Glasübergangsbereichs mit einer Asymptote approximieren. Die Steigungen dieser beiden Asymptoten bilden dann den  $CTE_{below T_g}$  und den  $CTE_{above T_g}$  ab. Der temperaturabhängige differentiell therm. Längenausdehnungskoeffizient  $\alpha_{inst}$  von viskoelastischen Materialien lässt sich allgemein durch vier Kennwerte abbilden:

<sup>8</sup> (KRV, 2022)

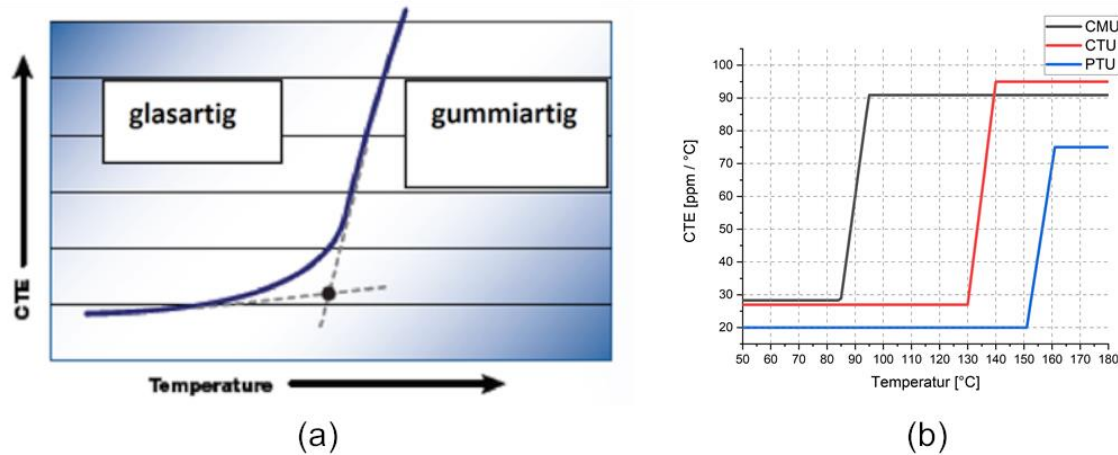
<sup>9</sup> (Schwarzl, 1990)

<sup>10</sup> (JP Kummer Semiconductor Technology GmbH, 2022)

## Bachelorarbeit Modellierung von Effektivmaterialien mit transversal isotropen viskoelastischen Eigenschaften für Lotverbindungen im Flip-Chip-Package

der  $CTE_{below\ T_g}$  im Bereich des glasartigen Zustands, der  $CTE_{above\ T_g}$  im Bereich des gummiartigen Zustands, die Glasübergangstemperatur  $T_g$  und der Temperaturbereich des Glassübergangs  $T_g \pm \Delta T_g$ . Damit lässt sich der der CTE-Verlauf mathematisch wie folgt beschreiben:

$$\alpha_{inst} = \begin{cases} CTE_{below\ T_g}, & T < T_g - \Delta T_g \\ CTE_{below\ T_g} + \left( CTE_{above\ T_g} - CTE_{below\ T_g} \right) \cdot \frac{T - T_g + \Delta T_g}{2 \cdot \Delta T_g}, & T_g - \Delta T_g \leq T \leq T_g + \Delta T_g \\ CTE_{above\ T_g}, & T > T_g + \Delta T_g \end{cases} \quad (19)$$



**Abbildung 13:** (a) temperaturabhängige thermische Ausdehnung viskoelastischer Polymere (JP Kummer Semiconductor Technology GmbH, 2022) ; (b) ICTE-Kurven der verwendeten Underfill-Materialien

Die in Abbildung 13 (b) gezeigten CTE-Verläufe lassen sich mittels (19) und den Kennwerten aus Tabelle 1 reproduzieren. Diese Kennwerte entsprechen den hier in Ansys verwendeten Underfill-Materialien.

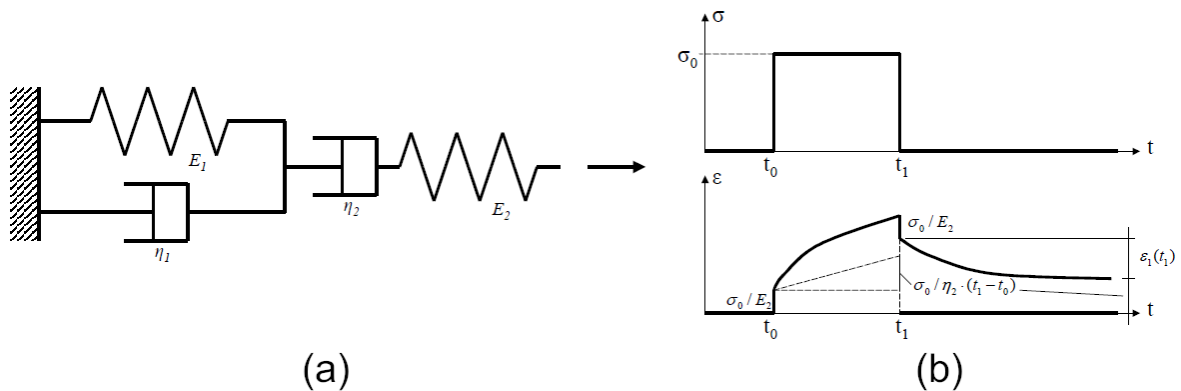
**Tabelle 1:** ICTE-Kennwerte der verwendeten Underfillmaterialien

	CMU	CTU	PTU
<b>T<sub>g</sub> [°C]</b>	89.9	135	156
<b>ΔT<sub>g</sub> [°C]</b>	5	5	5
<b>CTE<sub>below_Tg</sub> [ppm/°C]</b>	28.30	27.00	20.00
<b>CTE<sub>above_Tg</sub> [ppm/°C]</b>	90.90	95.00	75.00

Um die richtungs- und temperaturabhängigen CTE-Kurven in Ansys zu implementieren, definiert man eine feste Anzahl an Temperaturpunkten in Kelvin, denen man richtungsbezogen die jeweiligen CTE-Werte zuordnet. Ansys interpoliert diese Werte dann linear. Für die Underfillmaterialien sind die CTE-Werte in alle Richtungen identisch, dies ist später beim Effektivmaterial für das SJM nicht mehr der Fall.

## 2.4 Viskoplastisches Verhalten

Viskoplastizität kennzeichnet ein von der Dehngeschwindigkeit abhängiges Materialverhalten, welches in irreversibler plastischer Verformung resultiert. Typische Beispiele für viskoplastische Materialien sind Weichlote, in unserem Fall wird im Joint die Legierung SnAg3,8Cu0,7 verwendet, welche zu 96% aus Zinn besteht, der Hauptbestandteil von solchen Weichloten. Als ein allgemeines Modell für viskoplastisches Verhalten sei hier das Burghers-Modell genannt (Siehe Abbildung 14a). Der Anteil der plastischen Verformung wird hier durch das Maxwell-Element abgebildet (Feder und Dämpfer in Reihe) während der viskoelastische Anteil vom Kelvin-Voigt-Element abgebildet wird. Die plastische Verformung bewirkt, dass das Dehnungszeitverhalten von der Vorgeschichte abhängig wird. Bei Wegnahme der Last kehrt das Modell nicht wieder in den Ausgangszustand zurück (Vgl. Abbildung 14b).<sup>11</sup>



**Abbildung 14:** (a) Burghers-Modell (b) Last-Zeitverlauf mit dazugehörigem Dehnungs-Zeitverlauf für das Burghers-Modell (Rust, 2009, S. 112ff)

Dadurch kumuliert sich die Kriechdehnung  $\varepsilon_{cr}$  (engl. creep strain) über bestimmte Belastungszyklen. Die Kriechdehnung ist in einigen Fällen ausschlaggebend für das Versagen des Bauteils. In einem Flip-Chip-Package kann die Kriechdehnung des Lotes dazu führen, dass der elektrische Kontakt zwischen Chip und Leitbahn auf der Leiterplatte abreißt. Da sich die Kriechdehnung pro Belastungszyklus in Ansys simulieren lässt, lassen sich so Aussagen über die Lebensdauer eines Flip-Chip-Packages anhand der Material- und Geometrieparameter im Joint treffen. Die Anzahl der Zyklen bis zum Versagen  $N_f$ , lassen sich mit folgender Gleichung berechnen<sup>12</sup>:

$$N_f = c_1 \cdot \varepsilon_{cr}^{c_2} \quad (20)$$

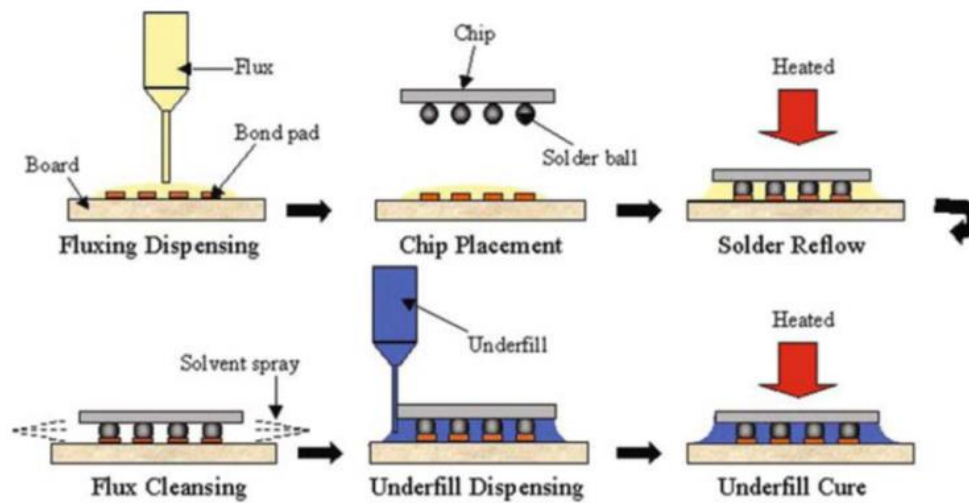
Wobei  $c_1$  und  $c_2$  spezifische Materialkoeffizienten darstellen.

<sup>11</sup> (Rust, 2009, S. 112)

<sup>12</sup> (Dalloul, 2018, S. 24)

## 2.5 Herstellung eines Flip-Chip-Package

Die Bestückung einer Leiterplatte mit einem Mikrochip lässt sich in sechs allgemeinen Schritten zusammenfassen <sup>13</sup>:



**Abbildung 15:** Herstellungsverfahren eines Flip-Chip-Packages (Lu & Wong, 2009, S. 319)

1. Auf die bereits mit Leitbahnen und Kupferpads bestückte Leiterplatte wird Flussmittel aufgetragen
2. Der Chip inklusive Lotkugeln wird platziert
3. Mittels Reflow Soldering werden Lot und Kupferpads verlötet
4. Entfernen der Flussmittelrückstände mit Lösungsmittel
5. Einbringen des Unterfüllmaterials, welches aufgrund der Kapillarkräfte in die Zwischenräume zwischen Chips und Leiterplatte fließt
6. Aushärten des Underfills beim Underfill Curing

Eine Besonderheit stellt hier der PTU dar, für dieses Unterfüllmaterial wird ein Zwischenschritt zwischen Schritt 4 und 5 notwendig um die Füllstoffpartikel für das PTU mittels Zentrifugalkräften in das Package einzubringen. Näheres dazu im Unterkapitel 2.5.2 Percolating Thermal Underfill.

## 2.6 Unterfüllmaterialien

Der Underfill hat allgemein die Aufgabe die Lücke zwischen Chip und Leiterplatte zu füllen und Lot und Kupferpads einzubetten. Die Bestandteile des Package werden dadurch gegen mechanische und thermische Belastung geschützt. Beim Einspritzen des Underfills macht man sich die Kapillarkräfte des Epoxidharzes zu eigen, um sämtliche Hohlräume im Package auszufüllen. In der industriellen Fertigung von Flip-Chip-Packages werden standardmäßig kapillare Underfills wie Capillary Mechanical Underfill (CMU) und Capillary

---

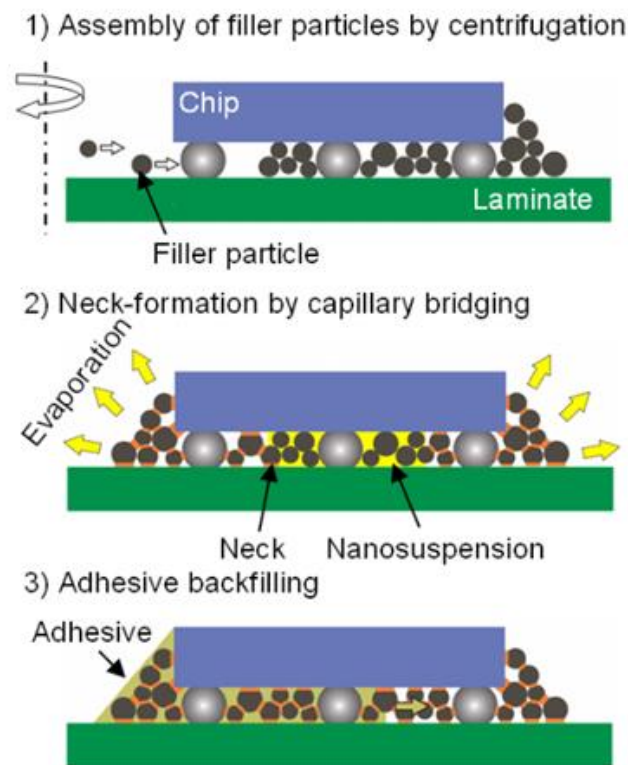
<sup>13</sup> (Lu & Wong, 2009, S. 319)

Thermal Underfill (CTU) verwendet. Ein neuartiges Verfahren stellt der Percolating Thermal Underfill (PTU) dar, welcher im nachfolgenden Unterkapitel erläutert wird.

### 2.6.1 Percolating Thermal Underfill

Das Percolating Thermal Underfillmaterial (PTU) hat im Gegensatz zu herkömmlichen Underfillmaterialien wie CMU und CTU den wesentlichen Vorteil einer deutlich besseren Wärmeleitfähigkeit. Diese resultiert aus der Struktur des Underfills, in diesem sind mikroskopisch kleine wärmeleitende Füllstoffpartikel eingebracht, die zwischen Chip und Leiterplatte bessere thermische Verbindungen bilden, damit die Wärme aus dem Chip besser übertragen wird als bei herkömmlichen Epoxidharzen als Underfill. Die Nanopartikel werden mittels einer Zentrifuge in den Hohlraum zwischen Chip und Leiterplatte befördert. Dabei sorgen die Zentrifugalkräfte für eine gleichmäßige Verteilung der Partikel. Die erreichbaren Füllgrade liegen dabei zwischen 46% und 66%<sup>14</sup>.

Das Einbringen des PTU erfolgt in drei Schritten (vgl. Abbildung 16):



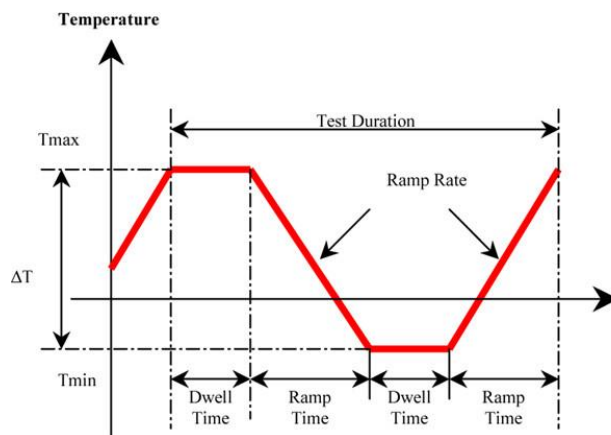
**Abbildung 16:** Herstellungsverfahren des PTU (Brunschwiler, et al., 2012)

- 1. Zentrifugation:** Einbringen der Füllstoffpartikel in den Zwischenraum zwischen Chip und Leiterplatte mittels einer Zentrifuge
- 2. Neck-Formation:** Einspritzen und Verdampfen einer Nanosuspension in das vorhandene Füllstoffpartikelbett zur Optimierung der Teilchen-zu-Teilchen-Kontakte zur Wärmeleitung (sogenannte Necks)
- 3. Backfilling:** Auffüllen der verbleibenden Hohlräume mit einem partikelfreien Kapillar-Underfill zum Abschluss des Underfills

<sup>14</sup> (Brunschwiler, et al., 2012)

## 2.7 Thermisches Cycling

Das thermische Cycling dient der Materialermüdung, es wird dabei ermittelt nach welcher mittleren Zyklenanzahl ein Versagen auftritt. Dafür wird abwechselnd ein Erwärmungs- und ein Abkühlungsprozess initiiert, wobei die erreichte Minimal- und Maximaltemperatur einige Zeit gehalten wird (Vgl. Abbildung 17). Durch die unterschiedliche thermische Ausdehnung der einzelnen Bestandteile im Package entstehen mechanische Spannungen, die zur Kriechdehnung im viskoplastischen Lot führen. Der Ablauf eines solchen Thermal Cycling Test (TCT) ist durch entsprechende Standardverfahren genau geregelt. In dieser Arbeit wurde der JEDEC JESD22-A104 verwendet, welcher bereits in vorherigen Arbeiten<sup>15</sup> an der Professur auf diesem Fachgebiet genutzt wurde um eine Vergleichbarkeit zu gewährleisten. Beim JEDEC JESD22-A104 beträgt die Maximaltemperatur  $T_{max} = 125^{\circ}\text{C}$  und die Minimaltemperatur  $T_{min} = -40^{\circ}\text{C}$ . Die Dauer eines einzelnen Zyklus beträgt genau eine Stunde. Die Ramp Time, die benötigt wird um zwischen Maximal- und Minimaltemperatur zu wechseln, beträgt 30s. Die Dwell Time, die  $T_{min}$  und  $T_{max}$  jeweils gehalten werden, beträgt 1770s, also 30min minus 30s. Zum Ermitteln des creep strain per cycle  $\varepsilon_{cr}$  werden zwischen 3 und 4 Zyklen gefahren, da sich nach dieser Anzahl an Zyklen bereits ein annähernd konstanter Wert für  $\varepsilon_{cr}$  im Lot eingestellt hat, der zur Berechnung für die Lebensdauer des Flip-Chip-Packages genutzt werden kann.



Thermal Cycling Test JEDEC JESD22-A104:

- $T_{max} = 125^{\circ}\text{C}$ ,  $T_{min} = -40^{\circ}\text{C}$
- ramp time: 30s
- Dwell time: 30min – 30s

Abbildung 17: links: Schematisches Profil eines thermischen Zyklus (Cui, 2005),  
rechts : Spezifikationen des JEDEC JESD22-A104

## 2.8 Berechnung des creep strain per cycle $\varepsilon_{cr}$

Um den creep strain per cycle  $\varepsilon_{cr}$  berechnen zu können, muss die mittlere Kriechdehnung des Lotes im äußeren Joint bestimmt werden. Dabei betrachtet man vom Lot nur die sogenannte Region of Interest um eine bessere Vergleichbarkeit zu gewährleisten. Diese wird in Ansys selektiert, anschließend werden für jedes darin enthaltene Element das Volumen des Elementes und für jeden simulierten Zeitschritt die Kriechdehnung des Elementes ausgelesen. Man berechnet die nach den Teilvolumina gewichtete mittlere Kriechdehnung  $\overline{\varepsilon}_{cp,l}$  mittels:

$$\overline{\varepsilon}_{cp,l} = \frac{\sum_i^n V_i \cdot \varepsilon_{cp,i}}{\sum_i^n V_i} \quad (21)$$

mit:  $V_i$  – Volumen des Elements

$\varepsilon_{cp,i}$  – Kriechdehnung des Elements

<sup>15</sup> (Dalloul, 2018)



### 3 FE-Modellierung

Die FE-Modellierung findet in Ansys statt. Dort wird aus den jeweiligen Einzelgeometrien der Kupferpads, des Lots, des Underfills, der Leiterplatte und des Siliciumchips mit ihren unterschiedlichen Materialmodellen und -parametern das Single- und Multijointmodell zusammengesetzt, um Simulationen mit unterschiedlichen Lastprofilen durchführen zu können. Das folgende Kapitel wird die einzelnen Aspekte der FE-Modellierung im Detail erläutern. Dies geschieht in einer logischen Reihenfolge. Zu Beginn werden die Materialdaten des viskoelastischen Underfills auf Konsistenz überprüft. Danach erfolgt der Aufbau von Single Joint und Multi Joint, in welchen die unterschiedlichen Underfills verwendet werden. Mithilfe des Single Joints wird dann das Effektivmaterial bestimmt. Um Aussagen über den Fehlerparameter des Effektivmaterials zu bekommen, führt man dann einen TCT mit jeweils dem Multi Joint Modell und dem effective Multi Joint Modell durch. Die Effektivmaterialbestimmung und die anschließende Testung dieser erfolgt für eine große Anzahl unterschiedlicher Parameter wie Lotanteil, Underfillmaterial und Referenztemperatur des Effektivmaterials, welche in der Testmatrix definiert sind. Im Anschluss an dieses Kapitel findet die Auswertung und die Diskussion der Ergebnisse statt.

#### 3.1 Überprüfen der viskoelastischen Materialdaten auf Konsistenz

Zur Überprüfung der viskoelastischen Materialdaten auf Konsistenz und zur Validierung des Effektivmaterial-Bestimmungsverfahrens wurde selbiges auf das bekannte Underfillmaterial angewandt. Man nutzt die Closed-Loop-Validierung um die Genauigkeit eines Verfahrens zu untersuchen. Das geschieht unter der Annahme, dass bei einem Verfahren ohne äußere Störung die Eingaben und die Ausgaben übereinstimmen müssen, vergleichbar mit einem geschlossenen Regelkreis. Damit lässt sich das Verfahren anhand des Vergleichs von Input und Output überprüfen. Hier bedeutet das konkret, dass das Verfahren aus dem Input des viskoelastischen isotropen Underfillmaterials ein in den Materialdaten übereinstimmendes EM bestimmen sollte, um allgemein für die Bestimmung von EM geeignet zu sein. Die Validierung wurde mithilfe des CMU durchgeführt. Dabei wird in Ansys ein Würfel mit den Abmaßen des Single Joints erstellt, der nur aus dem Underfillmaterial besteht. Dieser wird in den Ebene  $Y=0$ ,  $X=0$  und  $Z=0$  fest eingespannt und auf den jeweils gegenüberliegenden Seiten in Normalenrichtung gekoppelt. Der Würfel wird anschließend auf der Oberseite in Normalenrichtung mit 10 MPa belastet und die resultierende Dehnung an den gekoppelten Seiten wird für jeden einzelnen Zeitschritt ermittelt. Anschließend wird aus den Dehnungen E-Modul, Poissonzahl und G-Modul in Abhängigkeit von der Zeit bestimmt, aus welchem dann das Effektivmaterial bestimmt wird. (Siehe Bestimmung des Effektivmaterials). Aufgrund der unterschiedlichen Referenztemperaturen und der unterschiedlichen Anzahl an Prony-Paaren bei CMU und Effektivmaterial ist es nicht sinnvoll direkt die Prony-Koeffizienten und die Koeffizienten des Shiftfunktions-Polynoms zu vergleichen. Deshalb wurde hier der mittlere absolute prozentuale Fehler (MAPE) nach (22) im Vergleich zur Relaxationskurve und zu den einzelnen bestimmten Shiftfaktoren berechnet. Wie aus Tabelle 2 zu entnehmen, ist die Abweichung der Materialparameter sehr gering.

$$MAPE = \frac{100\%}{n} \sum_{i=1}^n \left| \frac{x_{i_w} - x_i}{x_{i_w}} \right| \quad (22)$$

$x_{i_w}$  – Referenzwert (Wahrer Wert) an i-ter Stelle

$x_i$  – Messwert an i-ter Stelle



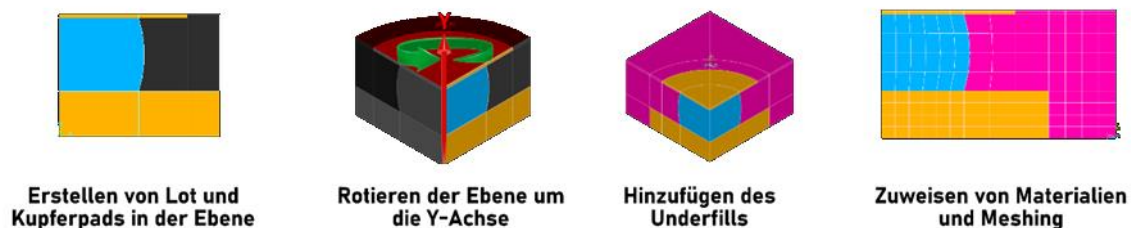
**Tabelle 2:** Vergleich der Materialparameter von Input und Output für die Close-Loop-Validierung

	CMU	Effektivmaterial	rel. Fehler
<b>Elastizitätskonst.:</b>			
E-Modul	11584.9258	11589.9260	0.04%
Poisson-Zahl	0.3500	0.3502	0.06%
<b>CTE:</b>			
CTE_below_Tg [ppm/°C]	28.30	28.30	0%
CTE_above_Tg [ppm/°C]	90.90	90.90	0%
<b>MAPE:</b>			
<b>Master Curve</b>	0.012%		
<b>Shift Curve</b>	0.302%		

## 3.2 Aufbau der Geometrie

### 3.2.1 Single Joint Modells (SJM)

Um das SJM zu erstellen, werden zunächst die rotationsymmetrischen Kupferpads sowie das Lot in einer Ebene als Teilflächen aufgebaut. Diese Ebene wird dann um 360° um die Y-Achse rotiert, sodass dadurch die Teilkörper erzeugt werden. Der Underfill wird dann als simpler Quader konstruiert. Danach wird das Modell mit sogenannten Workplanes feiner unterteilt und es folgt eine Zuordnung nach Materialien wofür zugehörige Teilvolumina selektiert werden müssen. Den Abschluss bildet das Meshing des SJM, durch sinnvolles Unterteilen der Linien, aus denen das Modell aufgebaut ist, um eine gleichmäßige Unterteilung zu gewährleisten. In Abbildung 18 sind die einzelnen Schritte nochmals schematisch dargestellt. Die Bemaßungen inklusive technischer Zeichnungen der drei SJM mit unterschiedlichen Lotanteil befinden sich im Anhang.



**Abbildung 18:** Erstellung des Single Joint Modells (Viertelmodellansicht)

### 3.2.2 Multi Joint Modell (MJM)

Beim MJM handelt es sich nur um ein 2,5D Modell, welches auch Stripe Modell genannt wird. Dieses Modell dient ausschließlich dem Benchmark des Effektivmaterials. Es besteht aus 10 Single Joints in einer Reihe nebeneinander, die Leiterplatte und Chip miteinander verbinden. Dabei hat die Leiterplatte eine Höhe von  $1000\mu\text{m}$  und der Chip eine Höhe von  $675\mu\text{m}$ , unabhängig von der Single Joint Geometrie. Um Rechenzeit einzusparen, verwendet man unter Ausnutzung der Symmetrien in X- und Z- Richtung ein Viertelmodell, wodurch real nur 5 Joints simuliert werden müssen. Die entsprechenden Meshes für MJM6, MJM16 und MJM26 sind in Abbildung 19 dargestellt.

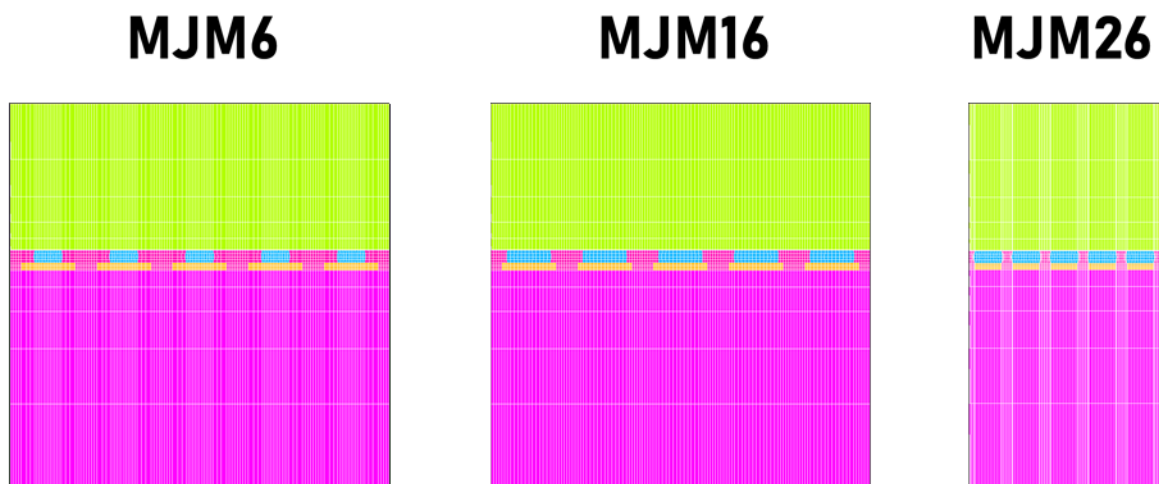


Abbildung 19: Multi Joint Modelle in Ansys

### 3.2.3 effective Multi Joint Modell (effMJM)

Das effMJM ersetzt 90% der Joints im MJM durch das Effektivmaterial (hier in lila dargestellt). Nur der äußere Joint bleibt zum Vergleich des Creep Strains im Lot erhalten. Die entsprechenden Meshes für effMJM6, effMJM16 und effMJM26 sind in Abbildung 20 gezeigt.

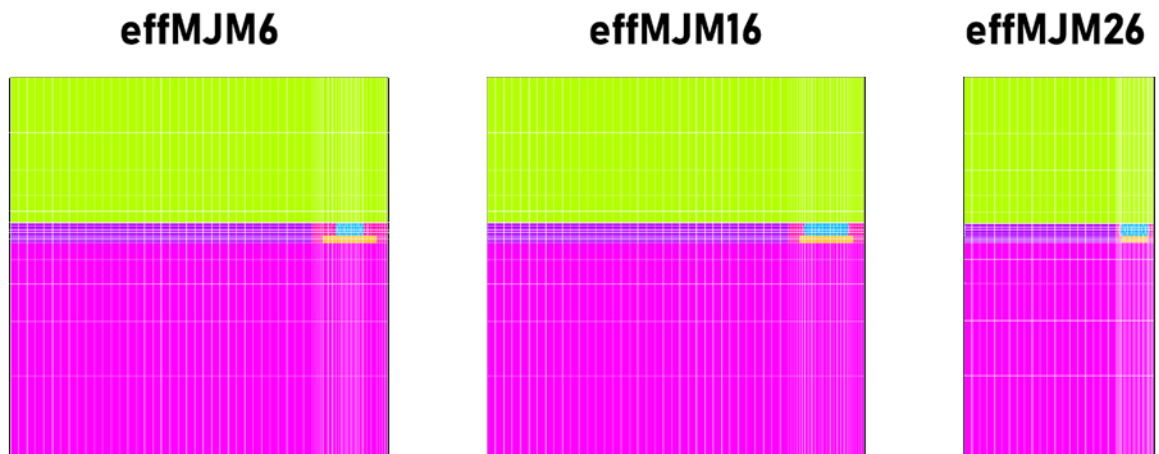


Abbildung 20: effMJM in Ansys

### 3.3 Bestimmung des Effektivmaterials

Für das Effektivmaterial (EM) wird ein transversal isotroper Modellansatz gewählt, was sich aus der Rotationssymmetrie des Single Joints ableitet. Zur Bestimmung des EM wurde eine Ansys-Struktur programmiert, die mittels Batch Processing für variable Material- und Geometrieparameter eine Reihe bestimmter Tests durchläuft, deren Resultate dann in eine dazu angelegte Vorlage in Excel eingelesen werden können, um das Effektivmaterial zu bestimmen und in ein Materialdaten-File für Ansys abzuspeichern. In den folgenden Unterkapiteln werden die einzelnen zur Bestimmung durchgeführten Tests näher erläutert.

#### 3.3.1 Static Uniaxial Tensile Test (STUTT)

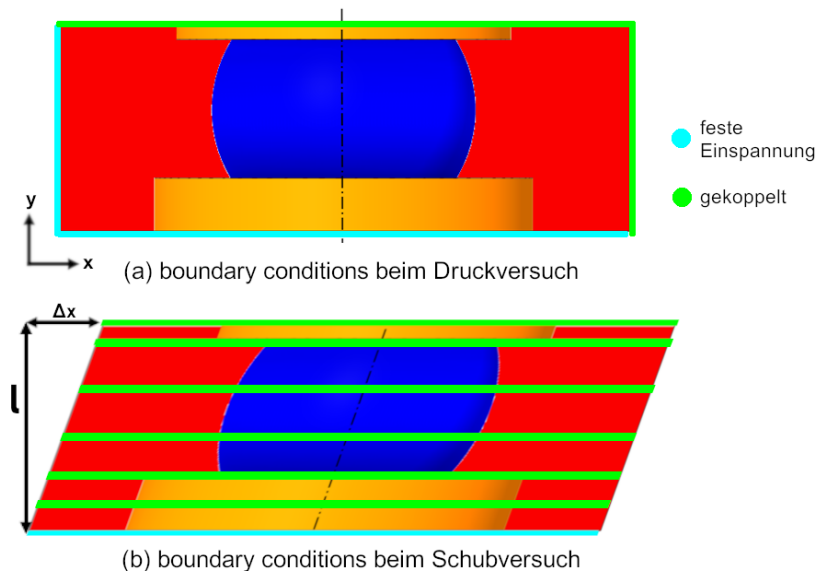
Zur Bestimmung der zeitunabhängigen Elastizitätskonstanten simuliert man beim STUTT in Ansys einen Druckversuch und einen Schubversuch mit dem SJM. Aufgrund der transversalen Isotropie benötigt man nur 5 unabhängige Elastizitätskonstanten<sup>16</sup>.

In unserem Fall sind das  $E_x$ ,  $E_y$ ,  $\nu_{xy}$ ,  $\nu_{xz}$  und  $G_{xy}$ .

Es gilt  $E_x = E_z$ ,  $\nu_{yz} = \nu_{xy} \cdot \frac{E_y}{E_x}$ ,  $G_{xy} = G_{yz}$

$G_{xz}$  ergibt sich aufgrund der Isotropen Ebene, die  $\vec{x}$  und  $\vec{z}$  aufspannen aus (8).

Ansys benötigt diese 9 Elastizitätskonstanten zur Implementierung, es kann nur zwischen isotropen und anisotropen Verhalten unterscheiden.



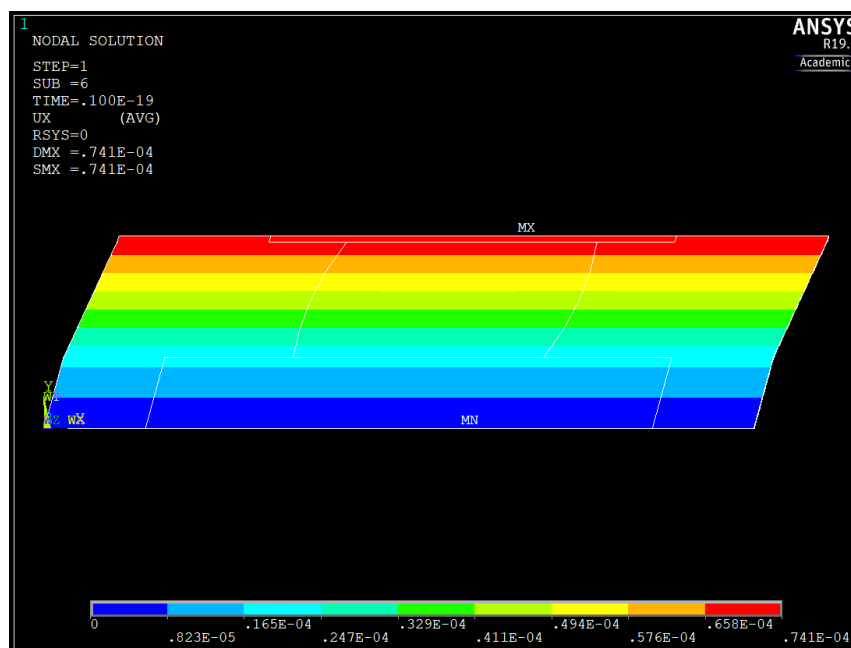
**Abbildung 21:** schematische Darstellung der Boundary Conditions in Ansys für den Druck- und Schubversuch

<sup>16</sup> (Schürmann, 2007, S. 183)

Für die Bestimmung müssen sämtliche Zeitabhängigkeiten der Materialien in Ansys eliminiert werden. Beim Druckversuch wird der Single Joint in den Ebenen  $X=0$ ,  $Y=0$  und  $Z=0$  fest eingespannt und an den gegenüberliegenden Seiten im Joint gekoppelt, so dass die Knoten auf diesen Seiten eine uniformierte Verschiebung entlang der Seitennormale erfahren (Vgl. Abbildung 21a). Die E-Module ergeben sich nach (4) aus den Dehnungen und Lasten in der jeweiligen Normalenrichtung. Die Poissonzahlen ergeben sich nach (5) aus dem Dehnungsverhältnis der jeweiligen Seiten. Folgerichtig muss zur Bestimmung der E-Module  $E_z$ ,  $E_y$  und der Poissonzahlen  $\nu_{xy}$ ,  $\nu_{xz}$  der Druckversuch zweimalig durchgeführt werden, mit einer 10MPa Drucklast in jeweils Y- und Z-Richtung. Anschließend folgt noch der Schubversuch zur Bestimmung des Schubmoduls  $G_{xy}$ . Hierbei wird die Unterseite des Single Joints  $Y=0$  fest in allen Richtungen eingespannt. Dann werden alle Schichten, aus denen das SJM im Mesh aufgebaut ist, welche parallel zur  $Y=\text{konst.}$  sind, jeweils gekoppelt, sodass alle darin befindlichen Knoten nur uniformiert in X- und Y-Richtung verschoben werden können (Vgl. Abbildung 21b). Das garantiert die Stabilität des Modells im Schubversuch. Theoretisch ist es möglich nur die oberste Seite zu koppeln, dies ist aber nicht empfehlenswert, wenn man eine möglichst gleichmäßige Scherung des Single Joints erreichen möchte. Anschließend legt man eine Schubspannung von 10MPa auf der Oberseite an, in dem man an jeden Knoten der Seite in Ansys eine Kraft in X-Richtung anlegt,

welche  $\frac{\text{Schubspannung} \cdot \text{Seitenfläche}}{\text{Anzahl der Knoten der Seite}}$  entspricht.

Die resultierende Scherung ist für den SMJ6 mit CMU als Underfillmaterial mit 500-fach vergrößerter Skalierung der Scherung in Abbildung 22 dargestellt.



**Abbildung 22:** Displacement in X-Richtung für SJM6-CMU bei 10 MPa Schubspannung (Skalierungsfaktor: 500)

Wie in Abbildung 22 zu erkennen ist, findet aufgrund der inhomogenen Steifigkeit im Joint keine gleichmäßige Scherung statt. Der Scherwinkel ändert sich abschnittsweise, in Bereichen mit hohem Kupferanteil ist er bspw. geringer. Deshalb verwendet man zur Berechnung des Schubmoduls  $G_{xy}$  den mittleren Scherwinkel. Der Schubmodul  $G_{xy}$  lässt sich auch aus dem Displacement UX und UY der Oberseite mittels Einsetzen in (9) und (11) wie folgt errechnen:

$$G_{xy} = \frac{\tau_{xy} \cdot (h + UY)}{UX} \quad (23)$$

wobei  $h$  der Höhe des Single Joints entspricht.

Damit hat man dann die 5 unabhängigen Elastizitätskonstanten bestimmt, aus denen sich alle 9 von Ansys benötigten berechnen lassen. Die Berechnung dieser erfolgt ebenfalls in Ansys, sodass in der Ausgabedatei bereits der vollständige Parametersatz, wie unten dargestellt, vorhanden ist, welcher bloß in das entsprechende Materialdaten-File übertragen werden muss.

Parametersatz der Elastizitätskonstanten für SJM6\_CMU in Ansys:

```
!=====
mp,ex,MatID, 0.16092434E+05      ! E-Module
mp,ey,MatID, 0.17332542E+05
mp,ez,MatID, 0.16092434E+05
mp,PRXY,MatID, 0.31931749E+00    ! Poisson-Zahlen
mp,PRYZ,MatID, 0.34394525E+00
mp,PRXZ,MatID, 0.35677293E+00
MP,GXZ, MatID, 0.59304079E+04    ! Schubmodule
MP,GXY, MatID, 0.66139741E+04
MP,GYZ, MatID, 0.66139741E+04
!=====
```

### 3.3.2 CTE

Zur Bestimmung des differentiellen thermischen Längenausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{inst}$  als Funktion in Abhängigkeit von der Temperatur in Ansys wird für jeden Messpunkt, der von dieser Funktion bestimmt werden soll, eine neue Referenztemperatur  $T_{ref}$  innerhalb der Simulation festgelegt und der Single Joint in der Simulation um jeweils 0,5K erwärmt und abgekühlt. Auch hier werden alle Zeitabhängigkeiten in Ansys ausgeschaltet um jegliches Kriechen zu unterbinden. Die Boundary Conditions entsprechen denen beim Druckversuch (Vgl. Abbildung 21). Mit den daraus resultierenden Displacements berechnet man dann die thermische Dehnung  $\varepsilon_T$  nach (3) und weiter den jeweiligen thermischen Längenausdehnungskoeffizienten für die gewählte Temperatur:

$$CTE(T) = \frac{\varepsilon_{T+\Delta T} - \varepsilon_{T-\Delta T}}{2 \cdot \Delta T} \quad (\text{Hier: } \Delta T = 0,5K) \quad (24)$$

Aufgrund der transversalen Isotropieeigenschaften und der komplexen Geometrie des Single Joints muss die CTE Kurve sowohl in Vorzugsrichtung (Hier: die Y-Richtung) als auch in der Isotropieebene (X- und Z-Richtung) bestimmt werden. Da der CTE von Kupfer und Lot nicht temperaturabhängig ist, sind in der resultierenden CTE-Kurve Glasübergangstemperatur  $T_g$  und der Temperaturbereich des Glasübergangs identisch zur CTE-Kurve des Underfillmaterials, während sich die Parameter  $CTE_{below T_g}$  und  $CTE_{above T_g}$  richtungsabhängig unterscheiden und durch den Einfluss von Kupfer und Lot für den Single Joint kleiner ausfallen als im reinen Underfillmaterial (siehe Tabelle )

**Tabelle 3:** CTE-Parameter für die unterschiedlichen Underfillmaterialien und Lotanteilkombinationen im Joint

Lotanteil		6%		16%		26%	
CTE [ppm/°C]		CTE_below_Tg	CTE_above_Tg	CTE_below_Tg	CTE_above_Tg	CTE_below_Tg	CTE_above_Tg
In plane	CMU	25.18	70.80	25.27	69.82	24.98	65.05
	CTU	24.23	73.90	24.35	73.01	24.16	67.91
	PTU	19.18	59.16	19.32	56.75	19.57	53.11
Out of plane	CMU	25.04	66.26	22.75	47.20	21.65	38.04
	CTU	24.15	68.09	22.20	47.64	21.27	38.11
	PTU	19.78	60.68	19.83	49.68	19.84	42.47

### 3.3.3 Master Curve

Nachdem man das zeitunabhängige Verhalten des Single Joints erfasst hat, folgen nun die Relaxationsversuche in Abhängigkeit von der Temperatur. Der Aufbau der Simulation ist identisch zum Druckversuch, man belastet den Single Joint in der isotropen Ebene in Z-Richtung mit 10MPa Drucklast und erfasst dann für logarithmisch skalierte Zeitschritte von  $10^{-15}$  s bis  $10^{15}$  s die Displacements UX und UZ des Single Joints. Dieser Versuch wird für jede einzelne Temperatur wiederholt und von Ansys in eine separate Ausgabedatei abgespeichert, welche man dann in Excel einliest. Aus diesen Displacements lässt sich dann über die Pitch-Länge nach (3) die Dehnung in Abhängigkeit von der Zeit in X- und Z-Richtung bestimmen und daraus wiederum mittels (4) und (5) der E-Modul  $E_z(t)$  und die Poissonzahl  $\nu_{xz}(t)$ . Woraus sich dann nach (8) der Schubmodul  $G_{xz}(t)$  berechnen lässt. Diese Berechnung führt man für jede einzelne Temperatur durch. Anschließend wählt man eine Referenztemperatur.

Die dazugehörige Relaxationskurve wird dann mittels des erweiterten Maxwell-Modells approximiert indem man die Prony-Koeffizienten  $\alpha_k$  für vorgegebene Relaxationszeiten  $\tau_k$  bestimmt. Dies geschieht mittels numerischer Regression in Excel durch die Methode der kleinsten Fehlerquadrate bei der Minimierung nach  $\alpha_k$ :

$$\min \left( \sum \|f(t_i) - y(t_i)\|^2 \right) \quad (25)$$

über alle  $t_i$  mit:

$$f(t) = G_0 \cdot \left( \alpha_\infty + \sum_{k=1}^n \left( \alpha_k \cdot e^{-\frac{t}{\tau_k}} \right) \right) \quad (26)$$

und  $y(t_i)$  der Relaxationskurve  $G(t, T_{ref})$  an der Stützstelle  $t_i$  entnommen. Die Fehlerquadrate werden für jede einzelne Stützstelle berechnet. Die Summe der Fehlerquadrate wird dann in das sogenannte Excel Solver Tool als zu minimierende Variabel implementiert. Dies geschieht in dem das Regressionstool die Zellen, welche als Prony-Koeffizienten definiert sind, so verändert, um die Minimierung zu bewirken, was dazu führt, dass die Relaxationskurve von den Prony-Koeffizienten mit ausreichender Genauigkeit approximiert wird. Die durchschnittliche Abweichung über alle Stützstellen lag für alle bestimmten Effektivmaterialien unter 0,05%. Aus der ermittelten Master Curve können dann die Shiftfaktoren bestimmt werden. Die Implementierung der Master Curve in das entsprechende Materialdaten-File in Ansys ist unten nochmals dargestellt.

### 3.3.4 Shiftfunktion

Das Bestimmen der Shift-Funktion ist ein mehrstufiger Prozess. Zuerst müssen die einzelnen Shift-Faktoren bestimmt werden, welche später zur eigentlichen Shift-Funktion interpoliert werden. Dies geschieht wie bei der Bestimmung der Master Curve mittels numerischer Regression in Excel durch die Methode der kleinsten Fehlerquadrate bei der Minimierung. Mit dem Unterschied, dass hier nicht 32 unabhängige Prony-Koeffizienten ermittelt werden, sondern pro Relaxationskurve nur ein Shiftfaktor. Dadurch läuft die Regression wesentlich schneller ab, obwohl die Regressionsprozesse identisch sind. Durch den Shiftfaktor  $a_T$  ändert sich (26) wie folgt:

$$f(t) = G_0 \cdot \left( \alpha_\infty + \sum_{k=1}^n \left( \alpha_k \cdot e^{\frac{-t}{\tau_k \cdot a_T}} \right) \right) \quad (27)$$

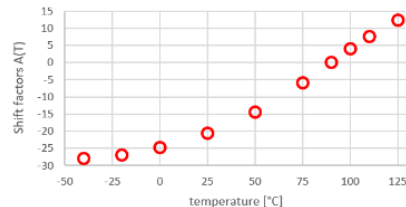
Für die Nutzung in Ansys müssen die Shiftfaktoren umgerechnet werden <sup>17 18</sup>:

$$a_T = e^{-\widetilde{a}_T} \quad (28)$$

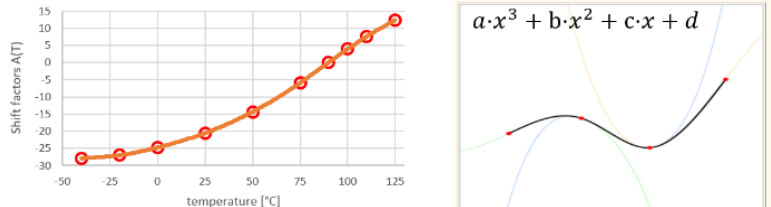
$\widetilde{a}_T$  ist die für die Eingabe der Shiftfunktion benötigte Form. Dies wird bereits bei der Regression berücksichtigt, sodass zur späteren Interpolation der Shiftfunktion nur die  $\widetilde{a}_T$  genutzt werden. Zusätzlich lässt sich auch der Zeitbereich der Relaxationskurven bei der Regression einschränken, was im späteren Verlauf untersucht wurde. Die ermittelten Shiftfaktoren werden dann interpoliert. Um ein Oszillieren des Polynoms zu unterdrücken, welches für die Implementierung der Shiftfunktion in Ansys benötigt wird, interpoliert man die einzelnen Shiftfaktoren erst mit kubischen Splines, um so eine große Anzahl an neuen Stützstellen zu generieren, die zur Polynomregression genutzt werden sollen.

### Shift function determination

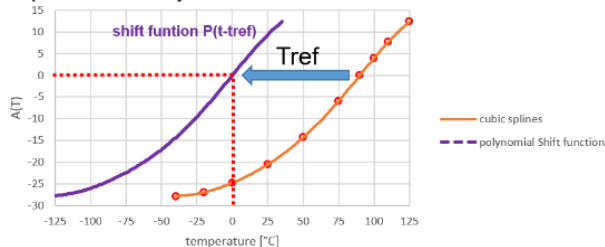
**Step 1: Determination of the individual shift factors**



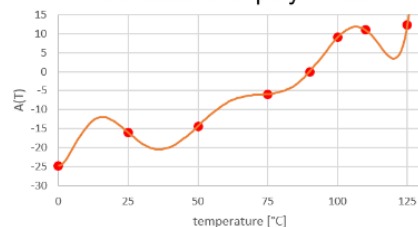
**Step 2: Interpolation of the shift factors with cubic splines**



**Step 3: Polynomial regression over the cubic splines shifted by Tref**



direct polynomial regression of the shift factors:  
⇒ oscillations of polynomial



**Abbildung 23:** Schematische Darstellung der Bestimmung der Shiftfunktion

<sup>17</sup> (ANSYS, Inc., 2017)

<sup>18</sup> (ANSYS, Inc., 2011, S. 161)

Kubische Splines haben den Vorteil, dass sie die vorgegebenen Punkte mittels einzelner Polynome 3. Grades verbinden, welche jeweils eine minimale Gesamtkrümmung aufweisen und auch an den Übergängen stetig sind. Zur Erläuterung der Berechnung kubischer Splines sei auf die Website des Mathematikers Arndt Brünner verwiesen.<sup>19</sup> Zur Berechnung in Excel wurde eine entsprechende Batch-Vorlage genutzt, die der Anzahl der Shiftfaktoren und der gewünschten Anzahl von 200 neuen Stützstellen angepasst wurde. Die Polynomregression wurde anschließend durch den Excel-Befehl RGP() durchgeführt um die Koeffizienten des Polynoms zu errechnen. Dabei müssen die X-Werte aller Stützstellen für die Implementierung in Ansys mittels  $\sum a_i \cdot (T - T_{ref})^i$  um Tref geschiftet werden, das Polynom muss eine Nullstelle im Ursprung haben. In Abbildung 23 sei der Gesamtprozess der Shiftfunktionbestimmung noch einmal schematisch dargestellt.

### 3.4 Simulation des thermischen Cyclings

Um das Effektivmaterial mit dem komplexen Materialmodell vergleichen zu können, müssen sowohl MJM als auch effMJM für die jeweiligen Underfillmaterialien das thermische Cycling durchlaufen. Danach wird die Kriechdehnung in der äußersten Lotkugel verglichen. Relevant ist hier der dritte Zyklus, da nach diesem angenommen werden kann, dass sich die Kriechdehnung per Zyklus nur noch geringfügig verändert. Vor dem eigentlichen thermischen Cycling muss zudem auch das Herunterkühlen des Joints nach dem Curing bei der Herstellung des Flip-Chips in Ansys simuliert werden um die bestehende thermische Ausdehnung und die daraus resultierenden mechanischen Spannungen zwischen den Materialien im thermischen Cycling abzubilden. Wird dieser Schritt weggelassen, reduziert sich die resultierende Kriechdehnung in der Simulation. Damit werden die Aussagen zur Lebensdauer verfälscht. Für das thermische Cycling wird der TCT JEDEC JESD22-A104 verwendet. Die Dauer für das Herunterkühlen des Joints nach dem Curing von 125°C auf Raumtemperatur (25°C) wurde auf 300s festgelegt. Für das thermische Cycling wird das MJM und das effMJM in X- und Z- Richtung fest an den Seiten  $x=0$  und  $z=0$  eingespannt. Hierbei nutzt man aus, dass MJM und effMJM jeweils Viertelmodelle eines 2,5D Modells eines Flip-Chips sind, indem eine Spiegelsymmetriebedingung zur Einspannung in Ansys genutzt wird. Dies hat ebenfalls den Vorteil einer deutlich geringeren Rechenzeit im Vergleich zum Vollmodell.

#### 3.4.1 Testmatrix

Um den Einfluss von unterschiedlichen Lotanteil und Underfillmaterialien in einem Flip Chip Package bezüglich der Ermüdungserscheinungen beim thermischen Cycling zu untersuchen wurde eine Testmatrix erstellt, in der alle verwendeten Geometrieparameter und die verwendeten Underfillmaterialien definiert wurden. Bei den Tests wurde jeweils die Kriechdehnung in einem 2.5 D Multi Joint Modell (MJM) mit der in einem 2.5 D effective Multi Joint Modell (effMJM) verglichen. Der Lotanteil in den drei unterschiedlichen Single Joint Modellen betrug 6%, 16% und 26%. Als Underfillmaterialien wurden CMU, CTU und PTU eingesetzt. Für jede einzelne Kombination aus Underfillmaterial und Lotanteil muss für den Vergleich ein Effektivmaterial bestimmt werden, um dieses später für das effMJM zu nutzen. Nachdem der EM-Bestimmungsprozess abgeschlossen ist, wird sowohl mit dem MJM als auch mit dem effMJM für die jeweilige Underfill-Lot-Kombination das thermische Cycling durchgeführt. Dann berechnet man in Ansys für jeden einzelnen Zeitschritt die über die Teilvolumina gewichtete mittlere Kriechdehnung und erhält so einen diskreten Kriechdehnungs-Zeit-Verlauf, der in Excel ausgewertet wird.

---

<sup>19</sup> (Brünner, 2004)

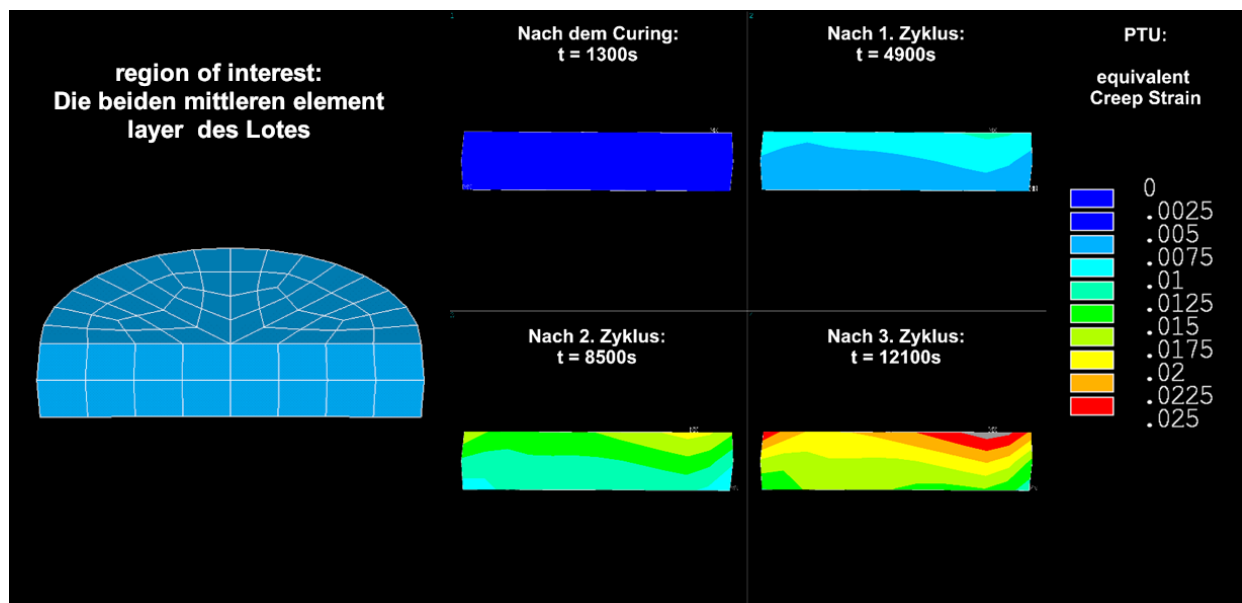


## 4 Resultate und Diskussion

In dem folgenden Kapitel findet die Auswertung der Resultate aus der Test Matrix statt. Im Mittelpunkt der Auswertung steht der Vergleich der zeitdiskreten Kriechdehnung zwischen MJM und effMJM. Aus dieser können für die einzelnen Zyklen beim TCT der creep strain per cycle aus der Differenz der Kriechdehnung am Ende eines Zyklus zur Kriechdehnung am Ende des vorherigen Zyklus bestimmt werden. Da sich diese nach drei Zyklen nur noch geringfügig ändert, wurden für alle ermittelten creep strain per cycle immer der dritte Zyklus betrachtet. In Abbildung 24 und Tabelle 4: Kriechdehnung nach Zyklen für PTU sind die jeweiligen Kriechdehnungen und der creep strain per cycle für das PTU bei 6% Lotanteil im MJM dargestellt. Man betrachtet dabei nur die region of interest, welche in Ansys die mittleren Elementschichten des Lotes darstellen, um den Einfluss von Extrema an den Rändern zu verringern, welche aus der inhomogenen Geometrie und den Materialübergängen resultieren können. Wie Tabelle 4: Kriechdehnung nach Zyklen für PTU zu entnehmen, nimmt der creep strain per cycle vom ersten zum dritten Zyklus zu, ändert sich ab den zweiten Zyklus aber nur noch geringfügig (<1%).

**Tabelle 4:** Kriechdehnung nach Zyklen für PTU

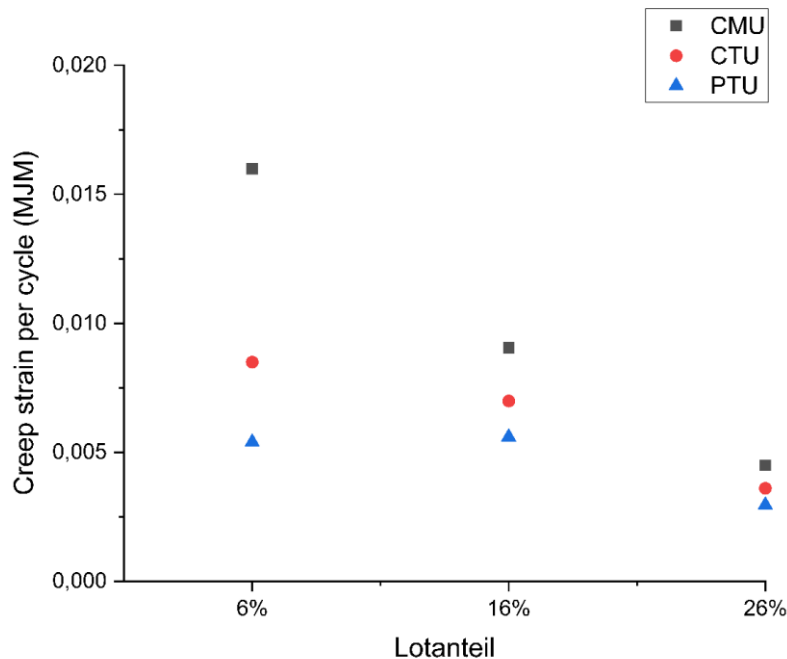
	Zeit [s]	Kriechdehnung	creep strain per cycle
<b>Curing</b>	1300	3.06E-03	-
<b>1. Zyklus</b>	4900	7.49E-03	4.43E-03
<b>2. Zyklus</b>	8500	1.29E-02	5.36E-03
<b>3. Zyklus</b>	12100	1.82E-02	5.39E-03



**Abbildung 24:** Kriechdehnung in Ansys nach den jeweiligen Zyklen für PTU (6% Lotanteil)

## 4.1 Creep strain per cycle des MJM

Als Referenz wurde zuerst die Kriechdehnung für die MJM mit den jeweiligen Lotanteil und dem jeweiligen Underfillmaterial ermittelt. Diese ist in Abbildung 25 dargestellt. Wie zu erwarten war, verringert sich die Kriechdehnung mit steigendem Lotanteil, da sich die Verformungsenergie auf ein größeres Lotvolumen verteilen kann und sich für 26% Lotanteil außerdem aufgrund der verringerten Pitchlänge auch die mechanischen Spannungen im Joint aufgrund der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungen von Leiterplatte und Siliciumchip verkleinern. Allerdings steigt mit höherem Lotanteil auch die Gefahr eines Chipbruches, dass heißt eines mechanischen Bruches der Lotverbindung. Dies muss bei der Auslegung berücksichtigt werden.



**Abbildung 25:** creep strain per cycle in Abhängigkeit von Lotanteil und Underfillmaterial

Zusätzlich wurde der Frage nachgegangen, ob es sinnvoll ist, eine Relaxationsphase in der Simulation zu berücksichtigen, in der ein Teil der mechanischen Spannungen aus dem vorangegangenen Abkühlungsprozess nach dem Curing über eine längere Zeitdauer aus dem Material ausdiffundiert. Dazu wurde die Abweichung beim creep strain per cycle im MJM mit 6% Lotanteil und CMU als Underfillmaterial zwischen Fall 1: keine Relaxationsphase und Fall 2: Relaxationsphase von einem Jahr verglichen. Die Abweichung stellte sich mit 0,2% als zu geringfügig dar um den deutlich erhöhten Rechenaufwand zu rechtfertigen, deshalb wurde in der Simulation keine Relaxationsphase berücksichtigt.

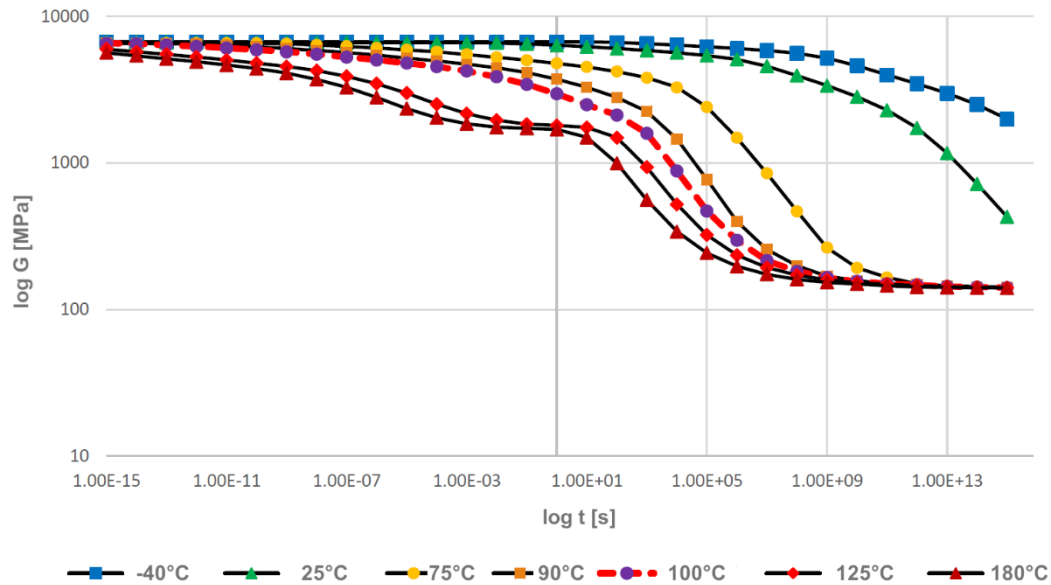
## 4.2 Isotropischer vs. transversal isotroper Modellansatz – Strategien zur Bestimmung isotroper Materialgrößen

Eine Besonderheit dieser Arbeit über Effektivmaterialien stellt die Verwendung eines transversal isotropen Modellansatzes dar, während im vorherigen Arbeiten wie (Dalloul, 2018) ein isotroper Modellansatz gewählt wurde. Dieser transversal isotrope Ansatz hat den Vorteil, dass er das Gesamtverhalten des Joints richtungsabhängig abbildet. Aufgrund der Limitierungen in Ansys kann man die transversale Isotropie aber nur in die zeitunabhängigen Elastizitätskonstanten und die richtungsabhängigen CTE-Kurven übertragen. Das Relaxationsverhalten ist davon ausgenommen, es ist isotrop, wird aber über die Elastizitätskonstanten richtungsabhängig skaliert. Zur Bestimmung der temperaturabhängigen Relaxationskurven gibt es grundsätzlich zwei Möglichkeiten.

Die erste wäre die Bestimmung über einen zeitabhängigen Druckversuch in der isotropen Ebene, bei dem zeitabhängig E-Modul und Poissonzahl bestimmt werden, da sich hier nach (8) durch die Isotropie der Schubmodul  $G_{xz}(t) = G_{\perp}(t)$  zeitdiskret berechnen lässt. Die zweite Möglichkeit besteht darin, den Schubmodul  $G_{xy}(t) = G_{yz}(t) = G_{\parallel}(t)$  über einen Schubversuch direkt zu bestimmen. Zur Klärung der Frage, welche der beiden Möglichkeiten man zur Bestimmung des isotropen Relaxationsverhalten nutzen sollte, ist es erstmal sinnvoll, zu untersuchen, ob sich die beiden Kurven überhaupt unterscheiden. Das wurde im Vorfeld der Testmatrix für den SJM6 mit CMU überprüft. Dabei ist auffällig, dass sich die Relaxationskurven für die jeweiligen Temperaturen nicht nur betragsmäßig unterscheiden, was aufgrund der transversalen Isotropie des Joints zu erwarten war, sondern auch deutliche Unterschiede im Relaxationsverhalten aufweisen. Der Schubmodul  $G_{\parallel}(t)$  relaxierte für alle untersuchten Temperaturen schneller als der Schubmodul der isotropen Ebene  $G_{\perp}(t)$ . Die Gründe dafür sind noch unklar.  $G_{\parallel}(t)$  resultiert aus der Spannung, die beim thermischen Cycling durch die unterschiedliche thermische Ausdehnung von Leiterplatte und Chip auf die Multijoints einwirkt, während sich  $G_{\perp}(t)$  aus der Spannung in der isotropen Ebene, die aus der thermischen Ausdehnung von der Mitte des Multijoints zur Außenseite hin folgt, ableitet. In beiden Fällen ist die Spannung bei der Maximaltemperatur am geringsten und erreicht bei der Minimaltemperatur des Cycles ihr Maximum, da die Referenztemperatur für den spannungsfreien Zustand als Curing-Temperatur angenommen und die Spannungen, die aus den unterschiedlichen thermischen Ausdehnungen der einzelnen Materialien resultieren, größer werden, je weiter sich die Temperatur in der Simulation von der Referenztemperatur entfernt. Da das bei den ersten Tests im Vorfeld der Testmatrix bestimmte Effektivmaterial beim Relaxationsverhalten von  $G_{\perp}(t)$  den kleineren Fehlerparameter beim creep strain per cycle aufwies, wurde der Schubmodul der isotropen Ebene  $G_{\perp}(t)$  bei der Bestimmung des Effektivmaterials für die Testmatrix priorisiert.

### 4.3 Problem des verletzten Zeit-Temperatur-Superpositionsprinzip – Strategien zur Lösung

Zum Vergleich des Effektivmaterialmodells mit dem MJM wurden für jede Underfill-Lotanteil-Kombination jeweils 8 Effektivmaterialien bestimmt, bei denen sich Referenztemperatur und Shiftfunktion unterschieden. Als Referenztemperatur wurden 50°C, 80°C, 125°C sowie 160°C untersucht. Für diese Referenztemperaturen wurde im Anschluss jeweils die Shiftfunktion bestimmt, wobei für die Regression der einzelnen Shiftfaktoren jeweils der Zeitbereich von  $10^{-15}s$  bis  $10^{15}s$  sowie der Zeitbereich von  $10^{-5}s$  bis  $10^5s$  gewählt wurde. Bei der Bestimmung der Effektivmaterialien zeigte sich dabei deutlich eine Abweichung zu reinem viskoelastischen Verhalten (Vgl. Abbildung 11), da das Zeit-Temperatur-Superpositionsprinzip der Viskoelastizität vom realen Dehnungs-Zeit-Verhalten des Single Joints verletzt wurde. In Abbildung 26 wird das für Temperaturen über 100°C besonders deutlich an der Einsenkung im Bereich von 0,001s bis 1s. Diese Abweichungen resultieren hauptsächlich aus dem Einfluss des viskoplastischen Lotes auf das Gesamtverformungsverhalten des Single Joints. Daraus folgt auch, dass ein rein viskoelastischer Ansatz grundsätzlich fehlerbehaftet ist, wenn damit das komplexe Joint-Gesamtverhalten abgebildet werden soll. Aus diesem Grund sollte bei der Bestimmung des Effektivmaterials evaluiert werden, welche Parameter einen signifikanten Einfluss auf den Gesamtfehler des Effektivmaterials beim creep strain per cycle haben um diese danach optimieren zu können.



**Abbildung 26:** Relaxationskurven des SJM6 mit CMU für unterschiedliche Temp. bei 10MPa Last

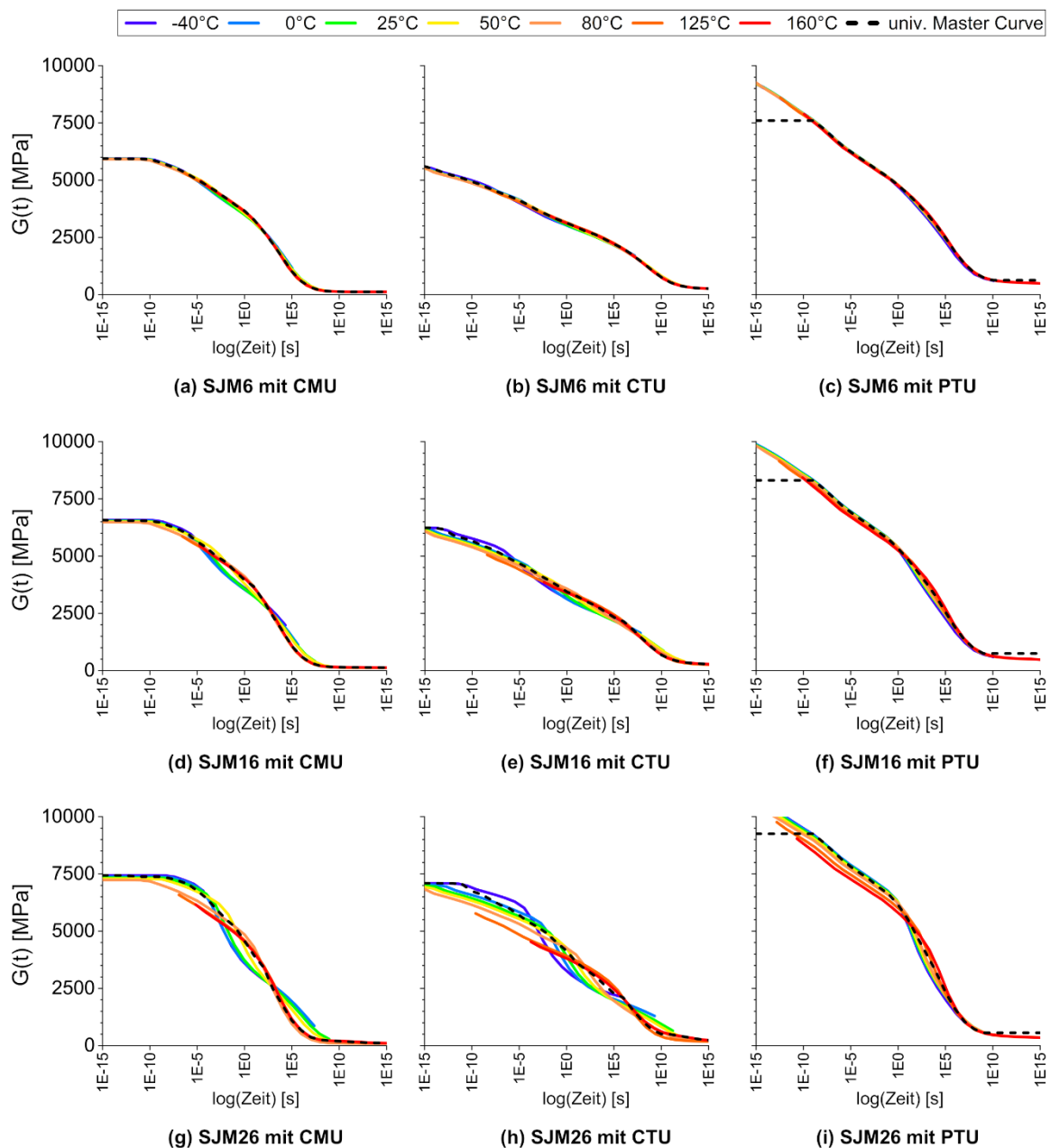
Bei den Parametern handelt es sich dabei um die Referenztemperatur der Masterkurve und dem Zeitintervall, welches für die Bestimmung der Shiftfaktoren gewählt wurde. Neben der Optimierung dieser Parameter wurde auch noch ein zweiter Lösungsansatz betrachtet, um die Abweichungen zwischen den Relaxationskurven des SJM und des daraus resultierenden Effektivmaterials zu minimieren. Dieser als universelle Master Curve bezeichnete Ansatz beruht auf der Idee, die Masterkurve aus einzelnen im thermischen Cycling relevanten Teilabschnitten zusammenzusetzen, die über die bereits bestimmte Shiftfunktion auf die ursprüngliche Masterkurve für die gewählte Referenztemperatur backgeshiftet werden. Das Backshifting dient dazu die Abweichung zwischen den Relaxationskurven und der geshifteten Master Curve zu realisieren. Dazu wendet man das Shifting auf die Relaxationskurven an, in dem man die Shift-Richtung invertiert, sodass diese auf die Master Curve geshiftet werden, davon leitet sich auch der Name Backshifting ab. Dies wird durch das Shiften der X-Werte der ursprünglichen Relaxationskurve mittels folgender Gleichung realisiert:

$$\tilde{t} = \frac{t}{A(T)} \quad (A(T) \text{ ist der temperaturabhängige Shiftfaktor}) \quad (29)$$

Durch das Backshifting lässt sich nochmals der starke Einfluss des viskoplastischen Lots auf das Gesamtrelaxationsverhalten des Joints erkennen. Durch die Abweichung zwischen backgeshifteten Relaxationskurven und der Master Curve wird deutlich, dass das Zeit-Temperatur-Superpositionsprinzip der Viskoelastizität verletzt ist. Um die Fehler des Effektivmaterials beim creep strain per cycle zu minimieren, wurde ein neues Verfahren zur Bestimmung der Master Curve verwendet, welches die Abweichung zwischen der geshifteten Master Curve und den ursprünglichen Relaxationskurven verringern soll. Zur Bestimmung der universellen Master Curve werden die backgeshifteten Relaxationskurven mittels kubischer Splines interpoliert (vgl. Unterkapitel 3.3.4 Shiftfunktion), damit neue Stützstellen generiert werden können, welche identisch zu denen der ursprünglichen Master Curve sind. Diese werden später für die numerische Regression der universellen

## Bachelorarbeit Modellierung von Effektivmaterialien mit transversal isotropen viskoelastischen Eigenschaften für Lotverbindungen im Flip-Chip-Package

Master Curve mittels Prony-Koeffizienten benötigt. Durch einen Selektionsalgorithmus werden dann nur die Zeitbereiche der ursprünglichen Relaxationskurven selektiert, die im thermischen Cycling als relevant angenommen werden. In unserem Fall der Zeitbereich  $10^{-5}$ s bis  $10^5$ s, welcher sich aus der Überlegung ergibt, dass die Vorgänge beim thermischen Cycling im Zeitbereich zwischen unter 1s bis zu  $10^3$ s stattfinden, welcher hier inkludiert ist. Aus den durch die Selektion übrig gebliebenen Relaxationswerten  $G(t,T)$  wird dann für jeden jeweiligen Zeitpunkt der Mittelwert aus den dazugehörigen Relaxationswerten gebildet. Daraus resultiert die universelle Master Curve, die in Kombination mit der vorher bestimmten Shiftfunktion für die relevanten Zeitbereiche das reale Verhalten der temperaturabhängigen Relaxationskurven approximiert und dabei Fehler bei der Bestimmung der Shiftfaktoren und nichtviskoelastische Einflüsse ausgleicht.

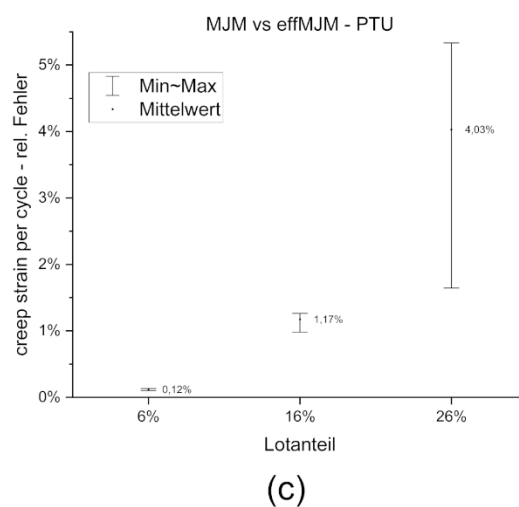
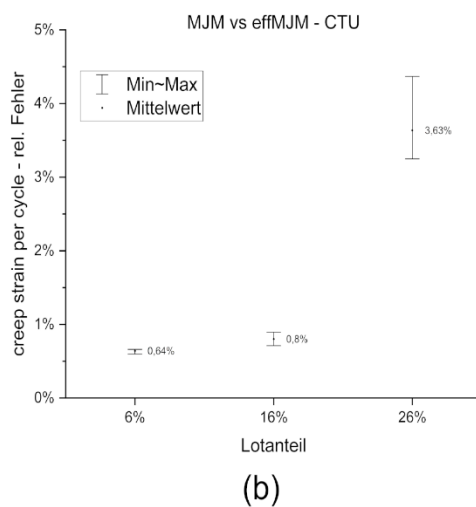
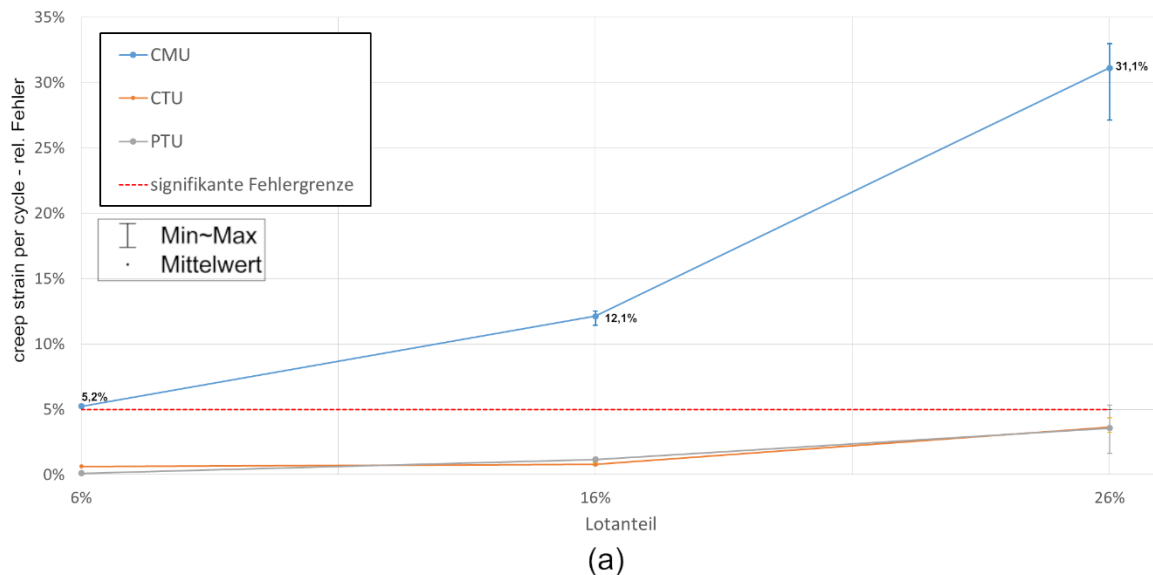


**Abbildung 27:** Backshifting der Relaxationskurven mit aufgetragener univ. Master Curve

Um die universelle Master Curve in Ansys implementieren zu können, müssen nun wie bereits bei der ursprünglichen Master Curve mittels numerischer Regression die Prony-Koeffizienten bestimmt werden. Die einzelnen backgeshifteten Relaxationskurven, sowie die jeweilige dazugehörige univ. Master Curve sind in Abbildung 27 dargestellt. Es lässt sich jeweils eine Plateaubildung am Beginn und am Ende des Relaxationsprozesses erkennen. Mit höherem Lotanteil fächern sich die einzelnen Relaxationskurven deutlich stärker auf, da auch der Einfluss des viskoplastischen Lotes auf das Gesamtverhalten des Single Joints steigt. Durch die Nutzung der univ. Master Curve kann dieses Verhalten auf das Effektivmaterial im relevanten Zeitbereich abgebildet werden.

#### 4.4 Relativer Fehler beim creep strain per cycle in Abhängigkeit unterschiedlicher Parameter bei der Effektivmaterialbestimmung

Im folgenden Abschnitt werden nun die Resultate der Testmatrix für die unterschiedlichen Effektivmaterialien beim Thermischen Cycling näher beleuchtet.



**Abbildung 28:** Relativer Fehler creep strain per cycle für CMU, CTU und PTU im Vergleich (a), sowie CTU (b) und PTU (c) im 5% Intervall

## Bachelorarbeit Modellierung von Effektivmaterialien mit transversal isotropen viskoelastischen Eigenschaften für Lotverbindungen im Flip-Chip-Package

In der obigen Abbildung 28 sind die Intervalle, in denen sich die relativen Fehler beider Ansätze für die einzelnen bestimmten Effektivmaterialien bewegen, dargestellt. Bei keinem der Underfillmaterialien war bei den bestimmten Effektivmaterialien eine deutliche Verringerung des relativen Fehlers durch die Nutzung einer bestimmten Referenztemperatur oder eines bestimmten Zeitbereiches zur Bestimmung des EM erkennbar. Mit steigendem Lotanteil nimmt auch der relative Fehler tendenziell zu. Dies lässt sich mit dem höheren viskoplastischen Anteil des Lotes am Gesamtverhalten des Joints erklären.

Da bei der Verwendung von CMU als Underfill bei allen drei untersuchten Lotanteilen ein signifikanter Fehler oberhalb der 5% Fehlergrenze auftrat, soll im Nachfolgenden nur auf CTU und PTU eingegangen werden. Dort liegen für 6% Lotanteil die relativen Fehler im Mittel bei 0,64% (CTU) bzw. 0,12% (PTU). Für sämtliche ermittelten Effektivmaterialien wich der relative Fehler um weniger als 0,05% von diesem Mittel ab. Der Einfluss von gewählter Referenztemperatur und Zeitbereich für die Regression der Shiftfunktion stellt sich hier als minimal da. Für 16% Lotanteil erhöht sich der Fehler im Mittel auf 0,8% (CTU) bzw. 1,17% (PTU). Auch die Intervalle vergrößern sich insgesamt. Die Abweichung zum Mittel beträgt für alle EM weniger als 0,1%. Der relative Fehler liegt damit für alle EM mit 6% und 16% Lotanteil deutlich unter der signifikanten Fehlergrenze. Dies stellt sich bei 26% Lotanteil nicht mehr so deutlich dar, für das PTU als Underfillmaterial liegt der relative Fehler bei 50°C mit 5,33% über der signifikanten Fehlergrenze. Auch wenn der relative Fehler des PTU im Mittel nur bei 4% liegt, zeigt sich der deutlich höhere Anteil der Viskoplastizität, welche mit dem viskoelastischen Modellansatz des Effektivmaterials nicht mehr abgebildet werden kann. Dies stellt sich beim CTU ähnlich da, auch wenn beim CTU kein bestimmtes Effektivmaterial die signifikante Fehlergrenze überschreitet. Dort liegt der relative Fehler im Mittel bei 3,63%.

**Tabelle 5:** relativer Fehler des creep strain per cycle im Vergleich bei unterschiedlichen Referenztemperaturen mit der univ. Master Curve für die Test Matrix

Referenz-temperatur		Tref 50°C		Tref 80°C		Tref 125°C		Tref 160°C		univ. Master Curve
Zeitbereich [s]		E+-15	E+-5	E+-15	E+-5	E+-15	E+-5	E+-15	E+-5	E+-5
SJM6	CMU	5.32%	5.22%	5.30%	5.29%	5.22%	5.21%	5.21%	5.11%	5.29%
	CTU	0.643%	0.650%	0.644%	0.646%	0.65%	0.66%	0.60%	0.61%	0.64%
	PTU	0.114%	0.121%	0.119%	0.121%	0.123%	0.125%	0.132%	0.11%	0.10%
SJM16	CMU	11.60%	11.41%	12.10%	12.16%	12.38%	12.26%	12.39%	12.26%	12.51%
	CTU	0.82%	0.89%	0.82%	0.86%	0.76%	0.75%	0.71%	0.73%	0.78%
	PTU	1.19%	1.15%	1.26%	1.14%	1.24%	1.18%	1.24%	1.09%	0.98%
SJM26	CMU	30.44%	30.94%	27.13%	29.17%	31.64%	31.75%	32.95%	33.0 %	32.98%
	CTU	3.49%	4.37%	3.74%	4.07%	3.35%	3.25%	3.32%	3.29 %	3.84%
	PTU	5.33%	4.25%	4.44%	5.26%	4.21%	n.v.	n.v.	1.65%	3.07%

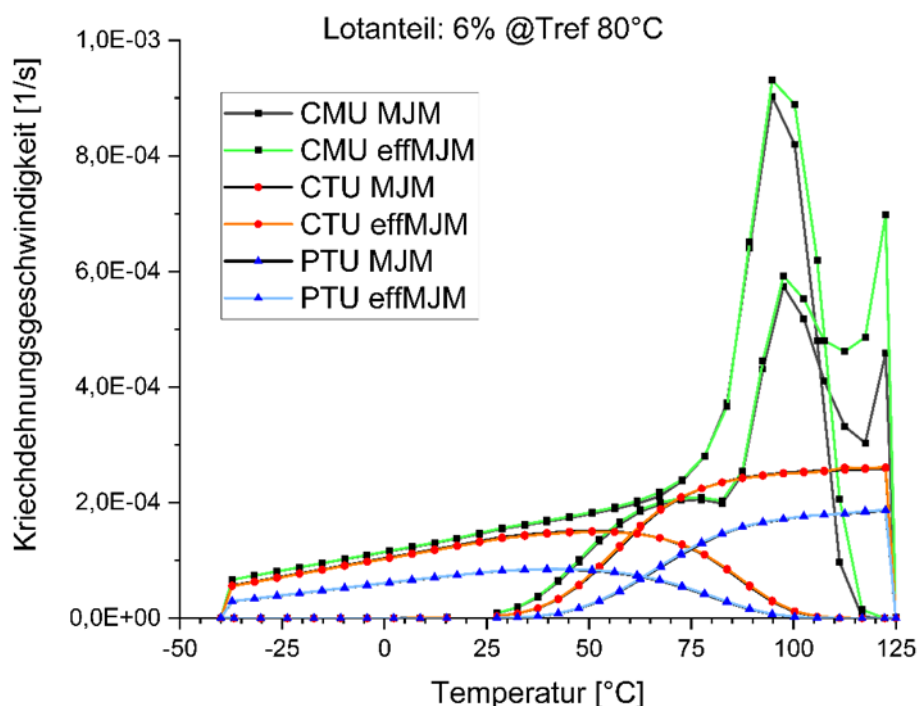
Um zu untersuchen, ob sich die Abbildung des viskoplastischen Materialverhalten in das Effektivmaterial verbessern lässt, wurde für jede Underfill-Lotanteil-Kombination eine universelle Master Curve bestimmt. Als Referenztemperatur wurde für diese 80°C gewählt. Andere Referenztemperaturen wurden hier nicht untersucht, da der Einfluss dieser aufgrund der vorherigen Ergebnisse als gering angenommen wird. Die Untersuchungen der univ. Master Curve haben ergeben, dass die relativen Fehler im gleichen Intervall wie die der zuvor bestimmten Effektivmaterialien lagen. Eine signifikante Verringerung konnte nicht festgestellt werden. Daraus lässt sich schlussfolgern, dass mit dem viskoelastischen Modellansatz für das Effektivmaterial in Ansys das Optimum erreicht ist und eine weitere Verringerung des relativen Fehlers nur durch die Wahl eines Modellansatzes, der viskoelastisches und viskoplastisches Materialverhalten miteinander kombiniert, erfolgen kann.



Gleichzeitig sei aber gesagt, dass sich die bestimmten Effektivmaterialien für CTU und PTU für die Anwendung eignen, da die signifikante Fehlergrenze von 5% mit einer Ausnahme nicht überschritten wurde. Gänzlich anders verhält sich das beim CMU. Dieses Unterfillmaterial unterscheidet sich von den vorherigen deutlich. Für alle drei Lotanteil-Varianten liegt der relative Fehler deutlich über 5%, bei 26% Lotanteil sogar über 30%. Ein möglicher Grund dafür könnte der Glasübergangsbereich des CMU sein. Dieser liegt zwischen 85°C und 95°C und befindet sich damit innerhalb Temperaturbereiches, in dem das thermische Cycling stattfindet. Da E-Modul und G-Modul sich im Glasübergangsbereich stark verringern, und dieser Abfall über einen sehr kurzen Zeitraum stattfindet, könnten hier große Abweichungen auftreten. Dies zeigt sich insbesondere in der Analyse der Kriechdehnungsgeschwindigkeit, aufgetragen über den Temperaturbereich beim thermischen Cycling, wenn man MJM und effMJM für CMU miteinander vergleicht. Hier zeigt sich insbesondere im Bereich  $T > T_g$  mit steigender Temperatur eine starke Zunahme der Abweichung zwischen effMJM und MJM (vgl. Abbildung 29). Das lässt sich für alle für das CMU bestimmten Effektivmaterialien reproduzieren, unabhängig vom Lotanteil. Hingegen tritt dies beim CTU oder PTU nicht auf. Das deutet zusätzlich auf den Zusammenhang mit der Glasübergangstemperatur hin.  
(CMU:  $T_g = 89.9^\circ\text{C}$ , CTU:  $T_g = 135^\circ\text{C}$ , PTU:  $T_g = 156^\circ\text{C}$ )

Aufgrund der starken Abweichungen des für das CMU bestimmten Effektivmaterials eignet sich dieses nicht für die Anwendung. Ein Vergleich mit vorherigen Arbeiten <sup>20</sup> zeigt aber, dass für 6% Lotanteil ein relativer Fehler unterhalb der signifikanten Fehlergrenze dennoch möglich ist, wenn man einen Modellansatz mit isotroper Viskoelastizität wählt, mittels eines solchen ließen sich Fehler unterhalb 1% reproduzieren.

Die Analyse zeigt, dass auch bei einem solchen in der Kriechdehnungsgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur starke Abweichungen auftraten, welche sich aber auf den gesamten creep strain per cycle bezogen, durch den Temperaturhaltevorgang bei 125°C, wieder ausgeglichen haben. Für das CMU Effektivmaterial ist deshalb so ein isotroper Modellansatz besser geeignet.



**Abbildung 29:** Kriechdehnungsgeschwindigkeit des Lotes in Abhängigkeit von der Temperatur für CMU, CTU und PTU

<sup>20</sup> (Dalloul, 2018)



Die großen Abweichungen des CMU durch den Glasübergang, indem sich die Materialsteifigkeit drastisch ändert, führen in der Simulation in Ansys für hohe Temperaturen zu einem starken Anstieg der Querkontraktion über 0,5 im SJM. Die daraus berechneten Relaxationskurven könnten deshalb fehlerbehaftet sein und so die großen Abweichung des Creep Strains im Vergleich von effMJM zu MJM erklären, die bei CTU und PTU nicht auftraten. Da die Nutzung eines kleineren Creeplimits in der Simulation der Relaxationsprozesse des CMU hier keine Verbesserung erzielte, wäre ein möglicher Lösungsansatz, ein Verfahren zu entwickeln, welches das Gesamtverhalten der einzelnen Joints im Benchmark des 2,5D MJM in ein Effektivmaterial abbildet. Dabei lässt sich der Ansatz der universellen Master Curve nutzen, indem einzelne zeitliche Teilbereiche, in denen Relaxation in einem bestimmten Temperaturbereich stattfindet, auf die Master Curve über entsprechendes Backshifting abgebildet werden. Dies könnte in zukünftigen Forschungsarbeiten als Ansatz für das Bestimmungsverfahren von Effektivmaterialien untersucht werden. Außerdem sollte weiterhin untersucht werden, wie groß die Abweichung zwischen Effektivmaterialmodell und komplexen MJM für ein komplettes dreidimensionales Flip-Chip-Package ist.

## 5 Zusammenfassung und abschließendes Fazit

In dieser Arbeit wurde die Bestimmung von transversal isotropen Effektivmaterialien bezüglich des Fehlerparameters beim Thermal Cycling Test betrachtet. Dabei wurde zuerst aus dem Single Joint das Effektivmaterial bestimmt, in dem man unterschiedliche Test am Single Joint simuliert hat, aus welchen dann transversal isotrop die Elastizitätskonstanten und die richtungsabhängigen CTE-Kurven sowie isotrop die Master-Kurve und Shift-Funktion berechnet werden konnten. Die Effektivmaterialien wurden jeweils für unterschiedliche Underfillmaterialien, unterschiedliche Joint-Geometrien mit dementsprechend verschieden Lotanteil, unterschiedliche Referenztemperaturen für die Master-Kurve und unterschiedliche Zeitintervalle bei der Approximierung der Shiftfunktion bestimmt. Zusätzlich wurde ein weiterer Ansatz getestet, der die Abweichungen von rein viskoelastischen Verhalten minimieren sollte. Die so bestimmten Effektivmaterialien wurden mithilfe eines effMJM in einem TCT getestet und mit dem dazugehörigen MJM bezüglich des creep strain per cycle verglichen. Die Auswertung ergab, dass außer für das CMU als Underfillmaterial alle bestimmten Effektivmaterialien unter der signifikanten Fehlergrenze lagen. Das Bestimmungsverfahren ist für die jeweiligen Underfillmaterialien mit einer Glasübergangstemperatur oberhalb des Temperaturbereiches des thermischen Cyclings geeignet, auch bei hohem Anteil viskoplastischen Lotes im Joint. Im für die Referenztemperatur untersuchten Temperaturbereich hat die Wahl der Referenztemperatur keinen sichtbaren Einfluss auf die Abweichung des creep strains per cycle beim Effektivmaterial. Selbiges gilt für die untersuchten Zeitbereiche, die für die Regression der Shiftfunktion relevant sind. Auch die Nutzung einer universellen Master Curve als zweiter Ansatz brachte keine Verbesserung. Durch die Arbeit konnte so gezeigt werden, dass der verwendete transversal isotrope viskoelastische Modellansatz für ein Effektivmaterial geeignet ist und für weitere Forschungsarbeiten genutzt werden kann. Im Vergleich mit vorherigen Forschungsarbeiten <sup>21</sup> mit isotropen viskoelastischen Ansatz bei gleicher Joint-Geometrie für 6% Lotanteil zeigt sich eine Verringerung der Abweichung des effMJM zu MJM bei PTU. Der Fehler beim CTU fällt hingegen etwas größer aus, liegt aber ebenso unterhalb 1%. Beide Modellansätze eignen sich für die Bestimmung von Effektivmaterialien, ein transversal isotroper Ansatz bildet die realen Joint-Geometrie in ihren mechanischen Eigenschaften aber besser als ein isotroper.

---

<sup>21</sup> (Dalloul, 2018)

## Literaturverzeichnis

- ANSYS, Inc. (2011). *ANSYS Mechanical APDL Programmer's Manual*. Canonsburg: ANSYS, Inc.
- ANSYS, Inc. (2017). *Ansys Help v18.2, TB SHIFT*. Von [https://www.mm.bme.hu/~gyebro/files/ans\\_help\\_v182/ans\\_cmd/Hlp\\_C\\_TB.html#tbshiftspecjmb](https://www.mm.bme.hu/~gyebro/files/ans_help_v182/ans_cmd/Hlp_C_TB.html#tbshiftspecjmb) abgerufen
- Brünner, A. (2. 4 2004). *Kubische Splines*. Von <https://www.arndt-bruenner.de/mathe/scripts/kubspline.htm> abgerufen
- Brunschwiler, T., Schlottig, G., Ni, Y., Yu, L., Goicochea, J. V., Zürcher, J., & Wolf, H. (2012). Formulation of percolating thermal underfills using hierarchical self-assembly of micro- and nanoparticles by centrifugal forces and capillary bridging. *45th International Symposium on Microelectronics*. Rüschlikon, Schweiz: IBM Research.
- C.lingg. (10. Juli 2008). *Komplexer Schubmodul*. Von [https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Shear\\_scherung.svg](https://commons.wikimedia.org/wiki/File:Shear_scherung.svg) abgerufen
- Cui, H. (2005). Accelerated temperature cycle test and Coffin-Manson model for electronic packaging. *Annual Reliability and Maintainability Symposium*, (S. 556-560). Florida.
- Dalloul, M. (2018). *Master Thesis: Effective material modelling of viscoelastic / viscoplastic compounds for 3D modelling of Flip Chip Packages*. Professorship Materials and Reliability of Microsystems, TU Chemnitz.
- Fischer, L. (2017). Der Tod des Internets: WWAS-Sonderfolge Fast Forward Science 2017.
- Göhler, D. I. (2010). *Dissertation: Das dreidimensionale viskoelastische Stoffverhalten im großen Temperatur- und Zeitbereich am Beispiel eines in der automobilen Aufbau- und Verbindungstechnik verwendeten Epoxidharzklebstoffs*. Dresden: Technische Universität Dresden.
- Grishin, A. (2017). *Secant or Instantaneous CTE? Understanding Thermal Expansion Modeling ANSYS Mechanical*. Tempe: PADT.
- Gross, D., Hauger, W., & Wriggers, P. (2018). *Technische Mechanik 4, 10., verbesserte und ergänzte Auflage*. Berlin: Springer Vieweg.
- Handelsblatt GmbH. (2022). Wie der Chipmangel entstanden ist – und wie er überwunden werden kann. *Wirtschaftswoche*.
- Heinrich, P. G. (2012). Vorlesungsskript Polymerwerkstoffe 3. Leibniz-Institut für Polymerforschung Dresden.
- JP Kummer Semiconductor Technology GmbH. (8. Februar 2022). *Glasübergangstemperatur bei Epoxies*. Von <https://jpkummer.com/sites/default/files/Tech%20Tip%2023%20-%20Tg%20-%20Glas%C3%BCbergangstemperatur.pdf> abgerufen
- KRV. (8. Februar 2022). *Glasübergangstemperatur*. Von Fachverband der Kunststoffrohr-Industrie: <https://www.krv.de/artikel/glasuebergangstemperatur> abgerufen
- Latscha, H. P., Kazmaier, U., & Klein, H. (2016). *Organische Chemie, Chemie Basiswissen II, 7. Auflage*. Heidelberg: Springer-Verlag GmbH.
- Lu, D., & Wong, C. (2009). *Materials for Advanced Packing*. New York: Springer Science+Business Media.
- Media ATN. (26. 2 2022). *Flip Chip*. Von <https://wpo-altertechnology.com/flip-chip-assembly/> abgerufen

## **Bachelorarbeit Modellierung von Effektivmaterialien mit transversal isotropen viskoelastischen Eigenschaften für Lotverbindungen im Flip-Chip-Package**

- METALLEX AG. (8. Februar 2022). *Röhrenlot SN96C*. Von <https://www.elektronikladen.ch/index.php/rohrenlot-sn96c-snag3-8cu0-7-lf2220-nc-rel0-o-1-50mm-100g-spule-70907-bal-0001170907.html> abgerufen
- Roylance, D. (2001). *ENGINEERING VISCOELASTICITY*. Cambridge: Department of Materials Science and Engineering, Massachusetts Institute of Technology.
- Rust, W. (2009). *Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen*. Wiesbaden: Vieweg +Teubner.
- Schürmann, H. (2007). *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag.
- Schwarzl, F. R. (1990). *Polymermechanik - Struktur und mechanisches Verhalten von Polymeren*. Heidelberg: Springer-Verlag.

## Anhang

### CTE-Kurven in Ansys implementieren:

```
!=====
MPTEMP                                     ! vorher definierte Temperaturwerte zurücksetzen
MPTEMP, 1, 200,TG_temp-5, TG_temp+5,1000 ! Temperaturwerte für die CTE-Kurven

MPDATA,ctex,MatID,1,ctex_below_TG,ctex_below_TG,ctex_above_TG,ctex_above_TG ! CTE-Werte in X-Richtung
MPDATA,ctey,MatID,1,ctey_below_TG,ctey_below_TG,ctey_above_TG,ctey_above_TG ! CTE-Werte in Y-Richtung
MPDATA,ctez,MatID,1,ctez_below_TG,ctez_below_TG,ctez_above_TG,ctez_above_TG ! CTE-Werte in Z-Richtung
!=====
```

### Master Curve in Ansys implementieren:

```
!=====
anz_pr=20                                ! Anzahl Prony-Paare
prony1=3.3398659314671508e-02 $prony_sh1=3.9038946506297446e-14 ! prony – Prony-Koeffi
...                                       ! $prony_sh1 - Tau
prony20=1.3359657058511865e-03 $prony_sh20=2.7657496224023895e+06

*dim,prony_pairs,array,anz_pr,2          ! Array mit Prony-Paaren

*do,i,1,anz_pr,1
    prony_pairs(i,1)=prony%i%
    prony_pairs(i,2)=prony_sh%i%
*enddo

TB,PRONY,MatID,1,anz_pr,SHEAR             !VE als G(t) implementieren

*do,i,1,anz_pr,1
    TBDATA,2*i-1,prony_pairs(i,1),prony_pairs(i,2)
*enddo
!=====
```

### Shiftfunktion in Ansys implementieren :

```
!=====
!Polyfit by  $A(T) = a_1(T-T_r) + a_2(T-T_r)^2 + \dots + a_8(T-T_r)^8 + a_9$ 
Tref_Poly = 370.99                      ! Referenztemperatur der Master Curve
anz_poly= 8.00                          ! Grad des Shiftfunktion-Polynoms

a1=4.84266111430e-01 ! (t-tref)^1+
...
a8= -4.70129961589e-16 ! (t-tref)^8+
a9=-9.39334848243e-15 ! (t-tref)^0

*dim,poly_shift,array,anz_poly,1        ! Array mit Shift- Polynom-Koeffis

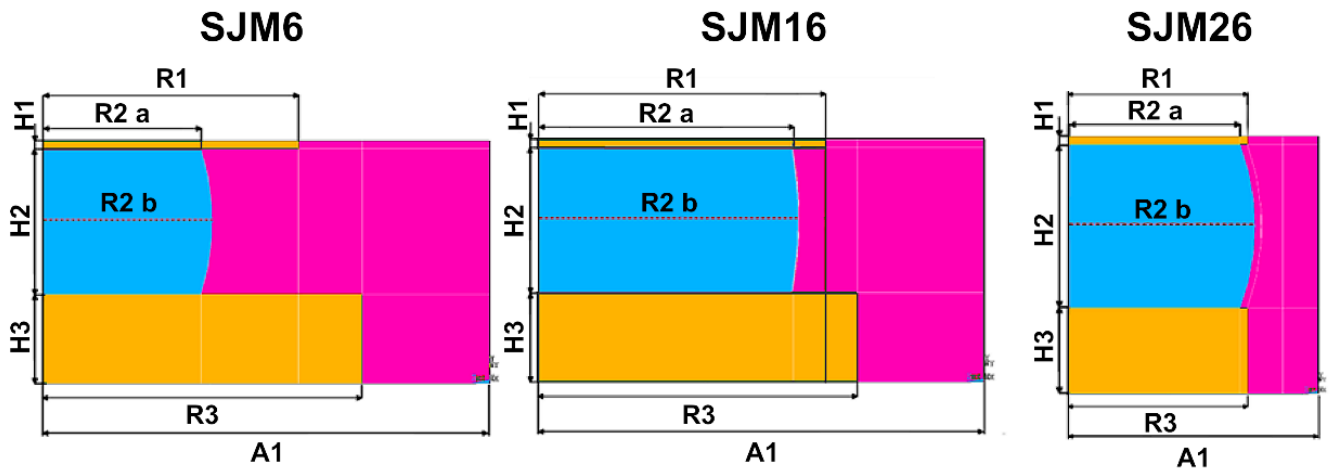
*do,i,1,anz_poly,1
    poly_shift(i,1)=a%i%
*enddo

tb,shift,MatID,1,anz_poly+1,user         ! Shiftfunktion als Polynom implementieren
tbdata,1,Tref_Poly                      ! Referenztemperatur für (T-Tr)

*do,j,1,anz_poly,1
    tbdata,j+1,poly_shift(j,1)          ! Polynom-Koeffis implementieren
*enddo
!=====
```

### Bemaßung des SJM:

In der unteren Abbildung ist der jeweilige Aufbau der einzelnen Single Joints in der Seitenansicht skizziert. Die entsprechenden Bemaßungen sind der Tabelle zu entnehmen. Sie waren von der Professur vorgegeben.



**Abbildung:** Bemaßungen der einzelnen SJM (Viertelmodell)

**Tabelle:** Bemaßung der SJM in der Test Matrix

Bemaßung [um]				
Bezeichnung	Beschreibung	SJM6	SJM16	SJM26
A1	halbe Pitchlänge (Underfill)	175	175	87.5
H1	Höhe oberes Kupferpad	3	3	3
H2	Höhe Lot	57	57	57
H3	Höhe unteres Kupferpad	35	35	30
R1	Radius oberes Kupferpad	100	112.5	62.5
R2 a	Radius Interface Kupferpad-Lot	61.75	100	60
R2 b	Radius Lotkugel	66	102.5	65
R3	Radius unteres Kupferpad	125	125	62.5
Volumenanteil				
Lot		6.4%	15.9%	26.0%
Kupfer		15.6%	15.8%	14.7%
Underfill		78.0%	68.3%	59.3%

**Daten-CD :**

Anbei befindet sich eine CD, auf der sich die Programmstruktur für das Batch Processing in Ansys, die jeweilige Vorlage zur Bestimmung des Effektivmaterials und der Auswertung des Thermal Cycling Tests in Excel für alle verwendeten Effektivmaterialien befinden.



## Eidesstattliche Erklärung<sup>\*</sup>

	<p><b><u>Bitte Ausfüllhinweise beachten:</u></b></p> <p>1. Nur Block- oder Maschinenschrift verwenden.</p>
--	--

Ich erkläre an Eides statt, gegenüber der Technischen Universität Chemnitz, dass ich die vorliegende \_\_\_\_\_ selbstständig und ohne Benutzung anderer als der angegebenen Quellen und Hilfsmittel angefertigt habe.

Diese Arbeit wurde in gleicher oder ähnlicher Form noch bei keinem anderen Prüfer als Prüfungsleistung eingereicht.

Datum: .....

Unterschrift: .....  
Antragsteller

---

<sup>\*</sup> Diese Erklärung ist der eigenständig erstellten Arbeit als Anhang beizufügen. Arbeiten ohne diese Erklärung werden nicht angenommen. Auf die strafrechtliche Relevanz einer falschen Eidesstattlichen Erklärung wird hiermit hingewiesen.