

TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN
Lehrstuhl für Carbon Composites

Analyse der Wärmeausdehnungs-Inkompatibilität bei Kleberverbindungen aus CFK, Stahl und Aluminium bei der Fertigung einer lackierten Karosserie

Robert Georg Dietrich

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Maschinenwesen der Technischen
Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart

Prüfer der Dissertation: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Klaus Drechsler
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Horst Baier

Die Dissertation wurde am 18.10.2017 bei der Technischen Universität München einge-
reicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 25.06.2018 angenommen.

Danksagung

Die vorliegende Arbeit ist während meiner Tätigkeit bei der BMW Group im Bereich Korrosionsschutz Prozesse, Verfahren in Zusammenarbeit mit dem Lehrstuhl für Carbon Composites der Technischen Universität München entstanden.

Ein herzlicher Dank geht an Herrn Prof. Dr.-Ing. Klaus Drechsler, Leiter am Lehrstuhl für Carbon Composites an der Technischen Universität München, für die Betreuung und Übernahme des ersten Gutachtens dieser Dissertation. Im Speziellen bedanke ich mich an dieser Stelle bei Herrn Dr. Hannes Körber für den konstruktiven Gedankenaustausch sowie die fachliche Betreuung seitens des Lehrstuhls für Carbon Composites. Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Horst Baier möchte ich mich recht herzlich für die Übernahme des zweiten Gutachtens bedanken. Herrn Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart danke ich vielmals für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Für die Unterstützung und wissenschaftliche Freiheit während meiner Zeit als Doktorand bei der BMW Group möchte ich mich vor allem bei meinem Betreuer Herrn Dr. Alexander Troll aufrichtig bedanken. Zusätzlich danke ich allen Kollegen und den von mir betreuten Studenten, die aktiv zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Kurzfassung

Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe sowie Aluminium weisen ein erhebliches Leichtbaupotenzial gegenüber Stahl auf und werden daher zunehmend in Fahrzeugkarosserien eingesetzt. Im konventionellen Fertigungsprozess von Mischbau-Karosserien mit Lackiererei-Trocknerprozessen und Temperaturen um 185 °C entstehen dabei aufgrund der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten Relativverschiebungen im Fügeflansch. In Kombination mit warmhärtenden Klebstoffen resultieren Spannungen, die eine Schädigung der Klebverbindung oder Bauteilverformungen verursachen können. Dieser Effekt wird als Delta-Alpha-Problematik bezeichnet und zusätzlich durch Temperaturdifferenzen der Fügepartner verstärkt.

Im Gegensatz zu Stahl und Aluminium ist das thermische Dehnungsverhalten von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen anisotrop und maßgebend vom Laminataufbau abhängig. Sowohl in unidirektionalen als auch multiaxialen Laminaten ist dabei ein erheblicher Einfluss der Temperatur und speziell der Glasübergangstemperatur T_G auf den thermischen Ausdehnungskoeffizienten im Bereich von 23 °C bis 200 °C festzustellen. Die Übereinstimmung der Berechnung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten nach dem linearen Elastizitätsgesetz sowie der klassischen Laminattheorie zeigt eine gute Übereinstimmung bis T_G . Bei höheren Temperaturen sind erhebliche Abweichungen festzustellen.

Das Klebstoffsystem bildet die zweite wichtige Stellgröße für die Entstehung von thermisch induzierten Spannungen im Klebflansch. Durch Experimente an Klebverbindungen mit steifen Fügepartnern und Relativverschiebungen in Zug- und Schubrichtung kann sowohl die Entstehung von Spannungen während des Vernetzungsprozesses charakterisiert sowie die resultierende Festigkeit bestimmt werden. Auf Basis dieser Erkenntnisse werden die Anforderungen an mischbauoptimierte Klebstoffsysteme definiert und neue Klebstoffsysteme entwickelt.

In einer dreistufigen Hardwareabsicherung aus Labor-, Komponenten- und Karosserieversuchen wird der Zusammenhang der wichtigsten Einflussfaktoren der Delta-Alpha-Problematik analysiert und validiert. Dabei werden in bauteilähnlichen Experimenten Mischbauklebungen aus Fügepartnern mit unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten sowie verschiedenen Klebstoffsystemen untersucht. Zur Bewertung werden die Relativverschiebung sowie die Dehnung im Fügeverbund während des Vernetzungsprozesses der Klebstoffe bestimmt. In Karosserieversuchen werden die Erkenntnisse unter der Prämisse Multi-Material gerechter Lackiererei-Trocknerprozesse bestätigt.

Zur Vorhersage von adhäsivem Klebstoffversagen sowie Bauteilverformungen in Karosserien während des Fertigungsprozesses wird eine FEM-Simulation mit zwei unterschiedlich komplexen Klebstoffmodellen durchgeführt. Oberhalb der Glasübergangstemperatur wird ein Modell der Viskoelastizität mit dehnungsbasierten Versagenskriterien verwendet, unterhalb von T_G wird elasto-plastisches Materialverhalten nach einem Modell von Schlimmer/Mahnken dargestellt.

Abstract

Carbon fiber reinforced plastics and aluminum have a significant lightweight potential compared to steel and therefore, they are increasingly being used in car bodies. In conventional manufacturing processes of multimaterial car bodies with paintshop oven processes and temperatures of 185 °C, relative displacements arise in the joined flange due to different coefficients of thermal expansion. In combination with warm-curing adhesives, stresses arise in the joined flange which could induce adhesive failure or deformation of the bonded parts. This effect is referred as delta-alpha-difficulties and additionally reinforced by temperature differences of the joined parts.

In contrast to steel and aluminum, the thermal expansion behavior of carbon fiber reinforced plastics is anisotropic and governed by the laminate structure. In both unidirectional and multiaxial laminate a significant influence of the temperature and especially the glass transition temperature T_G on the thermal expansion coefficient in the range of 23 °C to 200 °C is observed. The agreement of calculating the thermal expansion coefficient due to the linear stress-strain relation as well as the classical laminate theory does show a good agreement until T_G . At higher temperatures, significant differences are observed.

The adhesive system is the second important variable for the emergence of thermal induced tensions in the joined flange. By experiments of bonded rigid joint partners with relative displacements in tensile and shear direction the emergence of tension during the curing process could be characterized and the resulting strength of the adhesive bond can be determined. Based on these results, the requirements to adhesives, optimized for multi-material-bonding are defined and verified.

In a three-level hardware testing of laboratory, component and car body experiments, the relationship of key factors influencing the delta-alpha-difficulties are being analyzed and validated. Therefore multi-material-bondings are examined on joining partners with different coefficients of thermal expansion and different adhesive systems in component-like experiments. For evaluation, the relative displacement and strain during the curing process of the adhesives is determined in the joined parts. In car bodies the results are finally confirmed under the premise of multi-material optimized paintshop oven processes.

For the prediction of adhesive failure and component deformation in car bodies during the manufacturing process, a FEM-Simulation with two different complex adhesive models is applied. Above glass transition temperature, a visco-elastic model with strain-based failure criteria is used; below T_G , elasto-plasticity by a model of Schlimmer/Mahnken is implemented.

Inhaltsverzeichnis

Danksagung	ii
Kurzfassung	iii
Nomenklatur	ix
Abkürzungsverzeichnis	xiii
1 Einleitung	1
2 Ziel der Arbeit	2
3 Stand der Wissenschaft und Technik	4
3.1 Delta-Alpha-Problematik während des Lackiererei-Trocknerprozesses.....	4
3.1.1 Grundlagen	4
3.1.2 Mechanische Eigenschaften von 1K-Klebstoffen während des Vernetzungsprozesses.....	5
3.1.3 Delta-Alpha-Problematik bei 1K-Mischbau-Klebung.....	7
3.1.4 Analyse resultierender Kräfte in gleitungsbeanspruchten Klebverbindungen	8
3.1.5 Analyse der Festigkeit in gleitungsbeanspruchten Klebverbindungen	13
3.1.6 Analyse der Gleitungsbeanspruchung gezielt modifizierter 1K-Klebstoffe	16
3.1.7 Einflussfaktoren der Delta-Alpha-Problematik.....	20
3.2 Thermisches Dehnungsverhalten von Faserverbundwerkstoffen	21
3.2.1 Kohlenstofffasern	21
3.2.2 Epoxidharz-Matrixsysteme.....	22
3.2.3 UD-Lamine	23
3.2.4 [$\pm\omega$]-Lamine	25
3.2.5 MD-Lamine	29
3.2.6 Faservolumengehalt und Reaktionsumsatz	30
3.3 Karosserie-Leichtbau in der automobilen Serienfertigung	32
3.3.1 Aluminium.....	32
3.3.2 Faserverbundwerkstoffe	35
4 Prüfmethode, Versuchseinrichtungen und Werkstoffe	38
4.1 Dilatometermessungen	38
4.1.1 Prüfkonzept und Versuchsaufbau.....	38
4.1.2 Prüfkörper und Materialien	39

4.1.3	Probenvorbereitung und Versuchsdurchführung.....	41
4.2	Prozesssimulationsmaschine	41
4.2.1	Prüfkonzept und Versuchsaufbau.....	41
4.2.2	Prüfkörper und Materialien	42
4.2.3	Probenvorbereitung und Versuchsdurchführung.....	44
4.3	Thermomechanische Analyseverfahren	46
4.3.1	DSC-Messung.....	46
4.3.2	TGA-Messung	47
4.3.3	DMA-Messung	47
4.4	Relativverschiebungsmessung	48
4.4.1	Prüfkonzept und Versuchsaufbau.....	48
4.4.2	Prüfkörper und Materialien	49
4.4.3	Probenvorbereitung und Versuchsdurchführung.....	50
4.5	Faseroptische Dehnungsmessung.....	50
4.5.1	Prüfkonzept und Versuchsaufbau.....	51
4.5.2	Prüfkörper und Materialien	52
4.5.3	Probenfertigung und Versuchsdurchführung	52
4.6	Zerstörende Prüfung	53
5	Thermischer Ausdehnungskoeffizient von Faserverbundwerkstoffen	54
5.1	Einfluss der Glasübergangstemperatur und Nachvernetzung	55
5.2	Epoxidmatrix	57
5.3	UD-Laminat	57
5.3.1	α_{11} und α_{22}	57
5.3.2	Einfluss Faservolumengehalt.....	58
5.3.3	Einfluss Grammatur.....	59
5.4	MD-Laminat	60
5.4.1	[± 45]-Laminat.....	60
5.4.2	[$\pm 45/0_3/\overline{0}$] _S -Laminat.....	61
5.4.3	[$\pm 45/0_3/\overline{90}$] _S -Laminat.....	61
5.5	Diskussion der Ergebnisse	62
6	Berechnung der thermischen Ausdehnungskoeffizienten	65
6.1	Experimentelle Bestimmung des E-Moduls.....	65
6.1.1	Epoxidmatrix	65
6.1.2	UD-Laminat.....	66
6.1.3	[± 45]-Laminat.....	67

6.2	Berechnungsgrundlage für Laminat	67
6.2.1	Größen der Grundelastizität der UD-Schicht	68
6.2.2	Lineares Elastizitätsgesetz der UD-Schicht	69
6.2.3	Wärmeausdehnungskoeffizient der UD-Schicht	70
6.2.4	Klassische Laminattheorie	71
6.3	Validierung der Berechnung	73
6.3.1	UD-Laminat	73
6.3.2	[±45]-Laminat	75
6.3.3	[±45/0 ₃ / $\overline{0}$] _S -Laminat	76
6.3.4	[±45/0 ₃ / $\overline{90}$] _S -Laminat	77
6.4	Diskussion der Ergebnisse	78
7	Festigkeit von Mischbauklebungen während des Vernetzungsprozesses	80
7.1	Festigkeit geklebter Zug- und Zugscherproben im KTL-Trocknerprozess	81
7.2	Einflussfaktoren auf die Festigkeit bei Relativverschiebungen in der Abkühlphase	83
7.2.1	Dimension und Orientierung der Relativverschiebung	83
7.2.2	Klebstoffsystem	86
7.2.3	Klebspaltdicke	89
7.2.4	Überlappungslänge	91
7.2.5	Abkühlrate	93
7.3	Einflussfaktoren bei Gleitungsbeanspruchungen modifizierter Epoxidklebstoffe	94
7.3.1	Glasübergangstemperatur	95
7.3.2	Elastizitätsmodul	98
7.3.3	Flexibilisierung	100
7.4	Diskussion der Ergebnisse	104
8	Bestimmung der Relativverschiebung und Dehnung in Mischbauklebungen	108
8.1	Einflussfaktoren auf die Relativverschiebung während des KTL-Trocknerprozesses	108
8.1.1	Laminataufbau CFK	110
8.1.2	Variation der Fügepartner	114
8.1.3	Klebstoffsystem	114
8.1.4	Klebspaltdicke	117
8.1.5	Bauteildimension	118
8.1.6	Maximaltemperatur	119
8.1.7	Folgetrockner	119

8.2	Einflussfaktoren auf die Dehnung während des KTL-Trocknerprozesses...	120
8.2.1	Klebspaltdicke	123
8.2.2	Bauteildimension	124
8.2.3	Klebstoffsystem	125
8.2.4	Laminataufbau CFK	125
8.3	Diskussion der Ergebnisse	127
9	Mischbauklebungen in Karosserien	131
9.1	Auslegung Material und Geometrie	131
9.2	Auslegung Multimaterial-Trocknerprozess.....	136
10	FEM Simulation	140
10.1	Validierung mit Laborprüfkörpern.....	142
10.1.1	Vergleich Simulation und Experiment bei konstanter Temperatur..	142
10.1.2	Vergleich Simulation und Experiment bei Gleitungsbeanspruchungen in der Abkühlphase	143
10.2	Validierung mit Komponentenversuchen.....	144
10.3	Diskussion der Ergebnisse	146
11	Zusammenfassung und Ausblick	147
A.	Anhang	150
a.	Abbildungsverzeichnis	150
b.	Tabellenverzeichnis.....	160
c.	Betreute Studienarbeiten	161
	Literaturverzeichnis	162

Nomenklatur

Formelzeichen	Einheit	Kurzbezeichnung
$[A]$	N/mm	Scheiben-Steifigkeitsmatrix
$[A]^{-1}$	mm/N	Nachgiebigkeitsmatrix des MSV
d_k	mm	Klebspaltdicke
E^*	MPa	Komplexer E-Modul
E'	MPa	Speichermodul
E''	MPa	Verlustmodul
$E_{f\parallel}$	MPa	E-Modul der Faser in Faserorientierung
$E_{f\perp}$	MPa	E-Modul der Faser senkrecht zur Faserorientierung
E_{\parallel}	MPa	Längs-Elastizitätsmodul einer UD-Schicht
E_{\perp}	MPa	Quer-Elastizitätsmodul einer UD-Schicht
E_m	MPa	E-Modul der Matrix
G	MPa	Schubmodul
$G_{\perp\parallel}$	MPa	Quer-Längs-Schubmodul einer UD-Schicht
$G_{f\perp\parallel}$	MPa	Quer-Längs-Schubmodul der Faser
G_m	MPa	Schubmodul der Matrix
L_0	mm	Ausgangslänge
\hat{n}_x	N/mm	Parallel-Normalkraftfluss im MSV
\hat{n}_y	N/mm	Senkrecht-Normalkraftfluss im MSV
\hat{n}_{xy}	N/mm	Parallel-Senkrecht-Schubfluss im MSV
$[Q]$	MPa	Steifigkeitsmatrix
\bar{Q}_{xy}	MPa	Schichtsteifigkeit im globalen Koordinatensystem
$[S]$	MPa ⁻¹	Scheiben-Nachgiebigkeitsmatrix im MSV

S_{xy}	MPa^{-1}	Koppel-Koeffizient der Nachgiebigkeitsmatrix
T	$^{\circ}\text{C}$	Temperatur
T	s	Zeit
t_k	mm	Schichtdicke der Einzelschichten
$\tan \delta$	-	Verlustfaktor
ΔL	mm	Längenänderung
ΔT	$^{\circ}\text{C}$	Temperaturänderung

Griechische Buchstaben

α	K^{-1}	Thermischer Ausdehnungskoeffizient
$\alpha_{11}, \alpha_{\parallel}$	K^{-1}	Thermischer Ausdehnungskoeffizient in Faserorientierung
$\alpha_{22}, \alpha_{\perp}$	K^{-1}	Thermischer Ausdehnungskoeffizient senkrecht zur Faserorientierung
$\alpha_{f\parallel}$	K^{-1}	Thermischer Ausdehnungskoeffizient der Faser parallel zur Faserorientierung
$\alpha_{f\perp}$	K^{-1}	Thermischer Ausdehnungskoeffizient der Faser senkrecht zur Faserorientierung
α_m	K^{-1}	Thermischer Ausdehnungskoeffizient der Matrix
α_x	K^{-1}	Thermischer Ausdehnungskoeffizient der UD-Schicht
α_y	K^{-1}	Thermischer Ausdehnungskoeffizient der UD-Schicht
α_{xy}	K^{-1}	Thermischer Ausdehnungskoeffizient der UD-Schicht
γ	-	Gleitung
$\gamma_{\perp\parallel}$	-	Schiebung in der UD-Schicht

$\gamma_{\perp\perp}$	-	Gleitung in der UD-Schicht
γ_B	-	Klebschichtgleitung
γ_{xy}	-	Scheiben-Verzerrung in der UD-Schicht
$\hat{\gamma}_{xy}$	-	Scheiben-Verzerrung im MSV
ε_1	-	Dehnung in Faserrichtung
ε_2	-	Dehnung senkrecht zur Faserrichtung
ε_{\parallel}	-	Längsdehnung
ε_{\perp}	-	Querdehnung
ε_x	-	Verzerrung der Einzelschicht
ε_y	-	Verzerrung der Einzelschicht
$\hat{\varepsilon}_x$	-	Scheiben-Verzerrung im MSV
$\hat{\varepsilon}_y$	-	Scheiben-Verzerrung im MSV
$\nu_{\parallel\perp}$	-	Kleine Querkontraktionszahl einer UD-Schicht
$\nu_{\perp\parallel}$	-	Große Querkontraktionszahl einer UD-Schicht
$\nu_{f\parallel\parallel}$	-	Querkontraktionszahl der Faser in Faserorientierung
$\nu_{f\parallel\perp}$	-	Querkontraktionszahl der Faser senkrecht zur Faserorientierung
ν_m	-	Querkontraktion der Matrix
ρ_f	g/cm ³	Dichte der Faser
σ_1	MPa	Parallel Normalspannung
σ_2	MPa	Senkrecht Normalspannung
σ_3	MPa	Normalspannung in Dickenrichtung
$\tau_{\parallel\perp}$	MPa	Parallel-Senkrecht-Schubspannung
$\tau_{\perp\parallel}$	MPa	Schubspannung in Dickenrichtung

$\tau_{\perp\perp}$	MPa	Schubspannung in Dickenrichtung
τ_B	MPa	Schubfestigkeit
ν	-	Dehnung
φ	-	Relativer Faservolumengehalt
ω	°	Faserorientierungswinkel

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Bezeichnung
BMW	Bayerische Motorenwerke
C-Faser	Kohlenstofffaser
CFK	Kohlenstofffaser verstärkter Kunststoff
CLT	Klassische Laminattheorie
CO ₂	Kohlenstoffdioxid
DMA	Dynamisch-Mechanische-Analyse
DSC	Differential-Scanning-Calorimetry
E1a - E6b	Klebstoff E1a – Klebstoff E6b
E-Modul	Elastizitätsmodul
EP	Epoxid
EU	Europäische Union
FE	Finite Elemente
FEM	Finite Elemente Methode
FVG	Faservolumengehalt
FVK	Faserverstärkter Kunststoff
G-Faser	Glasfaser
HT	High Tensity (hochfeste C-Faser)
KTL	Kathodischer Tauchlack
Laminat	Verbund mehrerer, übereinander gestapelter Einzelschichten
Laminat-KOS	Laminat-Koordinatensystem
MD	Multidirektional
MSV	Mehrschichtverbund

PAN	Polyacrylnitril
PU	Polyurethan
RTM	Resin-Transfer-Moulding (Harzinjektionsverfahren)
S1 – S3	Klebstoff S1 – Klebstoff S3
Schicht-KOS	Schicht-Koordinatensystem
T _G	Glasübergangstemperatur
TGA	Thermogravimetrische Analyse
T _{Gel}	Gelpunkt
TMA	Thermomechanische Analyse
T _{max}	Maximaltemperatur
T _{RT}	Raumtemperatur
UD	Unidirektional
1K	Einkomponentig
1P-EP	Klebstoff 1P-EP
1P-EP2a – 1P-EP2f	Klebstoff 1P-EP2a – Klebstoff 1P-EP2f
2K	Zweikomponentig

1 Einleitung

Die Europäische Union hat 2012 ein Gesetz zur Beschränkung der maximalen CO₂-Emissionen aller neu zugelassen Kraftfahrzeuge in der EU verabschiedet. Der direkte Zusammenhang zwischen CO₂-Emissionen und Kraftstoffverbrauch erfordert demnach, den Flottenverbrauch aller Kraftfahrzeuge je Hersteller bis 2021 erheblich zu reduzieren. Zusätzlich zu EU, Japan und den USA haben auch weitere Länder wie China, Indien und Mexiko Flottenverbrauchsziele eingeführt [1].

Der Kraftstoffverbrauch ist direkt vom Fahrzeuggewicht abhängig und daher ist ein verringertes Gewicht ein erhebliches Potential zur Emissionsreduzierung [2]. Steigende Sicherheitsanforderungen sowie Komfort- und Infotainmentansprüche haben in der Fahrzeugentwicklung zu einer stetigen Zunahme des Gesamtfahrzeuggewichtes geführt. Ein höheres Gewicht von Karosserie, Antriebsstrang und Innenausstattung führt direkt zu einem Mehrgewicht in weiteren Baugruppen. Um dem Trend des steigenden Fahrzeuggewichtes entgegenzuwirken, sind primär die Leichtbaupotenziale der Karosserie zu nutzen, die bei Mittelklassefahrzeugen einen Gewichtsanteil von 40 % hat [1, 3].

In den vergangenen Jahren wurde das Karosseriegewicht durch hochfeste Stähle mit geringeren Materialstärken sowie dem Einsatz von Aluminium bei Anbauteilen, wie Türen und Klappen, bereits nachhaltig reduziert. Darauf aufbauend bietet die Integration von Aluminium sowie Faserverbundwerkstoffen in der Karosseriestruktur ein weiteres, erhebliches Leichtbaupotenzial. In der Fertigung dieser Multimaterial-Karosserien ist die Klebtechnik das vorherrschende Fügekonzept. Neben Vorteilen, wie der flächigen Kraftübertragung, der homogenen Spannungsverteilung sowie der Vermeidung von Korrosion, bietet die Klebtechnik vor allem die Möglichkeit, unterschiedliche Werkstoffe zu verbinden [4]. Derzeit im Karosseriebau verwendete, einkomponentige Epoxid-Strukturklebstoffe stellen den limitierenden Faktor hinsichtlich der Fügepartner für Leichtbauwerkstoffe in der Karosseriestruktur dar. Die Ursache sind Spannungen infolge unterschiedlicher Ausdehnungskoeffizienten der Fügepartner und Temperaturdifferenzen während des Vernetzungsprozesses im Trockner der kathodischen Tauchlackierung mit Temperaturen um 185 °C. Diese Beanspruchung während des Fertigungsprozesses kann zu reduzierten Festigkeiten bis hin zu adhäsivem Grenzflächenversagen der Klebverbindung führen. Darüber hinaus können Bauteilverformungen sowie Materialversagen der Fügepartner entstehen [5, 6, 7].

Um Multimaterial-Karosserien in konventionellen Fertigungsprozessen mit Lackiererei-Trocknern auszulegen, abzusichern und zu fertigen, ist ein umfassendes Verständnis der Delta-Alpha-Problematik erforderlich. Als wichtigste Stellgrößen sind die Werkstoffeigenschaften, Klebstoffsysteme, Konstruktion und Prozess zu analysieren sowie konzeptionelle Lösungsansätze zur Reduzierung oder Vermeidung von Wärmespannungen zu erarbeiten.

2 Ziel der Arbeit

Die Delta-Alpha-Problematik bei Klebverbindungen mit warmhärtenden Klebstoffen wird im Wesentlichen durch den thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Fügepartner, das Klebstoffsystem, den Temperaturverlauf während des Lackiererei-Trocknerprozesses und geometrische Bedingungen, wie die Bauteildimension oder die Klebspaltdicke, beeinflusst.

Der thermische Ausdehnungskoeffizient kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe CFK ist direkt abhängig von der Faserorientierung und der Temperatur. Dabei wird in der Literatur nahezu ausschließlich der Temperaturbereich bis zur Glasübergangstemperatur T_G beschrieben. Dementsprechend ist der thermische Ausdehnungskoeffizient von unidirektionalen UD- sowie multidirektionalen MD-Laminaten im Temperaturbereich von 23 °C bis 200 °C und somit auch deutlich oberhalb von T_G in Dilatometermessungen zu bestimmen. Die Validierung der analytischen Berechnung nach dem linearen Elastizitätsgesetz sowie der klassischen Laminattheorie mit den experimentellen Kennwerten vervollständigen dieses Kapitel.

Die unterschiedliche Ausdehnung der Fügepartner in einer Karosserie während des Lackiererei-Trocknerprozesses führt zu Spannungen, reduzierten Festigkeiten sowie adhäsivem Versagen der Klebverbindung. Derzeit existieren keine standardisierten Prüfmethoden, um Mischbauklebungen zu analysieren. Daher sind geeignete Prüfkonfigurationen zu entwickeln, um den Einfluss von Relativverschiebungen während des Vernetzungsprozesses auf die Festigkeit von Klebverbindungen zu analysieren. Diese Experimente werden an steifen Fügepartnern in Zug- und Schubrichtung durchgeführt. Basierend darauf sollen zudem die Anforderungen an mischbauoptimierte Klebstoffe erarbeitet und abgesichert werden.

Laut aktuellem Stand der Technik ist es nicht möglich, Spannungen in Mischbauverbindungen mit warmhärtenden Klebstoffen infolge der Delta-Alpha-Problematik während des Vernetzungsprozesses messtechnisch zu bestimmen. Daher ist es das Ziel, durch die Bestimmung von Relativverschiebungen sowie Dehnungen in Mischbauklebungen den Einfluss der wichtigsten Stellgrößen zu charakterisieren. Dies sind unter anderem der thermische Ausdehnungskoeffizient der Fügepartner, das Klebstoffsystem sowie die Bauteildimension.

Zudem sollen im Rahmen einer dreistufigen Hardwareabsicherung die Ergebnisse aus den Labor- und Komponentenversuchen an gesamten Karosserien im realen Fertigungsprozess validiert werden. Hierbei erfolgt die Bewertung anhand von Verformungen sowie adhäsivem Versagen der Klebschicht. Zusätzlich ist ein mischbauoptimiertes Temperaturprofil für die Lackiererei-Trocknerprozesse zu entwickeln.

Um den Aufwand von Experimenten zu reduzieren, werden zunehmend FEM-Simulationen durchgeführt. Die Berechnung von Klebverbindungen in Karosserien während des

Lackiererei-Trocknerprozesses steht vor der Herausforderung umfangreicher Datenmodelle und langer Prozesszeiten. Gleichzeitig ist eine hohe Qualität der Ergebnisse zur Prognose von adhäsivem Klebstoffversagen sowie von Bauteilverformungen erforderlich. Ziel ist es, in Abhängigkeit der Temperatur mit zwei unterschiedlich komplexen Modellierungen des Klebstoffes, zu arbeiten. Die Kombination aus einem viskoelastischem Modell mit dehnungsbasierten Versagenskriterien oberhalb von T_G sowie die Implementierung von elasto-plastischem Materialverhalten mit isotroper Verfestigung nach Schlimmer/Mahnken unterhalb der Glasübergangstemperatur bietet ein Optimum aus Recheneffizienz und einer guten Übereinstimmung mit dem realen Bauteil.

Zu Beginn dieser Arbeit wird in Kapitel 3 der Stand der Forschung und Technik sowie in Kapitel 4 die verwendeten Materialien, Prüfkonzepte und Prüfmethoden vorgestellt. Im experimentellen Teil in Kapitel 5 wird das thermische Dehnungsverhalten von CFK-Laminaten in Abhängigkeit der Faserorientierung, der Grammatur sowie des Faservolumenanteiles an UD- und MD-Laminaten bestimmt und anschließend in Kapitel 6 mit der Berechnung nach dem linearen Elastizitätsgesetz sowie der klassischen Laminattheorie abgeglichen. In Kapitel 7 wird die Festigkeit von Epoxid-Strukturklebstoffen während des Vernetzungsprozesses in Abhängigkeit von Relativverschiebungen in Zug- und Schubrichtung in der Abkühlphase analysiert. Zusätzlich sind die Anforderungen an mischbauoptimierte Klebstoffe zu erarbeiten und abzusichern. Die Erkenntnisse zum thermischen Dehnungsverhalten von CFK-Laminaten aus Kapitel 5 sowie den Klebstoffeigenschaften während des Vernetzungsprozesses aus Kapitel 7 bilden die Grundlage für die Komponentenversuche mit Mischbauklebungen aus CFK, Stahl und Aluminium in Kapitel 8. Zur Charakterisierung der wichtigsten Stellgrößen der Delta-Alpha-Problematik wird die Relativverschiebung sowie Dehnung im Verbund während des Vernetzungsprozesses der Klebstoffe im Trockner der kathodischen Tauchlackierung bestimmt. Der experimentelle Teil wird durch die Analyse von adhäsivem Klebstoffversagen sowie Bauteilverformungen an einem CFK-Stahl-Hybridverbund sowie einem CFK-Bauteil in einer Stahlkarosserie in Kapitel 9 vervollständigt. Abschließend wird in Kapitel 10 ein FE-Modell zur Bestimmung von adhäsivem Klebstoffversagen sowie von Bauteilverformungen in Karosserien während des Lackiererei-Trocknerprozesses dargestellt und mit den Experimenten aus Kapitel 7 und Kapitel 8 validiert.

3 Stand der Wissenschaft und Technik

Im folgenden Kapitel wird zu Beginn auf die Delta-Alpha-Problematik und die damit im Zusammenhang stehende Festigkeit von Klebverbindungen während des Trocknerprozesses der kathodischen Tauchlackierung KTL eingegangen. Anschließend wird ein Überblick der Literatur zum thermischen Dehnungsverhalten kohlenstofffaserverstärkter Kunststoffe gegeben und abschließend der Einsatz von Aluminium und CFK in aktuellen Fahrzeugkarosserien bewertet.

3.1 Delta-Alpha-Problematik während des Lackiererei-Trocknerprozesses

3.1.1 Grundlagen

In der automobilen Großserienfertigung durchlaufen die Karosserien nach dem Fügen der Einzelbauteile, wie beispielsweise einer Kombination aus Kleben und mechanischem Fügen, sowie dem Beschichten mit unterschiedlichen Lackmaterialien mehrere Lackiererei-Trocknerprozesse. Im Trockner der kathodischen Tauchlackierung herrschen Temperaturen um 185 °C. Dabei können in Karosserien aus Materialien mit unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten oder infolge von Temperaturdifferenzen, Relativverschiebungen in den Fügeflanschen entstehen. Die Delta-Alpha-Problematik bezeichnet dabei die Entstehung von Relativverschiebungen und in Kombination mit warmhärtenden Klebstoffen die daraus resultierende mechanische Beanspruchung der Klebverbindung und Fügepartner. Hierbei definiert der thermische Ausdehnungskoeffizient α die Längenänderung eines Werkstoffes ΔL in Bezug zur Ausgangslänge L_0 infolge einer Temperaturänderung ΔT (Formel (1)).

$$\alpha = \frac{\Delta L}{L_0 * \Delta T} [K^{-1}] \quad (1)$$

Jeder Werkstoff besitzt einen spezifischen thermischen Ausdehnungskoeffizienten. Im Gegensatz zu Stahl und Aluminium mit einem isotropen Dehnungsverhalten, ist der Ausdehnungskoeffizient bei Faserverbundwerkstoffen stark von der Faserorientierung, der Matrix und der Temperatur abhängig. Im Speziellen wird die thermische Dehnung des Gesamtverbundes durch die Glasübergangstemperatur des verwendeten Harzsystems beeinflusst. Tab. 1 gibt einen Überblick der stark variierenden, nichtlinearen thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Stahl, Aluminium sowie CFK im Temperaturbereich von 23 °C bis 200 °C, worauf in Kapitel 5 näher eingegangen wird. Dabei beschreibt α_{11} den Ausdehnungskoeffizienten eines unidirektionalen Laminates in Faserorientierung, α_{22} die Ausdehnung senkrecht zu den Fasern. Multidirektionale Laminare beinhalten unterschiedliche Faserorientierungen.

Tab. 1: Thermische Ausdehnungskoeffizienten von Stahl, Aluminium und CFK im Temperaturbereich von 23 °C – 200 °C

Werkstoff	Typ	α [$E^{-06}K^{-1}$]
Stahl	DC01	11.5 – 13.1
Aluminium	AlMg3F18	22 – 25
C-Faser	HT	-1.0 – 0.5
Epoxidharz	2K-EP	45 – 200
CFK UD α_{11}	C-Faser, EP-Harz	-0.5 – 1.5
CFK UD α_{22}	C-Faser, EP-Harz	37 – 65
CFK MD	C-Faser, EP-Harz	-1.0 – 29

3.1.2 Mechanische Eigenschaften von 1K-Klebstoffen während des Vernetzungsprozesses

Warmhärtende Epoxidklebstoffe vernetzen während des KTL-Trocknerprozesses in Abhängigkeit der Zeit und Temperatur. Bis zum Erreichen des Gelpunktes T_{Gel} ist der Klebstoff viskos. Im Temperaturbereich des Gelpunktes findet schließlich die maximale Vernetzungsreaktion statt und es liegen erstmals dreidimensionale Vernetzungsstrukturen vor. Ab diesem Zeitpunkt, der durch die Reaktionskinetik des Klebstoffes und die Temperaturführung beeinflusst wird, ist erstmals eine Kraftübertragung in der Klebschicht möglich [7].

Zur Bestimmung der Festigkeit einer Klebverbindung während des Vernetzungsprozesses werden in der Arbeit von Hüsgen [5] Zugscherversuche zu unterschiedlichen Zeitpunkten des KTL-Trocknerprozesses durchgeführt. Es wird die Schubfestigkeit τ_B , die Klebschichtgleitung γ_B und der Schubmodul G bestimmt (Abb. 3-1). Nachdem der Gelpunkt erreicht wird, steigen die Klebfestigkeit und der Schubmodul bei weiterer Temperaturerhöhung bis zum Abschluss der Vernetzungsreaktion an, während die Gleitung geringer wird. In der anschließenden isothermen Haltephase des KTL-Trockners ist bis zum Erreichen der Abkühlphase nur ein leichter Anstieg des Schubmoduls festzustellen. Infolge der sinkenden Temperaturen in der Abkühlphase steigen die Klebfestigkeit, der Schubmodul und die Klebschichtgleitung bis zum Glasübergangsbereich an. Im Glasübergangsbereich wechselt der Klebstoff schließlich von entropie-elastischem in energie-elastisches Materialverhalten. Im entropie-elastischen Zustand ist das Verhalten von Klebstoffen annähernd elastisch. Ein ausschließlich elastisches Verhalten ist bei polymeren Werkstoffen jedoch nicht möglich, da immer ein unterschiedlich stark ausgeprägtes viskoses Fließen auftritt. Dies wird durch die reversible Änderung der Schwingungs- und

Rotationszustände der Atome sowie der Moleküle bei Be- und Entlastung des Werkstoffes verursacht. Im energie-elastischen Bereich ist eine plastische Verformung zu erkennen. Ab Beginn dieser Phase ist eine deutliche Abnahme der Gleitung bei überproportionaler Zunahme der Festigkeit und Schubmodule festzustellen. Die Ursache liegt in den bei sinkenden Temperaturen geringeren Bewegungsmöglichkeiten der Makromoleküle zueinander und der damit verbundenen Zunahme der physikalischen Wechselwirkungskräfte der Polymere [5].

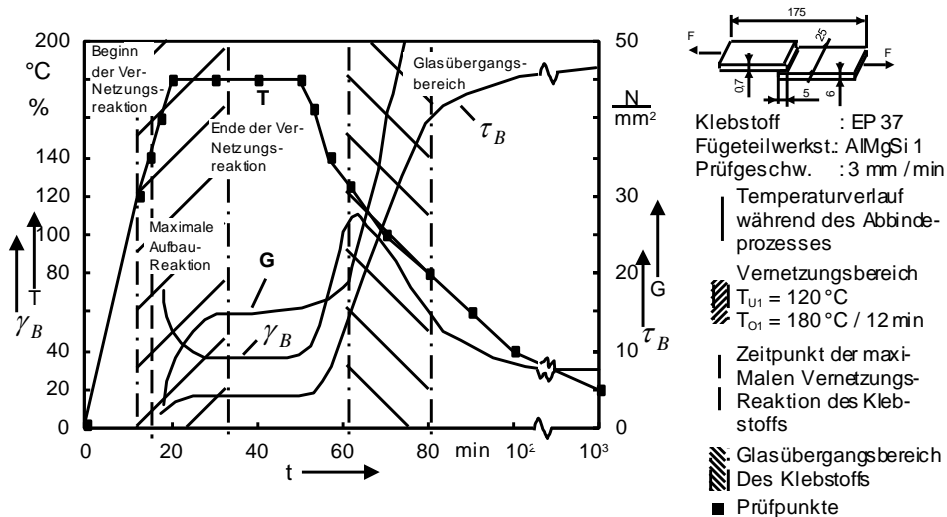


Abb. 3-1: Deformationsmechanische Kennwerte eines wärmehärtenden Epoxidklebstoffes während des Vernetzungsprozesses im KTL-Trockner nach [5]

Die Festigkeit einer Klebverbindung wird durch Adhäsions- und Kohäsionskräfte gebildet. Dabei beschreiben Adhäsionskräfte die Verbindung in der Grenzschicht des Klebstoffes zu den Fügepartnern. Kohäsionskräfte bestimmen die innere Festigkeit im Polymer und werden durch die Rezeptur des Klebstoffes und die Abbindebedingungen mitbestimmt. Die Kohäsionsfestigkeit basiert auf Anziehungskräften von Atomen beziehungsweise Molekülen innerhalb des Klebstoffes, wobei die hohe Festigkeit von Duromeren durch homöopolare und zwischenmolekulare Bindungen entsteht. Bei letzteren spielen vor allem Wasserstoffbrückenbindungen eine entscheidende Rolle. Mit zunehmender Temperatur sinkt die Kohäsionsfestigkeit infolge steigender Molekülbeweglichkeit und somit geringerem Molekülzusammenhalt.

Untersuchungen belegen, dass für die Entstehung von Adhäsionskräften sowohl chemische Bindungen als auch zwischenmolekulare Wechselwirkungen verantwortlich sind. Diese Wechselwirkungen zwischen Fügepartner und Klebstoff werden mit den Begriffen van der Waals-Kräfte, Ionenbindung, kovalente Bindung oder Komplexbindung beschrieben. Bei Klebverbindungen mit metallischen Fügepartnern wird neben den chemischen Bindungen zunehmend der Aufbau von physikalischen Verbindungen zwischen Fügepartner und Klebstoff postuliert. In diesem Zusammenhang wird der mikromechanischen Verklammerung zwischen Klebstoffpartikeln und der Oberfläche ein erheblicher Einfluss zugewiesen [5].

3.1.3 Delta-Alpha-Problematik bei 1K-Mischbau-Kle- bungen

Die temperatur- und zeitabhängige Festigkeit von wärmehärtenden, einkomponentigen 1K-Klebstoffen während des Vernetzungsprozesses hat einen entscheidenden Einfluss auf Klebverbindungen mit Materialien aus unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten. Dieser Prozess ist in fünf Phasen gegliedert (Abb. 3-2).

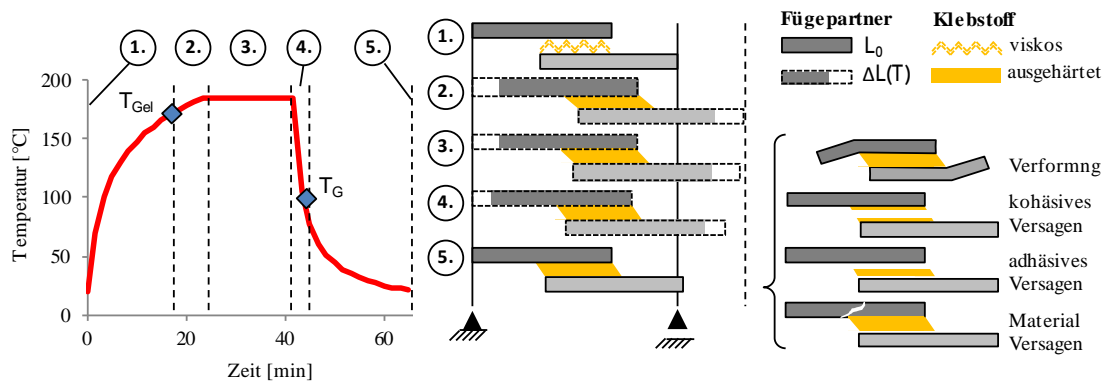


Abb. 3-2: Delta-Alpha-Problematik in einer Mischbauklebung

Die erste Phase beschreibt den Bereich, bis der Gelpunkt des Klebstoffes erreicht wird. Bis zu diesem Zeitpunkt ist in der Aufheizphase des KTL-Trockners in einer Mischbauklebung eine ungehinderte thermische Dehnung der Fügepartner möglich. Anschließend wird in der zweiten Phase durch eine zunehmende Kraftübertragung im Klebstoff die weitere Ausdehnung der Fügepartner behindert und es entsteht eine Gleitbeanspruchung γ infolge der Dehnung v im Klebspalt. Die Gleitung wird dabei auf die Dicke des Klebspaltes d_k bezogen und in Prozent angegeben, wobei für kleine Winkel gilt $\tan \gamma = \gamma$ (Formel (2)).

$$\tan \gamma = \frac{v}{d_k} \quad (2)$$

Während der dritten Phase, der isothermen Haltephase im KTL-Trockner, kann in Abhängigkeit der Klebstoffeigenschaften eine Relaxation von Relativverschiebungen erfolgen. In der anschließenden Abkühlphase hindert der inzwischen vollständig vernetzte Klebstoff die gedehnten Fügepartner schließlich daran, wieder in die Ausgangslänge zurückzukehren. In dieser Phase sind zusätzlich die Temperaturbereiche oberhalb (Phase vier) und unterhalb der Glasübergangstemperatur (Phase fünf) zu unterscheiden. Der Klebstoff ist oberhalb von T_G im entropie-elastischen Bereich. Erst nach dem Erreichen des energie-elastischen Bereiches unterhalb von T_G nimmt die Verformbarkeit des Klebstoffes ab und die Relativverschiebung der Fügepartner wird erheblich gehindert. Dadurch können Spannungen, Verformungen, adhäsives Grenzflächenversagen zu den Fügepartnern oder Materialversagen in den Fügepartnern entstehen.

3.1.4 Analyse resultierender Kräfte in gleitungsbeanspruchten Klebverbindungen

In den Untersuchungen von Hüsgen [5], Ewerszumrode [6] und Eichleiter [8] werden unterschiedliche Methoden zur Charakterisierung mechanischer Kennwerte von 1K-Epoxyd-Strukturklebstoffen, resultierender Kräfte und Gleitungen in Mischbauklebungen während des Vernetzungsprozesses im KTL-Trockner beschrieben. In [5, 6] werden einfach überlappte Zugscherprüfkörper nach DIN EN 1465 [9] analysiert, die während der Vernetzung durch Gleitungen beansprucht werden. Hierfür wird eine Versuchseinrichtung beschrieben, welche es ermöglicht, die Klebschicht mit unterschiedlich hohen Gleitungen zu beanspruchen. Die Position des Festlagers der beiden Prüfkörper definiert über die Summe der thermischen Ausdehnung die Bewegung in der Klebschicht (Abb. 3-3). In diesem Versuchsaufbau werden die resultierenden Zug- oder Druckkräfte infolge der thermischen Dehnung und inneren Spannungen in der Klebschicht während der Aushärtung erfasst.

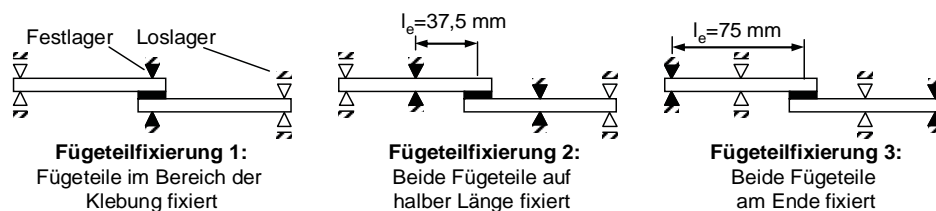


Abb. 3-3: Unterschiedliche Fixierung der Fügepartner zur Analyse der resultierenden Kräfte in Abhängigkeit der Gleitungsbeanspruchung während des Vernetzungsprozesses nach [5]

In [5, 8] werden zudem Einspannvorrichtungen für eine Universalprüfmaschine beschrieben, welche eine freie Regelung von Temperatur, Kraft und Weg der Zugscherprüfkörper ermöglichen. Um die Biegesteifigkeit zu erhöhen, wurden in [8] die Fügepartner modifiziert und durch U-Profile ersetzt (Abb. 3-4).

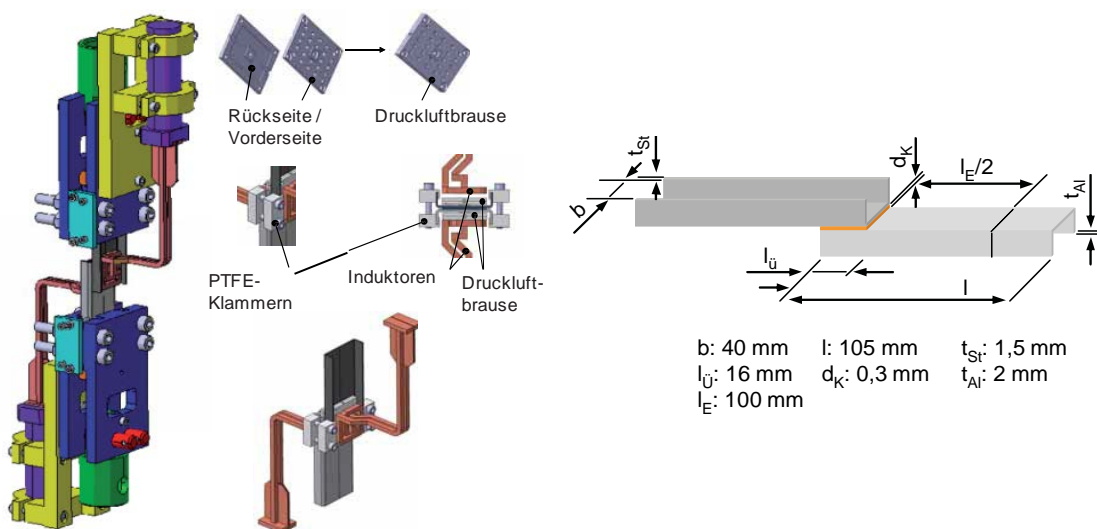


Abb. 3-4: Einspannvorrichtung für eine Universalzugprüfmaschine (links) und Fügepartner (rechts) zur Analyse von Gleitungsbeanspruchungen während des KTL-Trockners nach [8]

Der grundlegende Unterschied beider Konzepte ist, dass in einer Klebverbindung nach Abb. 3-3 die Kräfte aus der resultierenden thermischen Dehnung der Fügepartner entstehen, wobei mit einer Vorrichtung nach Abb. 3-4 Bewegungen und Kräfte von außen in das System induziert werden und daher von den Fügepartnern und dem Klebstoff unabhängig sind.

In Abb. 3-5 stellt Hüsgen [5] die resultierende Kraft an der Einspannung einer durch Gleitung beanspruchten Klebverbindung während des Vernetzungsprozesses mit einer Vorrichtung nach Abb. 3-3, Fügeteilfixierung 2 dar. Hierbei wird der Gelpunkt bereits während der Aufheizphase erreicht und somit entstehen Kräfte in Druckrichtung. Es ist anzumerken, dass die rheologischen Eigenschaften des Klebstoffes dabei unter anderem von der Beanspruchungsart, -dauer, -intensität und Temperatur abhängig sind. Auch der pastöse, unvernetzte Klebstoff besitzt demnach einen Schubmodul. Resultierende Kräfte infolge einer Gleitung im Klebstoff bei Temperaturen unterhalb des T_{Gel} sind aufgrund des äußerst geringen Schubmoduls so klein, dass diese nicht messtechnisch zu erfassen sind. Diese Kräfte können somit für den Spannungsaufbau, vor allem auch vor dem Hintergrund des ausgeprägten Relaxationsverhaltens unvernetzter Klebstoffe, in einer praxisorientierten Sichtweise vernachlässigt werden.

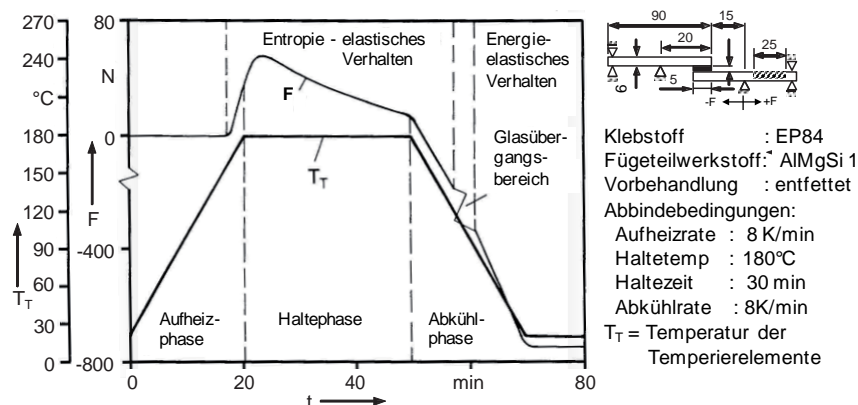


Abb. 3-5: Haltekraft an der Fügeteileinspannung während des Vernetzungsprozesses, Aufheiz- und Abkühlrate 8K/min nach [5]

Während der Haltephase werden die Kräfte aus der Aufheizphase infolge von Relaxationsprozessen, welche in Polymeren bei hohen Temperaturen beschleunigt ablaufen, reduziert. In der anschließenden Abkühlphase streben die Fügepartner danach, in ihre Ausgangslänge zurückzukehren und es entsteht eine entgegengesetzte Kraft. Dementsprechend nimmt die Kraft an der Einspannung der Fügepartner zu Beginn ab und nach dem Überschreiten des Null-Niveaus entsteht eine Kraft in Zugrichtung. Im Bereich der Glasübergangstemperatur ist zudem eine Änderung des Kraftverlaufes dargestellt. Bei Temperaturen oberhalb von T_G können Spannungen, die durch äußere Deformationen erzeugt wurden, zum größten Teil zeit- und temperaturabhängig durch innere Verformungen der Makromoleküle abgebaut werden. Unterhalb der Glasübergangstemperatur nimmt die Verformungsfähigkeit des Klebstoffes erheblich ab, während gleichzeitig die Festigkeit und der Schubmodul bedeutend ansteigen. Dementsprechend nimmt der Spannungsaufbau in der Klebschicht bei vergleichbarer Gleitung zu.

In der Untersuchung von Hüsgen [5] wird zusätzlich der Einfluss einer Gelpunktverschiebung auf die resultierenden Kräfte einer gleitungsbeanspruchten Klebung analysiert. Infolge einer langsameren Aufheizrate von 2 K/min gegenüber 8 K/min wird der Gelpunkt des Klebstoffes von 156 °C auf 134 °C verschoben. Das langsamere Aufheizen führt somit zur Vernetzung bei niedrigerer Temperatur in der Aufheizphase und dementsprechend ist die Kraft in Druckrichtung zu Beginn der Haltephase um 17 % höher als bei einer Aufheizrate von 8 K/min (Abb. 3-6). Somit ist die Kraft zu Beginn der Haltephase höher und das Nullniveau der Haltekräfte wird in der Abkühlphase erst später erreicht. Die kleinere Temperaturdifferenz bis zur Raumtemperatur verursacht damit geringere Kräfte in Zugrichtung und geringere Spannungen. Zusätzlich besteht bei einer langsameren Abkühlrate mehr Zeit für Relaxationsvorgänge bei höheren Temperaturen. Hierbei ist zu beachten, dass neben dem Spannungsaufbau auch der molekulare Polymeraufbau des Klebstoffes durch unterschiedliche Aufheiz- und Abkühlraten wesentlich beeinflusst wird [5].

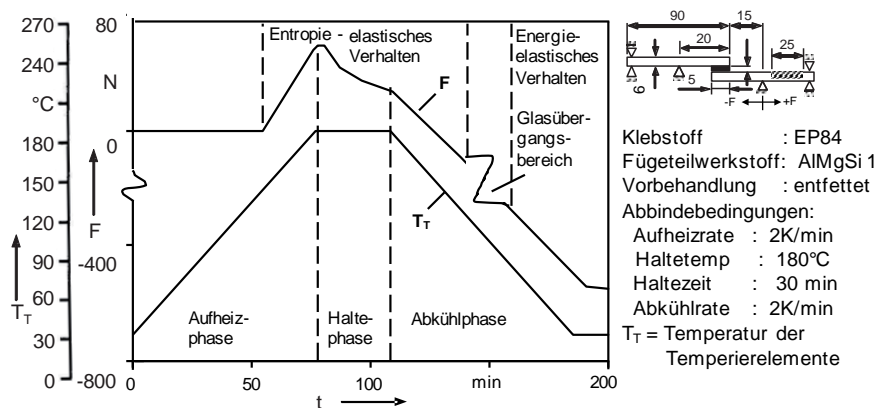


Abb. 3-6: Haltekräfte an der Fügeiteileinspannung während des Vernetzungsprozesses, Aufheiz- und Abkühlrate 2K/min nach [5]

In der Arbeit von Eichleiter [8] wird gegenüber den Versuchen von Hüsgen [5] die Gleitungsbeanspruchung in der Aufheiz- und Abkühlphase getrennt betrachtet und die resultierende Kraft bestimmt (Abb. 3-7). Hierzu werden Gleitungen im Bereich von 20 % bis 100 % in der Aufheizphase ab Erreichen des Gelpunktes mit dem Prüfkonzept aus Abb. 3-4 untersucht. Der Kraftanstieg zu Beginn der Aufheizphase wird durch die Reibung der PTFE-Spannklammern auf den Prüfkörpern beim Aufbringen der Relativverschiebung verursacht (Abb. 3-4). Auch in diesen Untersuchungen wird der Gelpunkt bereits während der Aufheizphase erreicht. Mit zunehmenden Gleitungen im Anschluss an T_{Gel} steigen die resultierenden Kräfte in der Klebschicht. Während der isothermen Haltephase werden die Kräfte infolge von Relaxationsprozessen wiederum reduziert. Dabei ist kein direkter Zusammenhang zwischen der Höhe der Kräfte zu Beginn und am Ende der Haltephase festzustellen und die Relaxationsvorgänge scheinen unabhängig vom Spannungszustand zu sein.

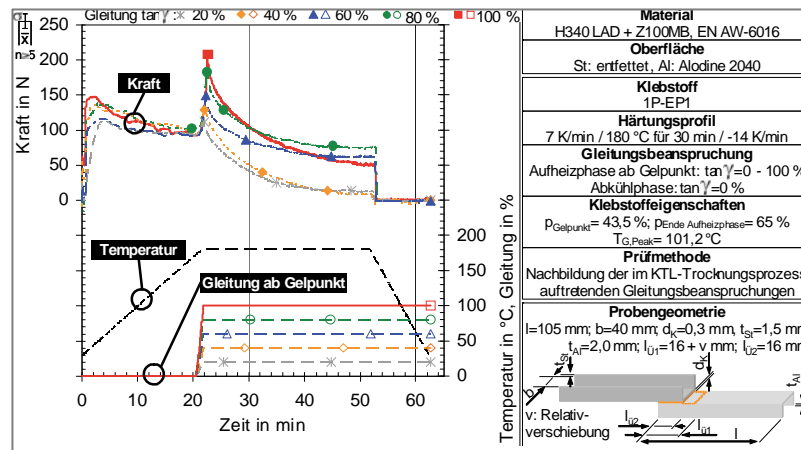


Abb. 3-7: Resultierende Kräfte bei verschiedenen Gleitungen in der Aufheizphase [8]

Bei einer Gleitungsbeanspruchung in der Abkühlphase von 20 % bis 100 % steigt erneut die resultierende Kraft bei höheren Beanspruchungen (Abb. 3-8). Im Bereich der Glasübergangstemperatur ist zusätzlich eine Änderung in der Steigung der Graphen, verursacht durch den zunehmenden Schubmodul des Klebstoffes, festzustellen. Bei einer Gleitungsbeanspruchung von 100 % ist bei der Hälfte der Proben ein Knick im Kraftverlauf bei 130 °C zu sehen. Dieser ist auf großflächiges partielles Versagen zurückzuführen und deutet darauf hin, dass der Klebstoff im Grenzbereich der ertragbaren Gleitungsbeanspruchung belastet wird.

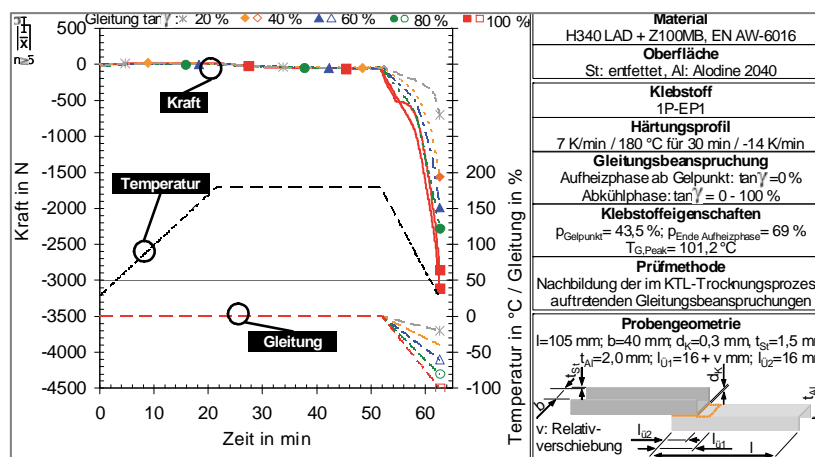


Abb. 3-8: Resultierende Kräfte bei verschiedenen Gleitungen in der Abkühlphase [8]

Sowohl [5] als auch [8] stellen fest, dass infolge von Relativverschiebungen Kräfte in der Klebschicht entstehen, sobald der Gelpunkt des Klebstoffes in der Aufheizphase erreicht wird. Der Gelpunkt des Klebstoffes kann dabei durch eine langsamere Aufheizphase zu geringeren Temperaturen verschoben werden. Hierdurch sind die resultierenden Kräfte aus der Aufheizphase größer. In der Abkühlphase entstehen entgegengesetzte Relativverschiebungen und Kräfte. Die Analyse, welchen Einfluss diese Kräfte während des Prozesses auf die Festigkeit der Klebverbindung hat, folgt im anschließenden Kapitel.

In Bezug auf Klebverbindungen in Fahrzeugkarosserien können die resultierenden Kräfte infolge von Relativverschiebungen während des Trocknerprozesses zu Spannungen in der Klebschicht sowie Verformungen der angrenzenden Bauteile führen. Entsteht diese Verformung vor dem vollständigen Vernetzen des Klebstoffes, ist diese meist irreversibel. Vor allem für den Einsatz von CFK mit einer Glasübergangstemperatur T_G unterhalb der Maximaltemperatur im KTL-Trockner um 185 °C , können hohe Kräfte oberhalb von T_G zu einer Verformung oder Schädigung führen. Ursache ist, dass die Steifigkeit der Epoxidmatrix oberhalb von T_G erheblich reduziert ist. Zudem kann der Effekt einer Gelpunktverschiebung des Klebstoffes infolge einer geringeren Aufheizrate einen entscheidenden Einfluss haben. Massive Bereiche in der Karosserie werden im KTL-Trockner erheblich langsamer aufgeheizt, als beispielsweise dünne Bleche der Außenhaut. Hierdurch kann der Gelpunkt in diesen Bereichen zu geringeren Temperaturen verschoben werden. Daraus resultiert eine höhere Temperaturdifferenz bis zur Maximaltemperatur und dementsprechend entstehen höhere Kräfte infolge von Relativverschiebungen. Deshalb sind bei der Auslegung des Temperaturprofils die kältesten Bereiche der Karosserie heranzuziehen, um den Gelpunkt des Klebstoffes auch in diesen Massivbereichen erst in der Haltephase des KTL-Trockners zu erreichen. Alternativ ist eine Anpassung der Reaktivität des Klebstoffes möglich.

Die Arbeit von [5] beschreibt Experimente an einfach überlappten Zugscherprüfkörpern. [8] verwendet Prüfkörper, die ähnlich einem U-Profil versteift sind. Die Fügeteildicke ist mit 1.5 mm bei Stahl und 2 mm bei Aluminium weiterhin verhältnismäßig gering. Bei Kräften von 3000 N infolge der Gleitungsbeanspruchung während des Vernetzungsprozesses ist von einer Verformung der Prüfkörper auszugehen. In Kombination mit der Steuerung der Relativverschiebung über den Traversenweg ist die resultierende Gleitung und Spannung in der Klebschicht nicht detailliert zu bestimmen. Ein Vorteil der Versuchseinrichtung nach [8] ist, dass eine variable Relativverschiebung unabhängig von der Temperatur aufgebracht werden kann. Allerdings ist es sowohl mit dieser Versuchseinrichtung als auch dem Prüfkonzepnt nach [5] nicht möglich, Zugversuche durchzuführen. Der Schubbeanspruchung wird im Zusammenhang mit der Delta-Alpha-Problematik ein wesentlich größerer Effekt zugewiesen, als der Zugbeanspruchung. Ursache sind die meist deutlich größeren Bauteildimensionen parallel zur Klebfläche. Dabei ist zu beachten, dass Klebstoffe während der Vernetzung im KTL-Trocknerprozess infolge von Zugbeanspruchungen wesentlich früher adhäsiv versagen, als bei Schubbeanspruchungen.

Das verwendete Prüfkonzepnt dieser Untersuchung ermöglicht es, sowohl Schub- als auch Zugversuche durchzuführen. Zusätzlich werden steife Prüfkörper verwendet und die Regelung der Relativverschiebung folgt einem Videoextensometer, welches die Bewegung direkt im Klebspalt erfasst.

3.1.5 Analyse der Festigkeit in gleitungsbeanspruchten Klebverbindungen

Um den Zusammenhang einer Gleitungsbeanspruchung während des Vernetzungsprozesses und der resultierenden Festigkeit zu bestimmen, werden in [5] die normierten Festigkeitswerte gleitungsbeanspruchter Klebverbindungen ermittelt. Hierfür wurde zu unterschiedlichen Zeitpunkten im Vernetzungsprozess eine Gleitung von 5 % bis 40 % aufgebracht, wobei die Zeitpunkte in Abhängigkeit der Reaktionskinetik des Klebstoffes gewählt sind (Abb. 3-9).

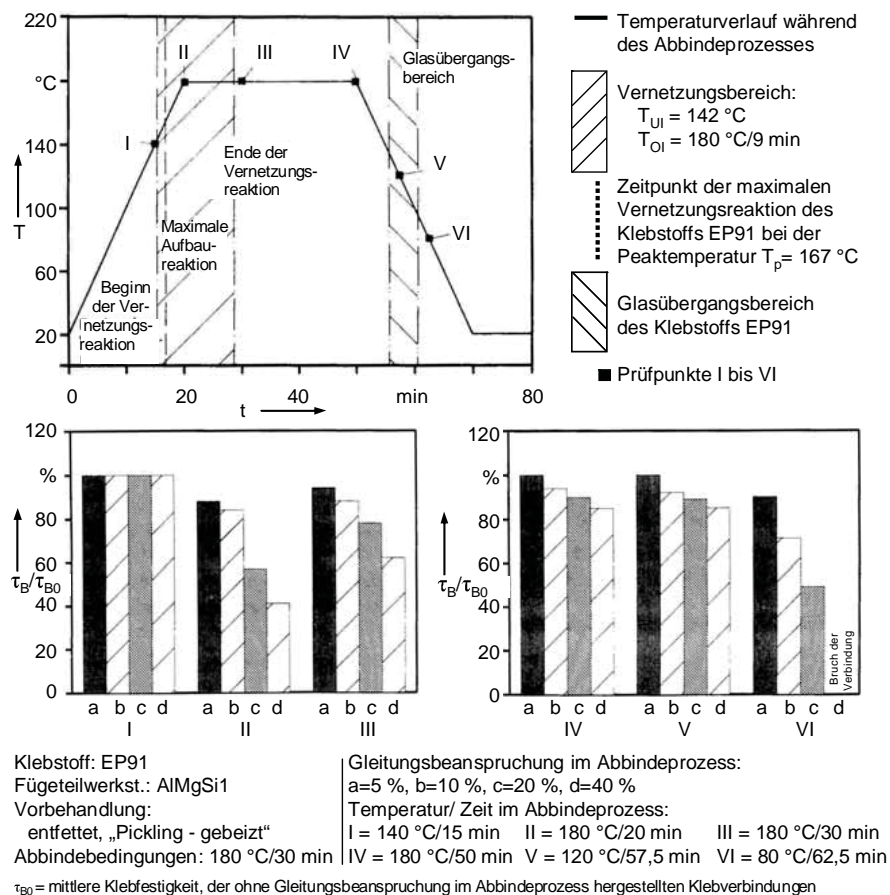


Abb. 3-9: Normierte Festigkeitswerte einer gleitungsbeanspruchten Klebverbindung nach [5]

Vor Beginn der maximalen Vernetzungsreaktion führt eine Gleitung demnach zu keiner Beeinträchtigung der Festigkeit (Abb. 3-9, I a - d). Der Aufbau der polymeren Matrix hat zu diesem Zeitpunkt noch nicht begonnen und die Deformation der Klebschicht führt nicht zu Spannungen in der Klebschicht. Hingegen hat bereits eine Gleitung von 5 % während des molekularen Klebschichtaufbaus einen Festigkeitsverlust von 12 % zur Folge (II a). Im direkten Vergleich einer Gleitung von 20 % zu unterschiedlichen Zeitpunkten reduziert diese die Festigkeit im Bereich der maximalen Vernetzung um 43 % (II c), nach zehn Minuten bei 180 °C um 22 % (III c) und am Ende der Haltephase um 10 % (IV c). Somit nehmen die Festigkeitsverluste mit zunehmender Vernetzung bei gleicher Gleitungsbeanspruchung ab.

Eine Gleitungsbeanspruchung von 20 % in der Abkühlphase verursacht bei 120 °C einen Festigkeitsverlust von 11 % (V c) im Vergleich zu einem Festigkeitsverlust von 51 % bei 80 °C (VI c). Demnach führen Gleitungsbeanspruchungen im entropie-elastischen Bereich zu deutlich geringeren Festigkeitsverlusten als im energie-elastischen Bereich. Dies gilt, falls die Vernetzungsreaktion zum Zeitpunkt der Bewegungen weitestgehend abgeschlossen ist.

Gegenüber den zuvor dargestellten Untersuchungen mit Gleitungsbeanspruchungen zu unterschiedlichen Zeitpunkten während des KTL-Trockners, werden nachfolgend Experimente mit konstanter Beanspruchung im gesamten Prozess beziehungsweise die getrennte Betrachtung von Aufheiz- und Abkühlphase beschrieben.

In [5] werden mit der Versuchseinrichtung in Abb. 3-3 durch die unterschiedliche Positionierung der Festlager Zugscherprüfkörper mit Gleitungsbeanspruchungen bis 70 % hergestellt. Gegenüber nicht vorgeschädigten Verbindungen führt eine zunehmende Gleitungsbeanspruchung dabei zu reduzierten Festigkeiten und Gleitungen bei gleichzeitig gestiegenem Schubmodul (Abb. 3-10). Als Begründung für den zunehmenden Schubmodul wird eine Ausrichtung der polymeren Makromoleküle angegeben. Ab einer Gleitungsbeanspruchung von 67 % ist adhäsives Grenzflächenversagen aufgetreten.

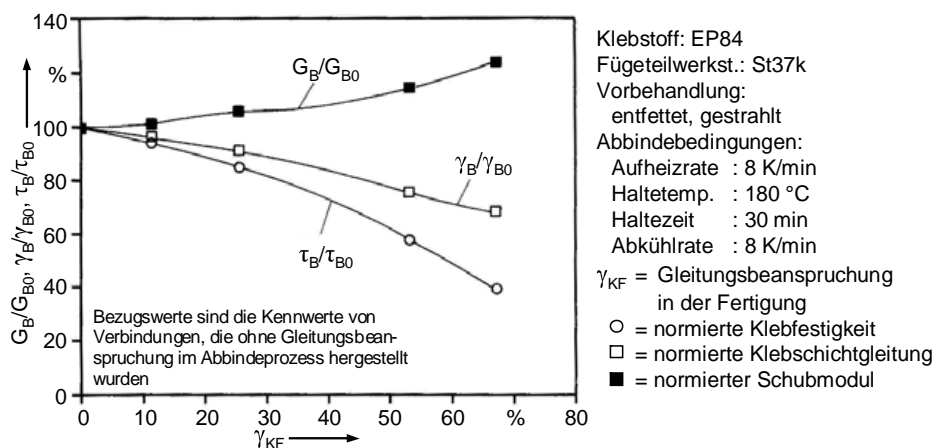


Abb. 3-10: Deformationsmechanische Kennwerte durch Gleitung geschädigter Klebungen nach [5]

Die Untersuchungen von Eichleiter [8] beinhalten eine getrennte Betrachtung von Gleitungen in der Aufheiz- und Abkühlphase sowie die Kombination davon. Demnach führen Gleitungen in der Aufheizphase von 40 % bis 100 % zu einer Reduzierung der Festigkeit von 7 % bis 14 % (Abb. 3-11). Zusätzlich ist in den Bruchbildern, ausgehend von kohäsivem Versagen, ein zunehmender Anteil an partiellen adhäsiven Versagensbereichen bei steigender Gleitung zu erkennen. Gleitungen in der Abkühlphase führen zu deutlich höheren Schädigungen und geringeren Festigkeiten. Bereits eine Gleitung von 20 % führt zu einem Festigkeitsverlust von 5 %. Auffällig ist auch, dass die Standardabweichung mit zunehmender Gleitung steigt. Vor allem Versuche mit 100 % Gleitung zeigen eine sehr hohe Varianz, da der Klebstoff im Grenzbereich belastet wird. Bei erhöhten Temperaturen ab 120 °C entsteht neben partiell grenzschichtnahem kohäsivem Versagen auch adhäsives Versagen.

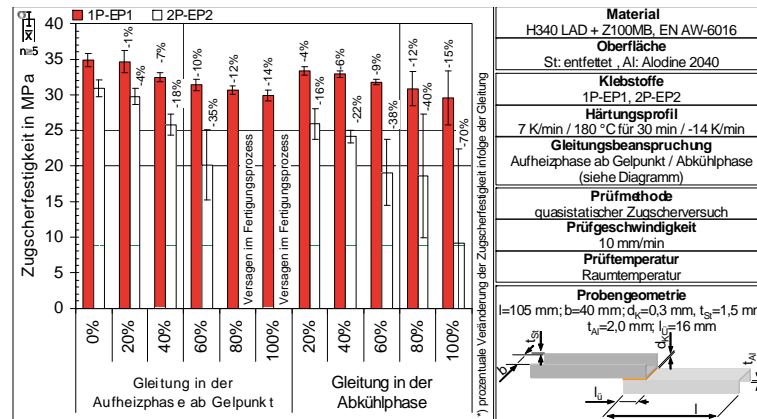


Abb. 3-11: Zugscherfestigkeit gleitungsbeanspruchter Klebverbindungen in Abhängigkeit der Gleitungsbeanspruchung in Aufheiz- und Abkühlphase [8]

Die Kombination einer Gleitungsbeanspruchung während der Aufheiz- und Abkühlphase führt zu einer erheblichen Reduzierung der Festigkeitswerte (Abb. 3-12) [8]. Demnach macht es allerdings mit dem Klebstoff 1P-EP keinen signifikanten Unterschied, ob die Gleitung zu 100 % in der Aufheizphase und 20 % in der Abkühlphase oder entgegengesetzt, also 20 % / 100 %, induziert wird. Einzig die Standardabweichung der Versuche mit Gleitungsbeanspruchung in der Abkühlphase ist erheblich größer.

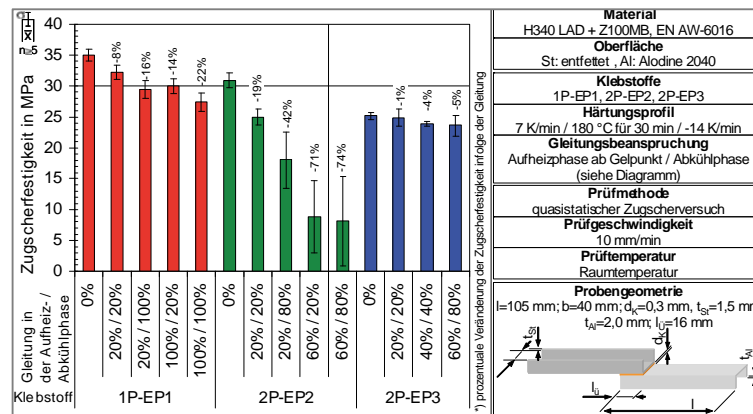


Abb. 3-12: Gleitungsbeanspruchung in Aufheiz- und Abkühlphase, quasistatische Festigkeit [8]

Weiterhin ist interessant, dass die Beanspruchung während der Gleitung stark davon abhängig ist, ob diese in der Aufheiz- oder Kühlphase aufgebracht wird (Abb. 3-13). Bei einer Gleitung von 100 % entsteht während der Aufheizphase eine Spannung von 0.8 MPa. In der Abkühlphase beträgt die Spannung bei gleicher Gleitung 4.2 MPa. Der Unterschied der quasistatischen Festigkeit dieser Prüfkörper ist mit - 14 % zu - 16 % gegenüber einer ungeschädigten Probe minimal. Allerdings ist eine deutlich größere Standardabweichung nach der Belastung mit 100 % in der Abkühlphase festzustellen. Insgesamt scheint es für die Festigkeit bei kombinierter Belastung keinen Unterschied darzustellen, ob die Gleitung während der Aufheiz- oder Abkühlphase induziert wird. Zusätzlich ist zu vermuten, dass die Höhe der Beanspruchung während der Gleitung nicht ausschlaggebend ist.

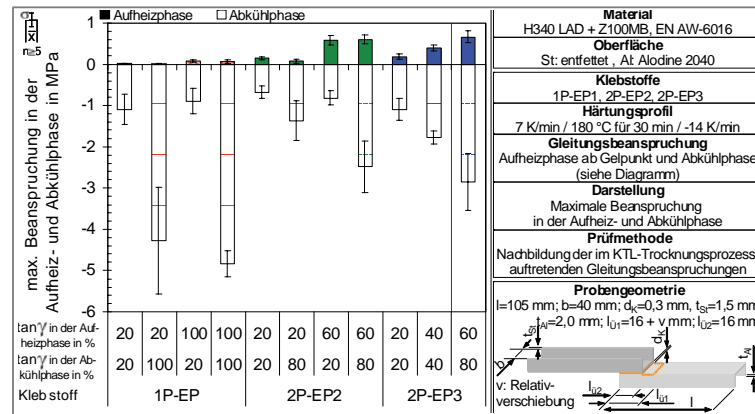


Abb. 3-13: Gleitungsbeanspruchung in Aufheiz- und Abkühlphase, maximale Klebschichtbeanspruchung während der Fertigung [8]

[5] beschreibt, dass eine Gleitungsbeanspruchung im Bereich der maximalen Vernetzungsreaktion des Klebstoffes zu einer erheblich reduzierten Festigkeit führt. Diese Situation entsteht, wenn der Gelpunkt des Klebstoffes bereits in der Aufheizphase erreicht wird und anschließend eine weitere Relativverschiebung erfolgt. Mit zunehmendem Vernetzungsgrad nimmt der Festigkeitsverlust infolge einer Relativverschiebung ab. Demnach ist es ideal, wenn der Gelpunkt des Klebstoffes erst während der Haltephase des KTL-Trockners erreicht wird. Ebenso beschreibt [8], dass eine Relativverschiebung nach dem Erreichen des Gelpunktes in der Aufheizphase zu vermeiden ist. Auf Basis dieser Erkenntnisse wird in dieser Arbeit die Klebverbindung in der Aufheizphase nicht durch eine Relativverschiebung beansprucht. Die thermische Dehnung der Prüfkörper wird bis zum Erreichen der Abkühlphase durch die Regelung ausgeglichen.

Die Gleitung beschreibt die Relativverschiebung in Bezug auf die Klebspaltdicke. Die Arbeiten [5, 6, 8] untersuchen Zugscherprüfkörper mit einer Klebspaltdicke von 0.3 mm. Dies ist die in der Praxis verwendete Dicke für Strukturklebungen mit 1K-Epoxidklebstoffen. Demgegenüber werden beispielsweise Windschutzscheiben mit einem Klebspalt von 5 mm mit weichen 1K-Polyurethanklebstoffen gefügt. Hierdurch kann die hohe Relativverschiebung zwischen der Scheibe und der Karosserie im Klebspalt besser ausgeglichen werden. In Bezug auf strukturelle Klebverbindungen mit 1K-Epoxidklebstoffen ist zu untersuchen, ob ein höherer Klebspalt eine größere Relativverschiebung ermöglicht. In dieser Arbeit werden daher Experimente mit 1K-Epoxidklebstoffen und einem Klebspalt im Bereich von 0.3 mm bis 3.0 mm durchgeführt.

3.1.6 Analyse der Gleitungsbeanspruchung gezielt modifizierter 1K-Klebstoffe

In der Arbeit von Eichleiter [8] wurde versucht, durch die Anpassung der Klebstoffeigenschaften die Toleranz gegenüber Gleitungsbeanspruchungen zu verbessern. Zum einen wurde die Reaktionskinetik so angepasst, dass der Gelpunkt erst in der Haltephase erreicht wird. Zum anderen wurden die Steifigkeit und die Glasübergangstemperatur der Klebstoffe variiert.

Es wird festgestellt, dass die Erhöhung der Reaktionsstarttemperatur bei den verwendeten Temperaturprofilen einen positiven Einfluss hat, da der Gelpunkt erst in der Haltephase erreicht wird. Somit verursachen Gleitungsbeanspruchungen während der Aufheizphase keine Festigkeitsverluste. Es ist zu beachten, dass eine größere maximale Relativverschiebung im System entsteht und in der Abkühlphase höhere Spannungen resultieren können.

Einzelne mechanische Kenngrößen von Klebstoffsystemen zu ändern, ohne weitere relevante Parameter zu beeinflussen, stellt eine besondere Herausforderung dar (Tab. 2). Eine Veränderung der Glasübergangstemperatur zu niedrigeren Temperaturen verursacht eine Reduzierung des E-Moduls. Ausgehend von der Variante 1P-EP2a mit einem T_G von 112 °C wird über Variante 2b bis hin zu 2c die Glasübergangstemperatur auf 69.3 °C gesenkt und parallel dazu ist der E-Modul von 848 MPa bei 2a auf 271 MPa bei 2c reduziert. Eine geringere Steifigkeit sowie eine Flexibilisierung der Matrix führen zu einer höheren Bruchdehnung, die von 12 % auf 80 % ansteigt.

Tab. 2: Viskoelastische Eigenschaften modifizierter 1K-Klebstoffe bei Raumtemperatur nach [8]

Klebstoff	E-Modul	T_G, onset (DMA)	Bruchdehnung
1P-EP2a	848 MPa	112.8 °C	12 %
1P-EP2b	339 MPa	82.3 °C	74 %
1P-EP2c	271 MPa	69.3 °C	80 %
1P-EP2d	328 MPa	101.0 °C	45 %
1P-EP2e	499 MPa	106.2 °C	59 %
1P-EP2f	1450 MPa	142.4 °C	3 %

Bei den Varianten 2d und 2e wurde eine gleichzeitig hohe Flexibilisierung und Glasübergangstemperatur erzielt. Die Variante 2e mit einer höheren Glasübergangstemperatur hat erneut eine höhere Steifigkeit gegenüber 2d. Da die Variante 2e gegenüber 2d trotz höherem E-Modul eine höhere Bruchdehnung aufweist, deutet dies auf einen flexibilisierten Klebstoff hin. Der Klebstoff 2f hat eine sehr hohe Glasübergangstemperatur bei gleichzeitig hoher Steifigkeit und sehr geringer Bruchdehnung. Dabei ist auch anzumerken, dass eine Variation des E-Moduls im Bereich von 271 MPa bis 1450 MPa grundlegend unterschiedliche Klebstoffsysteme beschreibt. Während Klebstoffe aus erster Kategorie zu schubweichen, hoch flexiblen Systemen gehören, kennzeichnen letztere die Kategorie steifer Strukturklebstoffe mit minimalen Bruchdehnungen.

Durch die Veränderung der Glasübergangstemperatur und Steifigkeit der Klebstoffe ist ein stark unterschiedlicher Verlauf der resultierenden Kräfte bei einer Gleitungsbeanspruchung in der Abkühlphase festzustellen. Eine hohe Glasübergangstemperatur führt

ebenso wie eine hohe Steifigkeit zu einer höheren resultierenden Kraft infolge der Gleitungsbeanspruchung. Die Kombination beider Faktoren verstärkt dies zusätzlich, siehe Variante 2f gegenüber 2c (Abb. 3-14).

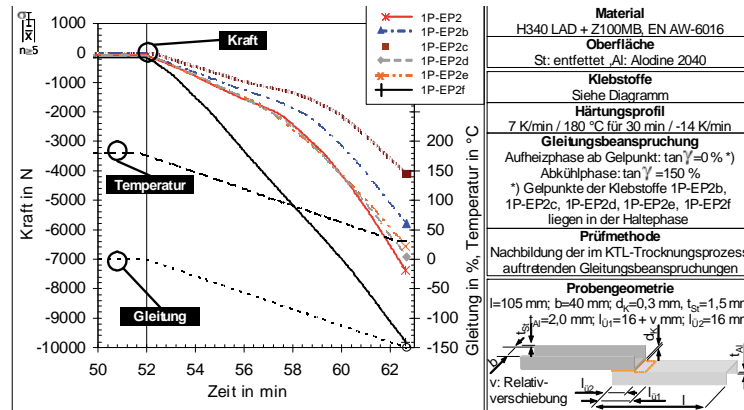


Abb. 3-14: Resultierender Kraftverlauf infolge einer Gleitungsbeanspruchung während der Abkühlphase mit unterschiedlichen Klebstoffen [8]

Zusätzlich wurde die Zugscherfestigkeit von Klebverbindungen mit den modifizierten Klebstoffen bei unterschiedlich hohen Gleitungsbeanspruchungen in der Kühlzone analysiert (Abb. 3-15). [8] kommt zu dem Ergebnis, dass bei Betrachtung des Klebstoffes 2f eine hohe Glasübergangstemperatur einem adhäsiven Versagen infolge von Gleitungsbeanspruchungen bei erhöhten Temperaturen entgegen wirkt.

In Bezug auf die Abkühlphase des KTL-Trocknerprozesses bedeutet dies allerdings, dass bei einem höheren T_G des Klebstoffes die Temperaturdifferenz bis zum Abkühlen auf Raumtemperatur größer wird. Dabei ist anzumerken, dass nach [5] Gleitungsbeanspruchungen unterhalb der Glasübergangstemperatur zu signifikant höheren Festigkeitsverlusten führen, da der Klebstoff im energie-elastischen Bereich ist und Verformungen in der Klebschicht behindert werden. Zudem wird von [4] beschrieben, dass nur unterhalb der Glasübergangstemperatur signifikante Spannungen in der Klebschicht entstehen können. Beanspruchungen oberhalb von T_G können aufgrund des starken Abfalls des Elastizitätsmoduls keine bleibenden Spannungen ausbilden, da diese infolge der freien Verschiebbarkeit der Moleküle sofort abgebaut werden. Spannungen im messbaren Bereich können daher nur unterhalb von T_G entstehen, indem der Spannungszuwachs durch den Spannungsabbau nicht weiter kompensiert werden kann. Die Aussage von [8] steht demnach im Widerspruch zu [4] und [5], da ein hohes T_G in der Abkühlphase bis Raumtemperatur eine größere Temperaturdifferenz darstellt und dementsprechend hohe Spannungen mit Festigkeitsverlusten entstehen.

Weiterhin ist aus den Ergebnissen von [8] festzustellen, dass bei einer Gleitungsbeanspruchung in der Abkühlphase bis 30 °C eine hohe Flexibilisierung der Klebstoffe 2b und 2c bei Gleitungen bis zu einer bestimmten Grenze, hier 100 %, von Vorteil ist. Bei höheren Beanspruchungen entsteht partiell adhäsives Versagen bei Temperaturen deutlich oberhalb von T_G . Wird die Gleitung nur bis zu einer Temperatur von 90 °C aufgebracht, bewirkt hingegen eine hohe Glasübergangstemperatur einen geringeren Festigkeitsverlust

(2d, 2e und 2f). Zunehmende Gleitung verursacht jedoch auch hier adhäsives Versagen. Gegenüber der Aussage in [8] ist anzumerken, dass der Klebstoff 2b bei vergleichbarem E-Modul zu 2d eine deutlich geringere Glasübergangstemperatur hat und auch bei noch höheren Gleitungen geringere Festigkeitsverluste aufweist. Die höhere Flexibilisierung, gekennzeichnet durch eine deutlich höhere Bruchdehnung des Klebstoffes 2b von 74 % gegenüber 2d mit 45 %, scheint einen wesentlich bedeutenderen Einfluss als die Glasübergangstemperatur zu haben.

Gleitung in der Abkühl- phase	Zugscherfestigkeit in MPa und Restfestigkeit in %*)						
	1P-EP2	1P-EP2a	1P-EP2b	1P-EP2c	1P-EP2d	1P-EP2e	1P-EP2f
	Nicht modi- fiziert	langsam	langsam, flexibilisiert,	langsam, flexibilisiert, tiefer T _G	langsam, flexibilisiert, hoher T _G	langsam, flexibilisiert, höherer T _G	langsam, sehr hoher T _G
0 %	32,89 ±0,57	31,31 ±0,79	21,01 ±1,36	16,67 ±1,04	22,02 ±0,76	23,99 ±1,53	30,56 ±0,56
100 % bis 30°C	91 %	93 %	103 %	102 %	96 %	88 %	93 %
250% bis 30°C	79 %	84 %	84 %	85 %	72 %	88 %	93 %
155 % bis 90°C	51 %	48 %	94 %	38 %	75 %	89 %	98 %
165 % bis 90°C	4 %	0 %	72 %	0 %	71 %	83 %	97 %
185 % bis 90°C	3 %	0 %	50 %	0 %	0 %	69 %	92 %
205 % bis 90°C	0 %	0 %	0 %	0 %	0 %	64 %	90 %
225 % bis 90°C	0 %	0 %	0 %	0 %	0 %	0 %	89 %
245 % bis 90°C	0 %	0 %	0 %	0 %	0 %	0 %	89 %
295 % bis 90°C	0 %	0 %	0 %	0 %	0 %	0 %	90 %
345 % bis 90°C	0 %	0 %	0 %	0 %	0 %	0 %	0 %
*) die Prozentwerte beziehen sich auf die Festigkeit der unbeanspruchten Verbindungen Die Verschiebung in der Aufheizphase beträgt bei allen Klebstoffen 4,77 mm							
Verbindung i. O.		partielles adhäsives Versagen im Prozess			vollständiges Versagen im Prozess		

Abb. 3-15: Normierte Festigkeitsverluste gleitungsbeanspruchter Klebverbindungen mit modifizierten Klebstoffsystemen [8]

Die Untersuchung von [8] zeigt, dass die Variation der Klebstoffeigenschaften die resultierende Festigkeit nach einer Gleitungsbeanspruchung in der Abkühlphase beeinflusst. Bei den Ergebnissen der modifizierten Klebstoffe ist zu beachten, dass vor allem bei der Klebstoffvariante 2f mit einem E-Modul von 1450 MPa bei Fügepartnern mit einer Dicke von 1.5 mm bei Stahl beziehungsweise 2 mm bei Aluminium von Verformungen auszugehen ist. Dementsprechend könnten die besonders guten Ergebnisse mit der Variante 2f durch eine Verformung der Bauteile und dadurch einer Reduzierung der Schädigung in der Klebschicht hervorgerufen werden. Die analysierten Klebstoffe unterscheiden sich zudem sehr stark in den Kennwerten von E-Modul, T_G und Bruchdehnung. In [8] wurde der E-Modul im Bereich von 271 MPa bis 1450 MPa variiert, während gleichzeitig der T_G von 69.3 °C bis 142.4 °C und die Bruchdehnung von 3 % bis 80 % modifiziert wurde. Bei einer gleichzeitigen Variation signifikanter Kennwerte in diesem Wertebereich ist es nur sehr eingeschränkt möglich, eine Aussage zum Effekt einzelner Kenngrößen zu treffen.

Zur Bewertung gezielt modifizierter Klebstoffsysteme für Mischbau-Klebverbindungen ist es erforderlich, jeweils nur eine Klebstoffeigenschaft zu modifizieren. Relevant hierfür sind der E-Modul, die Glasübergangstemperatur sowie die Bruchdehnung der Klebstoffe, welche Aufschluss über das Toughening und die Flexibilisierung der Klebstoffmatrix gibt. Zudem ist der Wertebereich vor allem in Hinblick auf den E-Modul anzupassen. 1K-Epoxid-Strukturklebstoffe mit einem E-Modul von 271 MPa haben für den Großteil der Strukturklebverbindungen im Fahrzeug eine zu geringe Steifigkeit. Dementsprechend sind Klebstoffe mit einem E-Modul von mindestens 1000 MPa zu prüfen. Als weiterer Ausblick gilt es, den Widerspruch in der Aussage hinsichtlich der optimalen Glasübergangstemperatur von [8] gegenüber [4] und [5] zu bewerten. Demnach ist zu untersuchen, ob ein hoher oder niedriger T_G zur Vermeidung von adhäsivem Versagen bei gleichzeitig hohen Festigkeiten und Bruchdehnungen nach einer Relativverschiebung optimal ist.

3.1.7 Einflussfaktoren der Delta-Alpha-Problematik

Im Fertigungsprozess automobiler Fahrzeugkarosserien können neben Relativverschiebungen infolge unterschiedlicher thermischer Ausdehnungskoeffizienten auch Relativverschiebungen infolge von Temperaturdifferenzen im Fügeverbund entstehen. In [10] werden Untersuchungen zu Gleitungsbeanspruchungen in einer Karosserie während des KTL-Trocknerprozesses beschrieben. Infolge einer inhomogenen Erwärmung der Fügepartner entstehen Relativverschiebungen und verursachen adhäsives Klebstoffversagen zwischen dem Stahldach und der Karosserie aus Stahl. Als Ursache wird Versagen in der Abkühlphase durch zu hohe Abkühlraten und daraus resultierenden Verschiebungen in Laborversuchen nachgewiesen.

Nach [5] sind bei der gesamthaften Bewertung der Einflussfaktoren auf die Festigkeit von Klebverbindungen, die im Prozess Gleitungen ausgesetzt sind, folgende Faktoren zu berücksichtigen:

- Temperaturdifferenzen der Fügeteile
- Wärmeausdehnung der Fügeteile
- Freie Einspannlänge
- E-Modul der Fügeteilwerkstoffe
- Querschnitt der Fügeteile
- Klebfläche
- Klebschichtdicke
- Relaxation im Klebstoff
- Schubmodul der Verbindung im Abbindeprozess

Nach den Erkenntnissen aus Kapitel 3.1 sind weitere Klebstoffeigenschaften in Verbindung mit dem zeitabhängigen Temperaturprofil zu ergänzen. Dies sind vor allem der Gel-punkt, die Glasübergangstemperatur sowie die Bruchdehnung. Zusätzlich ist die Toleranz dieser Klebstoffe gegenüber Gleitungsbeanspruchungen im Fertigungsprozess durch Toughener-Systeme und Flexibilisatoren in der Klebstoffmatrix entscheidend.

3.2 Thermisches Dehnungsverhalten von Faserverbundwerkstoffen

Faserverstärkte Kunststoffe haben im Gegensatz zu metallischen Werkstoffen einen stark anisotropen und temperaturabhängigen Ausdehnungskoeffizienten. Die Dehnung des Verbundes ist dabei abhängig von den thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Matrix und Faser sowie der Faserorientierung. In multiaxialen Laminaten, gefertigt aus einzelnen Schichten mit einem Winkel von $\pm\omega$ (mit $\omega = 0^\circ$ bis 90°), wird die Dehnung des Gesamtverbundes zusätzlich durch die unterschiedliche Ausdehnung der einzelnen Lagen beeinflusst.

Fahrzeuge sind im Betrieb Temperaturen von -40°C bis 80°C ausgesetzt. Während des Fertigungsprozesses wird die Karosserie im KTL-Trockner darüber hinaus auf Temperaturen um 185°C erwärmt. Die Automobilindustrie ist gekennzeichnet durch hohe Stückzahlen und kurze Taktzeiten. In Bezug auf die Fertigung von Faserverbundwerkstoffen für Fahrzeugkarosserien resultiert daraus die Anforderung einer möglichst geringen Fertigungstemperatur und Aushärtezeit. Die resultierende Glasübergangstemperatur der Verbundwerkstoffe liegt meist knapp unterhalb der Fertigungstemperatur und ist so auszulegen, dass diese oberhalb der Betriebstemperatur im Fahrzeug von 80°C liegt. Im Fertigungsprozess mit Temperaturen um 185°C kann in Abhängigkeit der Matrix der T_G des Verbundwerkstoffes überschritten werden. Dementsprechend ist das thermische Dehnungsverhalten der Verbundwerkstoffe auch oberhalb von T_G zu analysieren. Der relevante Temperaturbereich für die Analyse von Materialeigenschaften für den Anwendungsbereich im Fahrzeugkarosserien ist demnach von -40°C bis 185°C .

Die Kenntnis des thermischen Ausdehnungskoeffizienten ist vor allem für 1K-Klebverbindungen aus Faserverbundwerkstoffen mit Stahl oder Aluminium wichtig. Diese Klebstoffe vernetzen während des KTL-Trocknerprozesses. Infolge unterschiedlicher Ausdehnungskoeffizienten der Fügepartner entstehen Relativverschiebungen im Klebspalt, die adhäsives Versagen verursachen können oder die Festigkeit reduzieren. Oberhalb von T_G ist bei Faserverbundwerkstoffen die Steifigkeit der Matrix erheblich reduziert. Deshalb können durch Kräfte, die aus Relativverschiebungen entstehen, Verformungen oder eine Schädigung im Verbundwerkstoff hervorgerufen werden.

Basierend auf dem thermischen Dehnungsverhalten von Kohlenstofffasern und Epoxidharzen wird in diesem Kapitel der Einfluss der Temperatur sowie der Faserorientierung in unidirektionalen und multiaxialen Laminaten auf die thermische Ausdehnung beschrieben. Die Indizes sind nach der Notation in [11] ausgeführt und demnach beschreiben „1“, „2“ und „3“ die drei Orientierungsrichtungen einer UD-Schicht.

3.2.1 Kohlenstofffasern

Anisotrope Kohlenstofffasern besitzen in Faserorientierung starke kovalente Bindungen, welche bei Erwärmung aufgrund der Longitudinalschwingungen eine leicht positive thermische Ausdehnung verursachen. Infolge des relativ großen Abstandes der Graphitflä-

chenstücke entstehen zusätzlich Transversalschwingungen und daraus resultiert ein insgesamt geringfügig negativer Ausdehnungskoeffizient in Faserorientierung [12]. In den experimentellen Untersuchungen von [13, 14] wurde bei Kohlenstofffasern auf Polyacrylnitril-Basis PAN der thermische Ausdehnungskoeffizient in Faserorientierung α_{f11} bei Temperaturen bis 400 °C als leicht negativ bestimmt.

Senkrecht zur Faserorientierung verursachen Molekülkettenschwingungen der verhältnismäßig schwachen Van der Waals-Bindungen eine deutlich größere thermische Dehnung [12]. In [14] wurde senkrecht zur Faser bei steigenden Temperaturen eine Zunahme des thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_{f22} festgestellt (Abb. 3-16).

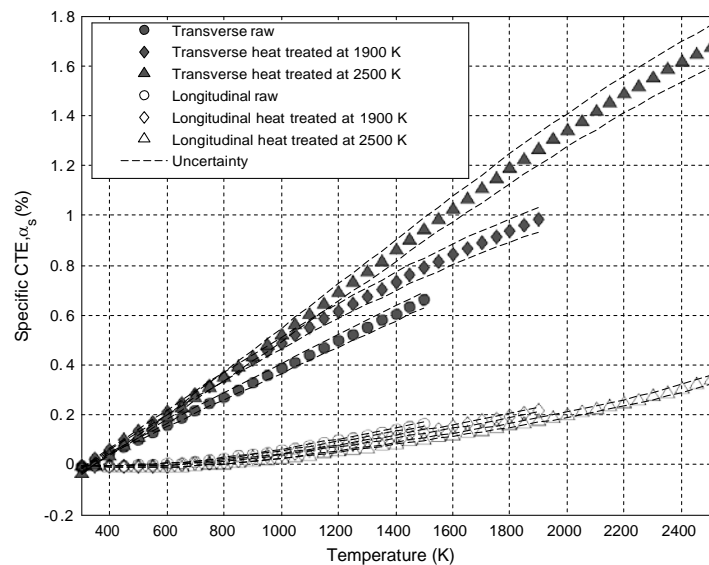


Abb. 3-16: Thermischer Ausdehnungskoeffizient einer Kohlenstofffaser in Abhängigkeit der Temperatur – in Faserorientierung α_{f11} und quer dazu α_{f22} [14]

Das thermische Dehnungsverhalten von Kohlenstofffasern ist demnach bereits für den relevanten Temperaturbereich von - 40 °C bis 185 °C beschrieben. Basierend auf der geringen Änderung der Werte in diesem Bereich und der grundlegend ähnlichen Ausdehnungskoeffizienten von Kohlenstofffasern, sind diese Werte für eine Berechnung in guter Näherung auch für unterschiedliche Kohlenstofffasern anzuwenden.

3.2.2 Epoxidharz-Matrixsysteme

Das thermische Dehnungsverhalten von Epoxidharzen ist isotrop, allerdings deutlich stärker von der Temperatur abhängig als bei C-Fasern. Bei Duromeren ist die Glasübergangstemperatur eine wichtige Kenngröße. Im Allgemeinen wird von einem Bereich und nicht einem exakten Punkt ausgegangen, in dem die Matrix vom energie-elastischen in den entropie-elastischen Zustand übergeht. Resultierend daraus findet eine Änderung der mechanischen und thermodynamischen Eigenschaften, darunter der thermischen Ausdehnung, statt. Die nahezu lineare Abhängigkeit des Ausdehnungskoeffizienten von der Temperatur verändert sich bei Annäherung an den T_G . Im Glasübergangsbereich steigt der thermische Ausdehnungskoeffizient stark an (Abb. 3-17). Während für das EP-Harz

Epon 828 der Graph des Ausdehnungskoeffizienten bei Erreichen von T_G um 160 °C endet, wurde die Messung mit dem EP-Harz BSL 914 oberhalb von T_G bei 190 °C weitergeführt. Bei diesem System sinkt der thermische Ausdehnungskoeffizient bei Temperaturen ab 230 °C .

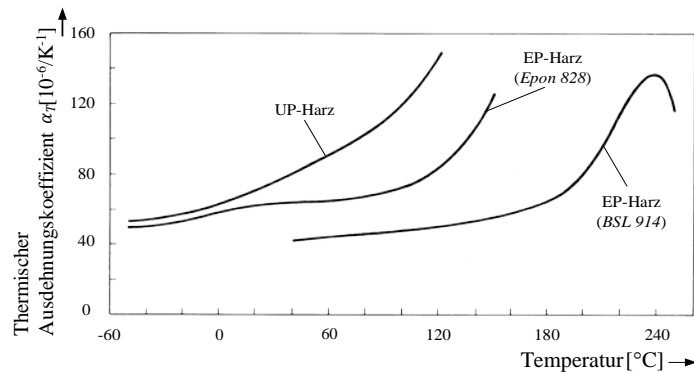


Abb. 3-17: Thermischer Ausdehnungskoeffizient von Epoxidharzen in Abhängigkeit der Temperatur - Epon 828 $T_G \sim 160\text{ °C}$, BSL 914 $T_G \sim 190\text{ °C}$ [11]

Weiterhin ist der Reaktionsumsatz der Matrix ein Einflussfaktor für das thermische Dehnungsverhalten. Während des Vernetzungsprozesses entstehen Polymerisationsschwindungen infolge einer Volumenänderung durch die Reaktion zwischen Epoxid und Amin, wodurch die thermische Ausdehnung reduziert wird (Kapitel 3.2.6) [15].

Während allgemein festzustellen ist, dass der thermische Ausdehnungskoeffizient von Epoxidharzen bis T_G annähernd linear verläuft, ist die Änderung mit Beginn des Glasübergangsbereiches stark vom Materialsystem abhängig. Vor allem wenn der Temperaturbereich oberhalb von T_G relevant ist, ist eine experimentelle Bestimmung des Ausdehnungskoeffizienten zwingend erforderlich.

3.2.3 UD-Laminat

Die Temperaturabhängigkeit der thermischen Ausdehnung von kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffen wird in erster Linie durch die Matrix verursacht. Insbesondere im Bereich der Glasübergangstemperatur ist ein deutlicher Anstieg der thermischen Ausdehnung der Matrix gegenüber den Fasern festzustellen. Deren Temperaturabhängigkeit ist dabei weitestgehend zu vernachlässigen.

Unidirektionalschichten bestehen aus parallel angeordneten Fasern, die in eine Matrix eingebettet sind. Die Ausdehnungskoeffizienten in den Hauptachsenrichtungen α_{11} und α_{22} werden aus den Ausdehnungskoeffizienten der beiden Komponenten Faser und Matrix zusammengesetzt. In Faserorientierung dominieren die Fasern das Dehnungsverhalten aufgrund der deutlich höheren Steifigkeit gegenüber der Matrix. Entsprechend resultiert im gesamten Temperaturbereich ein Ausdehnungskoeffizient von annähernd null oder leicht negativen Werten [16]. Quer zur Faser wird das thermische Ausdehnungsverhalten durch eine Reihenschaltung von Faser und Matrix charakterisiert. Dabei wird die dominierende thermische Ausdehnung der Matrix durch die Fasern eingeschränkt.

In UD-Laminaten kann der E-Modul ebenfalls als Indikator für die thermische Ausdehnung verwendet werden. Ein hoher E-Modul deutet auf ein durch die Fasern bestimmtes Verhalten und somit eine stark eingeschränkte Dehnung der Matrix in Zusammenhang mit einem geringen Ausdehnungskoeffizienten hin [17].

Kohlenstofffaserverstärkte UD-Lamine mit einer Epoxidmatrix haben im Temperaturbereich von - 200 °C bis 200 °C nach [12, 18] einen sehr geringen thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_{11} im Bereich von $-0.4 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ bis $0.2 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ (Abb. 3-18). Detailliert betrachtet ist ausgehend von tiefen zu höheren Temperaturen ein Trend zu negativen Ausdehnungskoeffizienten festzustellen. Ursache ist die zunehmende Dominanz der Fasern gegenüber der Matrix. Bei Raumtemperatur ist ein Peak in Richtung positiver Werte ersichtlich. Als Ursache beschreiben Parker et al. [18] eine Umorganisation der Molekülketten des Harzsystems. Im Temperaturbereich von 100 °C bis 170 °C ist ein erneuter Anstieg der Ausdehnungskoeffizienten, verursacht durch die überproportional steigende thermische Ausdehnung der Matrix, zu erkennen.

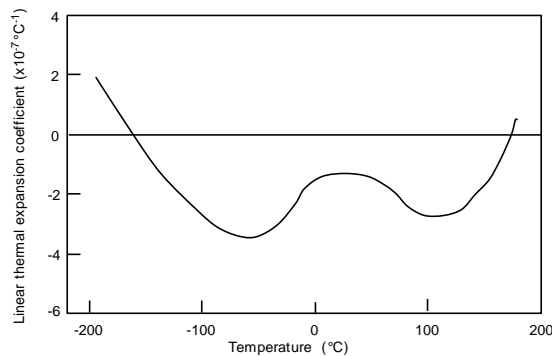


Abb. 3-18: Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{11} in Abhängigkeit der Temperatur im UD-Laminat, T800-C-Faser mit EP Harz nach [18]

Für den Ausdehnungskoeffizient oberhalb von T_G ist ein Verlauf nach Abb. 3-19 charakteristisch. Die maximale Ausdehnung liegt im Bereich der Glasübergangstemperatur, anschließend sinkt der Ausdehnungskoeffizient überproportional schnell. Dieser Verlauf gleicht der unverstärkten Matrix (Abb. 3-17). Zusätzlich wird das Dehnungsverhalten oberhalb der Glasübergangstemperatur durch die geringe Ausdehnung der Fasern aufgrund des stark reduzierten E-Moduls der Matrix dominiert.

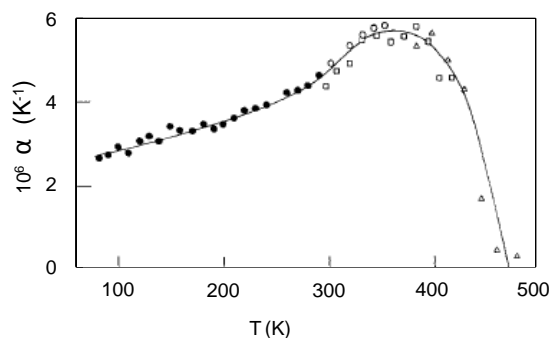


Abb. 3-19: Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{11} in Abhängigkeit der Temperatur im UD-Laminat, C-Faser mit EP-Harz mit $T_G \sim 373 \text{ K}$ nach [19]

UD-Laminats haben quer zur Faserorientierung ein thermisches Dehnungsverhalten α_{22} , das mit der unverstärkten Epoxidmatrix zu vergleichen ist, wobei die Ausdehnungskoeffizienten zu geringeren Werten verschoben sind (Abb. 3-20 a)). Die Änderung der Steigung im Graphen der Epoxidmatrix ab 100 °C deutet auf den Beginn des Glasübergangsbereiches hin (Abb. 3-20 b)). Der T_G dieses Materials ist im Bereich von 190 °C zu erwarten, da die Prüfkörper bei dieser Temperatur im Anschluss an den Fertigungsprozess getempert wurden.

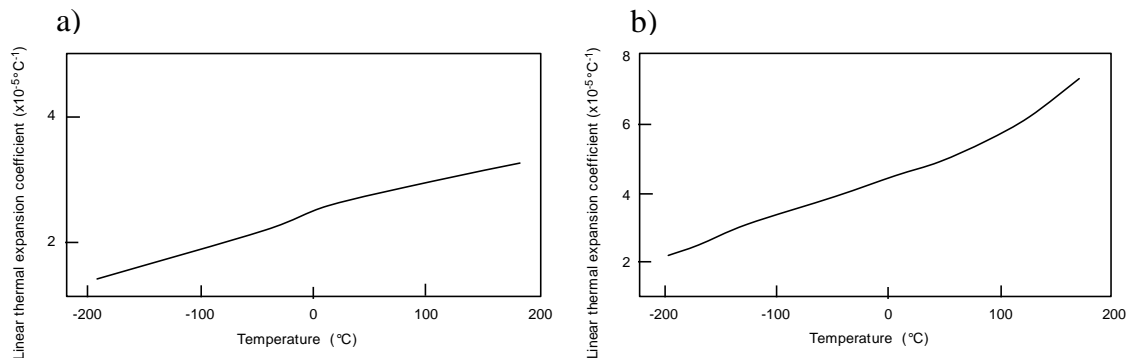


Abb. 3-20: Thermischer Ausdehnungskoeffizient in Abhängigkeit der Temperatur
a) UD α_{22} , b) Epoxidmatrix, T800 C-Faser mit EP Harz nach [18]

In UD-Laminaten scheint die Änderung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_{11} im Temperaturbereich bis T_G vernachlässigbar gering zu sein (Abb. 3-18). Bei Temperaturen oberhalb von T_G ist eine Änderung im Verlauf von α_{11} mit der Tendenz zu sehr kleinen Ausdehnungskoeffizienten zu erkennen (Abb. 3-19). Demgegenüber ist die Änderung von α_{22} in Abhängigkeit der Temperatur bis T_G signifikant größer (Abb. 3-20). Die vorliegende Untersuchung von α_{22} endet knapp unterhalb von T_G bei 200 °C.

Die Aushärtung der Matrix dieser Laminats benötigt mehrere Stunden bei Temperaturen bis 190 °C. Dementsprechend sind diese Materialsysteme für den Einsatz in der automobilen Großserienfertigung ungeeignet. Andere Matrixsysteme ermöglichen Fertigungszeiten im Bereich weniger Minuten bei Temperaturen um 130 °C. Infolge der geringeren Fertigungstemperatur liegt der T_G dieser Verbundwerkstoffe im Bereich von 130 °C und wird im Fertigungsprozess mit KTL-Trockner bei Temperaturen um 185 °C überschritten. Demnach ist der thermische Ausdehnungskoeffizient bei Temperaturen oberhalb von T_G zu bestimmen.

3.2.4 $[\pm\omega]$ -Laminats

Ausgehend von UD-Laminats werden nachfolgend Laminats mit alternierender Faserorientierung betrachtet. Dabei beeinflusst der Winkel der Faserorientierung ω in einem $[(\pm\omega)_n]_s$ -Laminat bezogen auf das x-y-Koordinatensystem die thermische Dehnung erheblich (Abb. 3-21). Bei einer Faserorientierung von $\omega = 30^\circ$ ist deutlich das Minimum des Ausdehnungskoeffizienten entlang der x-Achse zu erkennen.

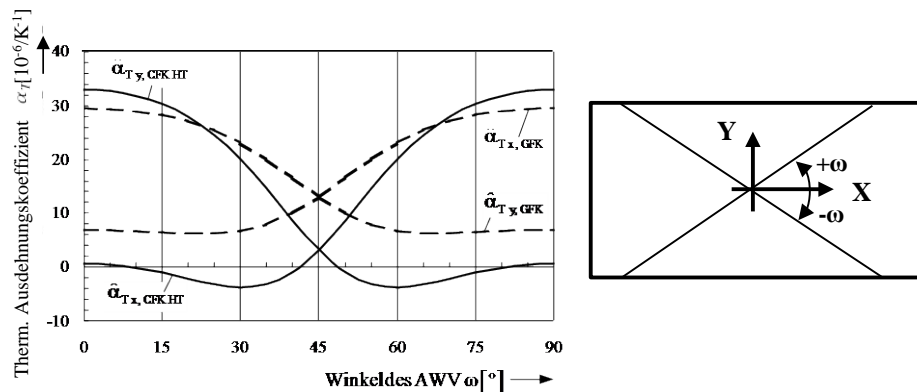


Abb. 3-21: Thermischer Ausdehnungskoeffizient entlang der x- und y-Achse in Abhängigkeit der Faserorientierung ω [11] und Definition der Faserorientierung in einem $[(\pm\omega)_n]_s$ Laminat mit x und y als globalem Koordinatensystem

In der Untersuchung von Schneider [12] wurde für ein C-Faser EP-System für Temperaturen unterhalb von 273 K und in der Arbeit von Lebrun et al. [20] für Thermoplast C- und G-Faser Laminat auch oberhalb von T_G mit einem Faserwinkel von $\pm 30^\circ$, ein negativer Ausdehnungskoeffizient in x-Orientierung ermittelt (Abb. 3-22 a)). [12] beschreibt als Ursache die Dominanz der thermisch induzierten interlaminaren Scherspannungen. Dieser Effekt hat einen größeren Einfluss auf das Dehnungsverhalten des Laminates als der hohe Ausdehnungskoeffizient der Matrix im Bereich von T_G [20]. Bei einem Faserwinkel von $\pm 45^\circ$ ist der Ausdehnungskoeffizient bereits positiv und bei einem Verbundwinkel von $\pm 60^\circ$ ist eine sehr hohe thermische Dehnung, verursacht durch die Dehnung der Matrix, zu erkennen (Abb. 3-22 b), c)).

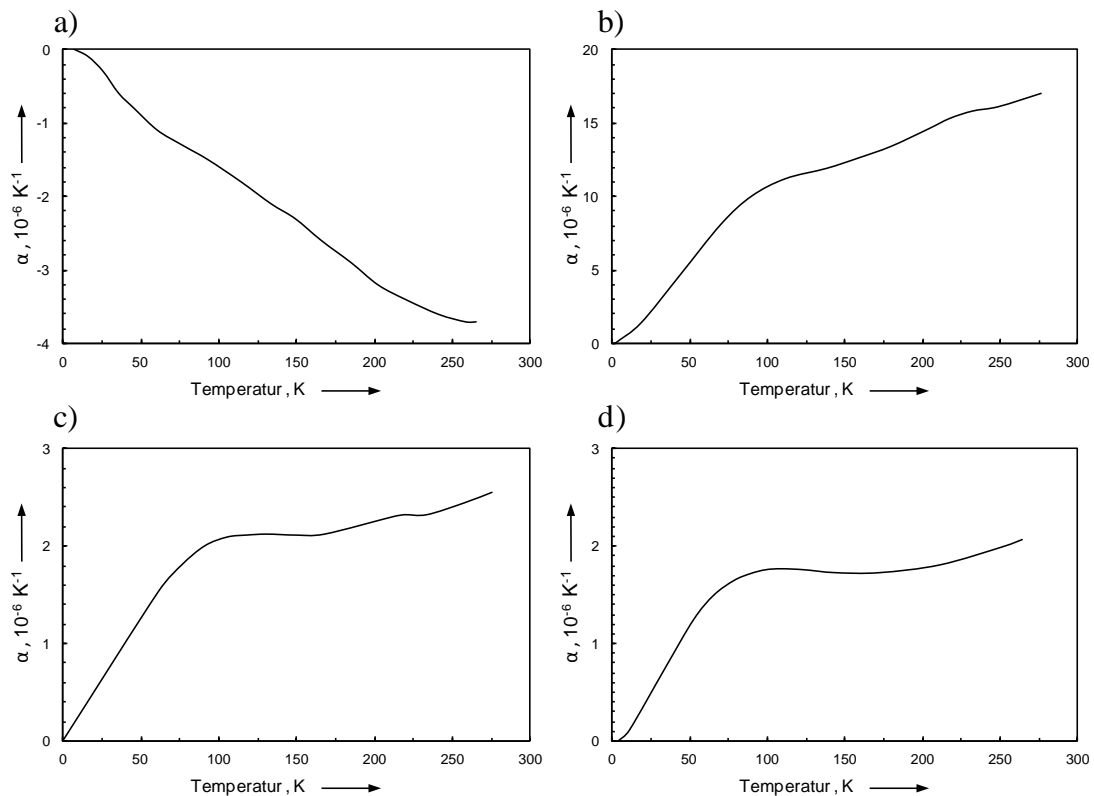


Abb. 3-22: Thermischer Ausdehnungskoeffizient in Abhängigkeit der Temperatur a) $\pm 30^\circ$, b) $\pm 60^\circ$, c) $\pm 45^\circ$, d) $[0/90]$, T800 C-Faser mit EP Harz V913 nach [12]

Auf Basis der Erkenntnisse aus Abb. 3-18, Abb. 3-20 und Abb. 3-22 ist es schließlich möglich, die Abhängigkeit der thermischen Dehnung von der Faserorientierung bei Raumtemperatur aus Abb. 3-21 um den Einfluss der Temperatur zu erweitern (Abb. 3-23). Mit zunehmender Temperatur und einem Faserwinkel von 90° , wird die steigende thermische Dehnung der Matrix ersichtlich.

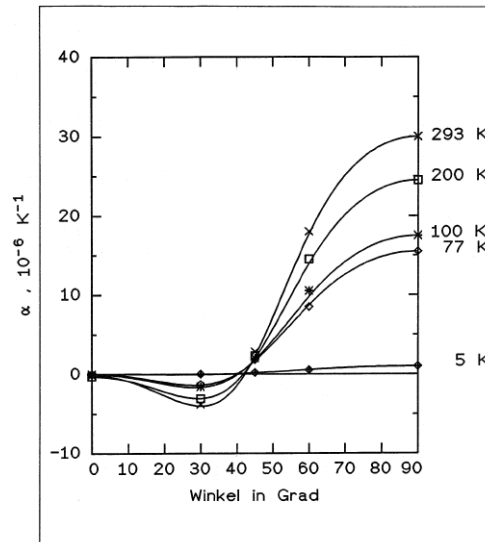


Abb. 3-23: Abhängigkeit der thermischen Ausdehnung vom Verbundwinkel bei verschiedenen Temperaturen [12]

Nach der klassischen Laminattheorie ist das thermische Dehnungsverhalten eines $[\pm 45]$ - und $[0/90]$ -Laminates identisch. Schneider [12] stellt fest, dass bei Temperaturen unterhalb von 273 K der Verlauf der thermischen Ausdehnung eines $[\pm 45]$ - und $[0/90]$ -Laminates ähnlich ist, wobei die Werte des $[0/90]$ -Laminates um 10 % bis 20 % niedriger sind (Abb. 3-22 c), d)). Die Ursache wird in der Faserlänge begründet. Während bei $[0/90]$ -Laminaten die 0° Fasern über die gesamte Probenlänge verlaufen, sind die Fasern bei $\pm 45^\circ$ Orientierung verhältnismäßig kurz und schräg zur Längsachse angeordnet. Resultierend wird die Dehnung durch die 0° -Fasern deutlich stärker beeinflusst.

In der Arbeit von Nawab et al. [17] wurde der thermische Ausdehnungskoeffizient in Abhängigkeit der Winkelabweichung von der x-Achse an $[0/90]$ - und $[\pm 45]$ -Laminaten analysiert. Demnach variiert der Ausdehnungskoeffizient bei Raumtemperatur nur im Bereich von $2.22 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ bis $3.19 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ (Abb. 3-24 a)). Bei UD-Laminaten werden Ausdehnungskoeffizienten von $0.94 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ bis $40.5 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ bestimmt (Abb. 3-24 b)). Daher kann der thermische Ausdehnungskoeffizient von $[0/90]$ - und $[\pm 45]$ -Laminaten gegenüber UD-Laminaten bei Raumtemperatur als annähernd konstant bezeichnet werden.

[17] stellt zudem fest, dass die thermische Dehnung senkrecht zur Ebene bei $[0/90]$ - und $[\pm 45]$ -Laminaten größer ist als bei UD-Laminaten. Als Ursache wird die stärkere Behinderung der Ausdehnung des Harzes in Quer- und Längsrichtung bei MD-Laminaten beschrieben.

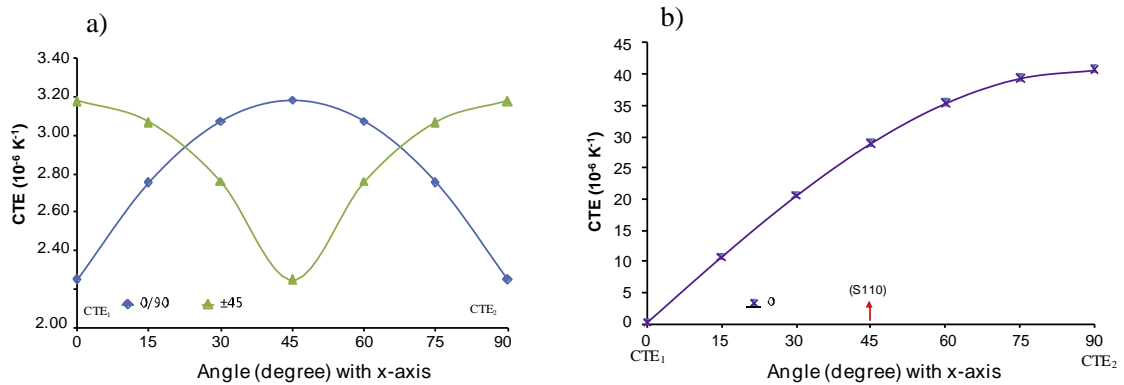


Abb. 3-24: Thermischer Ausdehnungskoeffizient in Abhängigkeit von ω in der Ebene für a) [0/90] und [±45], b) [0] [17]

Neben dem Einfluss der Faserorientierung wurde in [12] der Einfluss der C-Faser auf das thermische Dehnungsverhalten analysiert. Die untersuchte C-Faser vom Typ M40 hat im Vergleich zur T800 Faser einen um 50 % höheren E-Modul. Der höhere E-Modul bewirkt bei gleicher Matrix im UD-Laminat einen noch höheren, negativen thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_{11} von $-5.2 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ gegenüber $-3.8 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ bei Raumtemperatur. Bei α_{22} wurde hingegen ein höherer Wert von $32.0 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ zu $30.0 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ festgestellt. Somit hat die Faser auch quer zur Längsachse einen Einfluss auf die thermische Dehnung. Zudem wurde bei den [0/90]-Prüfkörpern aus Abb. 3-22 d) gegenüber der Abweichung von 10 % bis 20 % zwischen [0/90] und [±45] bei Verwendung der steiferen C-Faser eine größere Abweichung von 20 % bis 30 % festgestellt. Ursache ist die höhere Dominanz der Steifigkeit der Faser gegenüber der Matrix.

Bei der Betrachtung von $[(\pm\omega)_n]_s$ -Laminaten sind, in Bezug auf eine Klebverbindung mit Stahl, Laminat mit einem Winkel im Bereich von 55° interessant. Diese haben bei Raumtemperatur einen Ausdehnungskoeffizienten ähnlich zu Stahl mit $12.5 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ (Abb. 3-21). Zusätzlich ist der thermische Ausdehnungskoeffizient von [±45]-Laminaten für die oftmals in den Deckschichten verwendeten $\pm 45^\circ$ -Lagen relevant. Die vorliegenden Untersuchungen zeigen ausgehend von 5 K bis Raumtemperatur eine leichte Steigerung des Ausdehnungskoeffizienten auf Werte um $2.5 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$. Für die Anwendung dieser Laminat in Fahrzeugkarosserien ist die Analyse der thermischen Ausdehnungskoeffizienten für Temperaturen bis 185° C zu erweitern.

In der Arbeit von [12] wird beobachtet, dass die Berechnung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten nach der klassischen Laminattheorie für [±45]- und [0/90]-Laminat gegenüber den Experimenten bei Temperaturen bis 273 K bis zu 20 % abweicht. Darauf basierend ist zu untersuchen, inwiefern die berechneten mit den gemessenen Ausdehnungskoeffizienten bei Temperaturen oberhalb von T_G übereinstimmen.

[12] beschreibt zudem, dass unterschiedlich steife Kohlenstofffasern einen Einfluss auf den Ausdehnungskoeffizienten α_{11} und α_{22} haben. Bei der Fertigung von Kohlenstofffaser-Gelegen werden die Kohlenstofffasern auf Glasfäden abgelegt und mit Polyestergergarn vernäht. Dementsprechend ist auch der Einfluss der Glasfäden als auch des Polyestergergarns auf den thermischen Ausdehnungskoeffizienten zu analysieren.

3.2.5 MD-Laminat

Die Arbeit von Parker et al. [18] beschreibt das thermische Dehnungsverhalten von multidirektional gefertigten Laminaten im Temperaturbereich von -200 °C bis knapp unterhalb von T_G bei 200 °C. Die Laminat sind aus C-Faser-Gelegen mit 0°, 90° und $\pm 45^\circ$ -Faserorientierung gefertigt. Es werden jeweils zwei Gelege mit unterschiedlicher Orientierung im Verhältnis von 25 %, 50 % und 75 % kombiniert (Abb. 3-25).

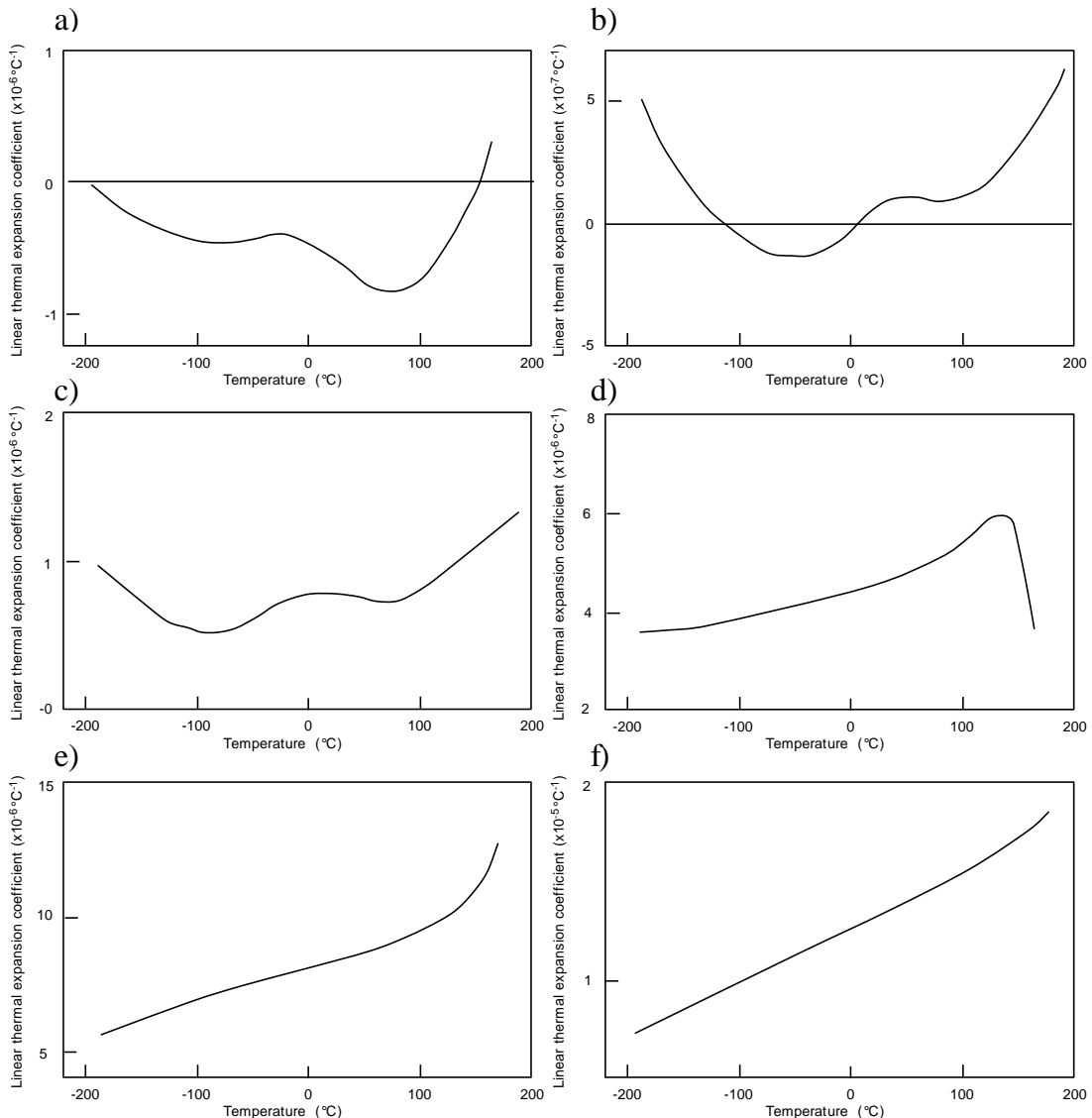


Abb. 3-25: Thermischer Ausdehnungskoeffizient in Abhängigkeit der Temperatur
 a) 75 % 0° - 25 % $\pm 45^\circ$, b) [$\pm 45^\circ/0$], c) 25 % 0° - 75 % $\pm 45^\circ$, d) 25 % 90° - 75 % $\pm 45^\circ$,
 e) 50 % 90° - 50 % $\pm 45^\circ$, f) 75 % 90° - 25 % $\pm 45^\circ$, T800 C-Faser mit EP Harz nach [18]

Werden UD-Laminat mit $\pm 45^\circ$ -Lagen im Verhältnis von 25 % ergänzt, ist im gesamten Temperaturbereich ein niedrigerer Ausdehnungskoeffizient α_{11} als bei reinen UD-Laminaten festzustellen (Abb. 3-25 a), Abb. 3-18). Der charakteristische Verlauf α_{11} des UD-Laminates bleibt dabei annähernd bestehen, nur der Peak bei Raumtemperatur ist weniger stark ausgeprägt. Mit steigendem Anteil an $\pm 45^\circ$ -Lagen werden die Graphen zu höheren

Ausdehnungskoeffizienten verschoben und der Verlauf wird zunehmend flacher (Abb. 3-25 a) – c)). Es ist jedoch bei allen Graphen ein Anstieg der Ausdehnungskoeffizienten ab 100 °C, analog der unverstärkten Epoxidmatrix, zu erkennen (Abb. 3-20 b)).

Wird das UD-Laminat um 90 ° gedreht und somit α_{22} bestimmt, führt ein Anteil von 75 % an $\pm 45^\circ$ -Lagen zu einem erstaunlichen Effekt oberhalb von 150 °C. Die thermische Ausdehnung wechselt von zunehmend steigenden Ausdehnungskoeffizienten zu einem stark sinkenden Verlauf (Abb. 3-25 d)). Dies ist kennzeichnend für eine zunehmend eingeschränkte Dehnung durch die Fasern.

Im Gegensatz dazu ist bei ausgeglichenem Verhältnis von 90 °- und $\pm 45^\circ$ -Lagen ein von der Matrix dominiertes Verhalten mit steigender Ausdehnungskoeffizienten bei hohen Temperaturen zu erkennen. Mit zunehmenden Anteil an 90 °-Lagen bis hin zu einem reinen UD-Laminat ist ein weiterer Anstieg der thermischen Ausdehnung festzustellen (Abb. 3-25 d) – f), Abb. 3-20 a)).

Die Untersuchung [18] zeigt, dass α_{11} von $[\pm 45/0]$ -Laminaten bis T_G unabhängig vom Anteil der $\pm 45^\circ$ -Lagen im Bereich von $\pm 1.0 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ liegt. Demnach kann der Ausdehnungskoeffizient von UD-Laminaten durch zusätzliche $\pm 45^\circ$ -Lagen nicht zu signifikant höheren Werten verändert werden und es verbleibt eine sehr hohe Differenz gegenüber dem Ausdehnungskoeffizienten von Stahl mit $12.5 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$. In einer Klebverbindung aus diesen Laminaten mit Stahl resultiert eine hohe Relativverschiebung, wodurch adhäsives Versagen entstehen kann oder die Festigkeit reduziert wird.

Der Ausdehnungskoeffizient α_{22} von $[\pm 45/0]$ -Laminaten steigt in Abhängigkeit des Anteils an $\pm 45^\circ$ -Lagen auf Werte um $18 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$. Diese Lamine zeigen eine deutlich höhere Abhängigkeit des Ausdehnungskoeffizienten von der Temperatur. Zusätzlich ist der Effekt des beginnenden Glasübergangsbereiches stark ausgeprägt. Allerdings steigt bei einem der untersuchten Lamine der Ausdehnungskoeffizient im Glasübergangsbereich (Abb. 3-25 e)), während bei einem anderen Laminat α_{22} sinkt (Abb. 3-25 f)). Der analysierte Temperaturbereich endet dabei knapp unterhalb von T_G . Dementsprechend sind die Erkenntnisse dieser Untersuchung auch für Temperaturen oberhalb von T_G zu überprüfen. Zusätzlich ist der Ausdehnungskoeffizient in multiaxialen Laminaten, gefertigt aus $\pm 45^\circ$, 0° und 90° Gelegen zu analysieren. Während es mit $\pm 45^\circ$ -Lagen nicht möglich ist, den Ausdehnungskoeffizienten von UD-Laminaten zu erhöhen, ist zu prüfen, ob durch zusätzliche 90° -Lagen ein höherer Ausdehnungskoeffizient zu erreichen ist.

3.2.6 Faservolumengehalt und Reaktionsumsatz

Neben dem Einfluss der Faserorientierung stellt der Faservolumengehalt FVG eine wichtige Kenngröße im thermischen Dehnungsverhalten dar. Vor allem bei Laminaten, deren Dehnung stark durch die Matrix dominiert wird, verändert der FVG das Faser-Matrix-Verhältnis und dementsprechend den Ausdehnungskoeffizienten. Nach [11] besteht in 90° -UD-Materialien aus C-Fasern in einer EP-Matrix für den technisch relevanten Bereich von Faservolumengehalten um 40 % bis 60 % ein nahezu linearer Zusammenhang zur thermischen Dehnung. Ausgehend von einer Messung können daher die Kennwerte für andere Faservolumengehalte interpoliert werden.

Neben der Faserorientierung und dem Faservolumengehalt beeinflusst der Vernetzungsgrad der Matrix erheblich das thermische Dehnungsverhalten. Nach [16] beschreibt Abb. 3-26 den charakteristischen Verlauf des thermischen Ausdehnungskoeffizienten in der ersten und zweiten Messung. In Abhängigkeit vom Polymerisationsgrad der Matrix wird in einigen Untersuchungen sogar ein negativer Ausdehnungskoeffizient in der ersten Messung nachgewiesen. Dieser Prozess wird durch Nachvernetzungsreaktionen bei hohen Temperaturen sowie die Freisetzung von Druckeigenspannungen verursacht. Der Zusammenhang mit der exothermen Reaktion in DSC-Messungen wird in [21, 22] belegt.

In [23] wird festgestellt, dass die Ergebnisse der ersten Aufheizphase nicht reproduzierbar und verlässlich sind und daher wird empfohlen, die Ergebnisse der ersten Abkühlphase oder der zweiten Aufheizphase zu verwenden. Auch in [20] wird beschrieben, dass eine reproduzierbare thermische Ausdehnung nur dann messbar ist, wenn das Material zuvor bei einer Temperatur oberhalb von T_G und unterhalb des Schmelzpunktes der Matrix für eine ausreichend lange Zeit ausgehärtet wurde.

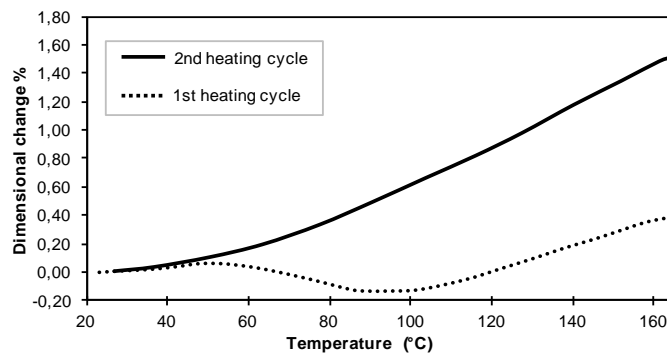


Abb. 3-26: Prozentuale Längenänderung eines CFK-Laminates in der ersten und zweiten Messung mit Nachreaktion im ersten Lauf nach [16]

Der thermische Ausdehnungskoeffizient von Faserverbundwerkstoffen ist nach [16] in Summe abhängig vom Verhältnis der Füllstoffe (Fasern oder teilchenförmige Füllstoffe) in der Harzmatrix, der Faserorientierung in der Matrix, der Bindung zwischen den Füllstoffen und der Matrix sowie dem Polymerisationsgrad.

In [11] wird ein linearer Zusammenhang des Ausdehnungskoeffizienten in 90 °-UD-Laminaten bei Faservolumengehalten um 40 % bis 60 % beschrieben. Demnach können Werte in diesem Bereich interpoliert werden. Diese Untersuchung ist allerdings auf Temperaturen im Bereich der Raumtemperatur beschränkt und ist dementsprechend für den gesamten Temperaturbereich des KTL-Trockners bis 185 °C zu verifizieren.

Die Untersuchungen von [16, 20, 23] belegen eine Nachvernetzungsreaktion von Faserverbundwerkstoffen bei Temperaturen oberhalb der Fertigungstemperatur. In Bezug auf den Einsatz von Faserverbundwerkstoffen in Fahrzeugkarosserien bedeutet dies, dass im KTL-Trockner Nachvernetzungsreaktionen zu erwarten sind, falls die Fertigungstemperatur des Verbundwerkstoffes kleiner als 185 °C ist. In einer Klebverbindung resultieren daraus zusätzliche Relativverschiebungen, die zu einer reduzierten Festigkeit führen können, falls diese Relativverschiebung während der Phase der maximalen Vernetzungsreaktion des Klebstoffes erfolgt.

3.3 Karosserie-Leichtbau in der automobilen Serienfertigung

Die automobile Großserienfertigung ist gekennzeichnet durch einen hohen Automatisierungsgrad und hohe Produktionszahlen mit kurzen Taktzeiten. Der konventionelle Fertigungsprozess besteht aus den Schritten Presswerk, Karosseriebau, Lackiererei und Montage. In Leichtbaukarosserien aus unterschiedlichen Materialien entstehen infolge von Temperaturen um 185 °C und Temperaturdifferenzen in den Lackiererei-Trocknerprozessen Relativverschiebungen in den Fügebereichen. Zur Bewertung möglicher Schädigungen oder Verformungen infolge der Delta-Alpha-Problematik ist dabei vor allem die Differenz der thermischen Ausdehnungskoeffizienten, die Bauteildimension als auch die Bauteilgeometrie von entscheidender Bedeutung.

Im folgenden Abschnitt werden verschiedene Leichtbaumaterialien hinsichtlich des Einsatzpotentials in Fahrzeugkarosserien bewertet und anhand aktueller Karosseriekonzepte vorgestellt.

3.3.1 Aluminium

Aluminium besitzt mit einer Dichte von 2.7 g/cm³ gegenüber Stahl mit 7.5 g/cm³ ein erhebliches Leichtbaupotenzial. Ein Schritt zur Gewichtsreduzierung in Karosserien ist es, Bauteile aus Stahl durch Aluminium zu ersetzen. Bei Anbauteilen wie Türen und Klappen ist dies verhältnismäßig einfach umzusetzen. Diese werden separat gefertigt und neue Fügeprozesse können unabhängig von der Karosseriefertigung umgesetzt werden. Zudem beeinflussen Anbauteile die Karosserie in Bezug auf die Delta-Alpha-Problematik während des Fertigungsprozesses nicht, da sie nur lokal verschraubt sind.

Die BMW Group fertigt unter anderem in der aktuellen 5er Reihe basierend auf einer Stahlkarosserie die Anbauteile wie Türen, die Frontklappe sowie die Seitenwand vorne aus Aluminium. Zusätzlich ist in der Stahl-Struktur die vordere Federstütze als Aluminium-Gussbauteil integriert. Die Dimension der Mischbau-Klebflansche zur Anbindung der Federstütze ist dabei jedoch relativ gering. Bei der aktuellen BMW 7er Reihe wird zusätzlich das Dach aus Aluminium gefertigt (Abb. 3-27).

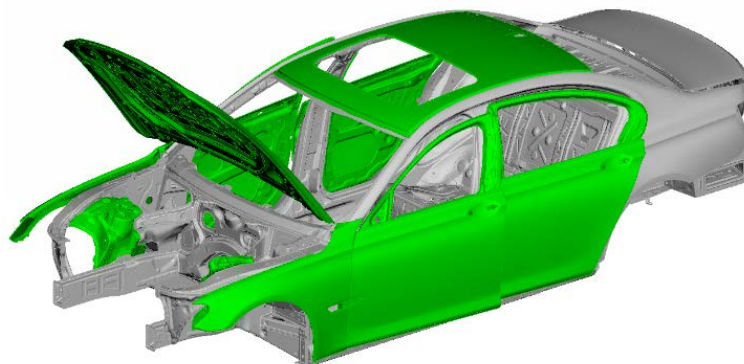


Abb. 3-27: Karosserie BMW 7er, grün – Aluminium / grau – Stahl

Abgesehen von der Bauteildimension ist die Geometrie und Steifigkeit der Fügepartner eine zusätzliche Stellgröße für die Delta-Alpha-Problematik. Würde ein Aluminiumdach bereits im Karosseriebau in eine Stahlkarosserie gefügt werden, führt dies zu irreversiblen Verformungen sowie adhäsivem Versagen der Klebverbindung während des Lackiererei-Trocknerprozesses. Um dies zu vermeiden, wird das Dach mit einer geringen Steifigkeit infolge der niedrigen Blechstärke und ebenen Geometrie im Anschluss an die Lackiererei durch einen zweikomponentigen 2K, kaltaushärtenden Klebstoff gefügt. Um dennoch eine einheitliche Lackierung zu gewährleisten, wird das Dach durch eine schwimmende Lagerung vorfixiert und mit der Karosserie durch die Lackierprozesse gefahren.

Die Audi AG veröffentlichte 1993 erstmals den Audi A8 aus Aluminium in Space-Frame-Bauweise (Abb. 3-28). Das Konzept des Audi A8 ist eine selbsttragende Aluminium-Karosserie mit einem Gerüst aus Aluminium-Strangpressprofilen und Druckgussbauteilen in den Knoten. Dabei bilden Aluminiumbleche die Boden- und Außenhautstruktur. Heute ist der Audi A8 in der dritten Generation und durch 25 teilweise große und komplexe Gussbauteile gekennzeichnet. Der Anteil an Stahlbauteilen ist mit 8 % im Bereich der B-Säule sehr gering [1]. Dementsprechend ist der Umfang an Mischbauklebungen niedrig und es ist keine große Herausforderung hinsichtlich der Delta-Alpha-Problematik zu erwarten.

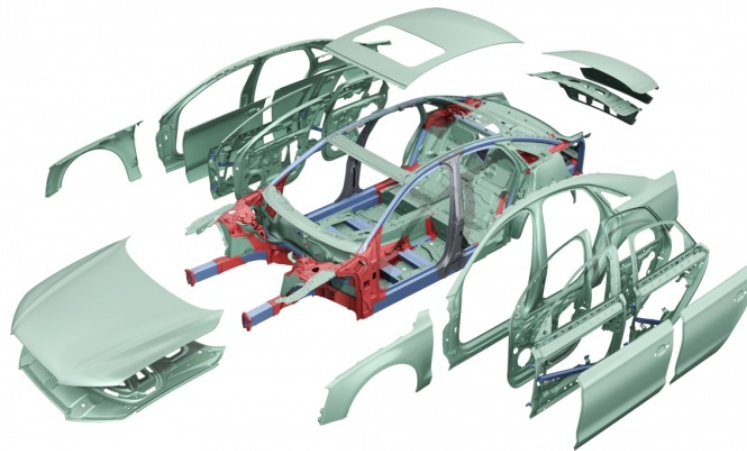


Abb. 3-28: Karosserie Audi A8, graugrün – Aluminium-Blech / blau – Aluminium-Profil / rot – Aluminium-Guss / grau – Stahl (B-Säule) [24]

Im Audi TT Coupé der aktuellen Generation ist eine Hybridbauweise aus Aluminium und Stahl realisiert. Neben den Anbauteilen aus Aluminiumblech sind weitere Aluminiumguss- und -profilbauteile in eine Stahl-Karosserie integriert (Abb. 3-29). Bei diesem Konzept ist der Anteil an Mischbauklebungen aus Aluminium und Stahl erheblich größer und es sind entsprechende Maßnahmen zur Vermeidung von Schäden in der Klebverbindung oder der Entstehung von Bauteilverformungen umzusetzen.

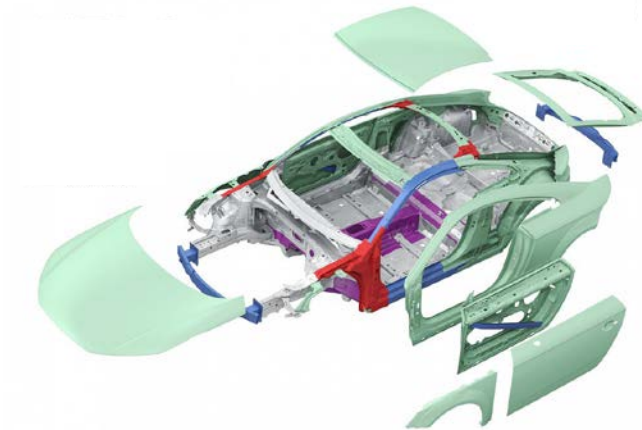


Abb. 3-29: Karosserie Audi TT Coupé, grün – Aluminium-Blech / blau – Aluminium-Profil / rot – Aluminium-Guss / grau und lila – Stahl nach [25]

Die Daimler AG realisiert in der aktuellen Mercedes C- und S-Klasse ein ähnliches Konzept und integriert ebenfalls Aluminiumguss und -profilbauteile in eine überwiegend aus Stahl gefertigte Karosserie (Abb. 3-30). Auch bei der Mercedes C-Klasse wird das Dach in der Lackiererei schwimmend gelagert und erst im Montageprozess mit einem 2K-Klebstoff mit der Karosserie verbunden [26]. Während die Federstützen vorne keine große Herausforderung hinsichtlich der Delta-Alpha-Problematik darstellen, ist durch die Integration der großen Gussbauteile im Heckbereich von erheblichen Relativverschiebungen während des Lackiererei-Trockner-prozesses auszugehen.

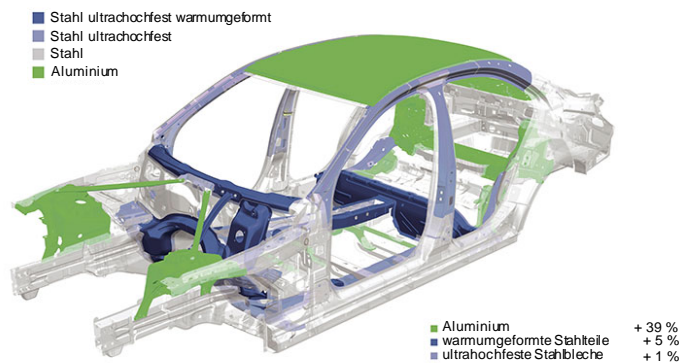


Abb. 3-30: Karosserie Mercedes C-Klasse, grün – Aluminium / grau und blau – Stahl nach [27]

Die Porsche AG fertigt die Karosserie des aktuellen Porsche 911 aus einem Werkstoffmix aus Stahl, Aluminium sowie einem Anteil von 2 % an Magnesium (Abb. 3-31). In diesem Konzept werden größtenteils Aluminiumbleche neben Aluminiumguss und Aluminiumprofilen mit den Stahlbauteilen gefügt. Diese Konstruktion entspricht eher der konventionellen Stahl-Schalenbauweise als der Space-Frame-Bauweise von Audi. Insgesamt bestehen 44 % der Karosserie aus Aluminium [28]. Dieses Konzept stellt aktuell das umfangreichste Mischbaukonzept aus Stahl und Aluminium dar. Vor allem sehr große Bauteile, wie der Seitenrahmen aus Stahl, verursachen erhebliche Gleitbeanspruchungen in den Klebverbindungen zur Bodengruppe aus Aluminium. Des Weiteren entstehen auch in Bauteilen quer zur Fahrzeugorientierung, wie dem Querträger Stirnwand aus Stahl zur Stirnwand aus Aluminium, erhebliche Relativverschiebungen.

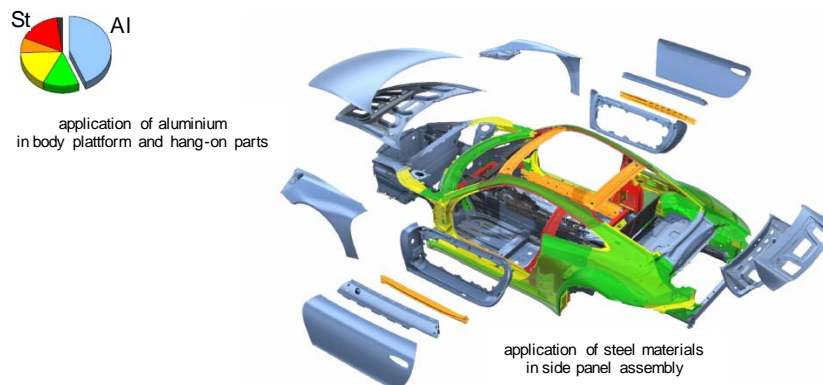


Abb. 3-31: Karosserie Porsche 911, blau – Aluminium / rot, orange, gelb und grün – Stahl nach [28]

Der bedeutende Unterschied der vorgestellten Karosseriekonzepte liegt demnach in der Dimension der Bauteile aus unterschiedlichen Materialien und somit den Mischbauklebungen. Die thermische Dehnung der Anbauteile erfolgt dabei unabhängig zur Karosserie, da diese nur über ein Festlager mit der Karosserie verbunden sind. Auch Bauteile mit geringen Längen an Fügeflanschen zur Karosserie stellen prozesstechnisch überschaubare Herausforderungen dar. Ein Beispiel hierfür sind die Federstützen vorne. Demgegenüber werden Aluminiumdächer in Stahlkarosserien bis heute ausschließlich nach den Lackiererei-Trocknerprozessen gefügt, da die Relativverschiebung gegenüber der Struktur in zwei Dimensionen erheblich ist. Deutlich anspruchsvoller ist das Fügekonzept des Porsche 911. Hier sind große Bauteile, wie der Seitenrahmen aus Stahl, mit einer Bodenplatte aus Aluminium verbunden.

3.3.2 Faserverbundwerkstoffe

Der Werkstoff Aluminium wird bereits heute mit steigender Tendenz in einer Vielzahl von Fahrzeugmodellen eingesetzt. Dem hingegen waren Faserverbundwerkstoffe bis vor kurzem ausschließlich handgefertigten Kleinserien oder dem Rennsport vorbehalten. Die Nutzung des Potenzials von CFK in der Großserienfertigung scheiterte bislang vor allem an den hohen Werkstoff- und Fertigungskosten sowie den langen Prozesszeiten. Des Weiteren sind aktuelle Prozessketten nicht auf die besonderen Belange von Faserverbundwerkstoffen ausgelegt.

Zur Integration von FVK in der Karosserie gibt es die Möglichkeit der Hybridisierung von Metall und CFK auf Struktur- oder Bauteilebene sowie die vollständige Substitution durch CFK. Die zuletzt genannte Variante bietet das höchste Leichtbaupotenzial, stellt aber zugleich das höchste Entwicklungsrisiko dar. Hybridvarianten ermöglichen die optimale Nutzung von Metallen und Kunststoffen bei überschaubarem Risiko. Hierfür sind jedoch geeignete Fügekonzepte zu entwickeln.

In den Fahrzeugen BMW i3 und i8 spielt die Leichtbautechnologie CFK eine Schlüsselrolle. Vor allem bei Elektrofahrzeugen mit schweren Batterien ist ein Gewichtsausgleich durch den Einsatz von CFK möglich. Beide Fahrzeuge besitzen keine selbsttragenden

Karosserien. Es wird ein Konzept aus dem Life- und Drive-Modul realisiert. Die Fahrgastzelle (Life-Modul) besteht größtenteils aus CFK. Das Drive-Modul integriert den Antriebsstrang inklusive der Batterien und ist aus Aluminium gefertigt (Abb. 3-32).



Abb. 3-32: Life-Drive Konzept BMW i8 [29]

Im Gegensatz zu konventionellen Fertigungsprozessen, wie zu Beginn in Kapitel 3.3 beschrieben, werden die Karosserien des BMW i3 und i8 mit kalthärtenden 2K-Klebstoffen in einem Montageprozess gefügt. Dementsprechend durchlaufen die Karosserien keine Lackierereitrockner mit Temperaturen um 185 °C.

Die BMW Group hat mit dem BMW i3 und i8 die Großserieneignung der Prozesse zur Herstellung von FVK nachgewiesen. Basierend auf diesen Erkenntnissen galt es, geeignete Fügekonzepte zu entwickeln, um Faserverbundwerkstoffe vermehrt in konventionelle Karosseriestrukturen zu integrieren. Der weitere Transfer in die automobilen Großserienfertigung mit erheblich größeren Stückzahlen als dem BMW i3 und i8 gilt als wesentlicher Triumph des automobilen Leichtbaus [1].

Der BMW M4 steht beispielhaft für die Verwendung faserverstärkter Kunststoffe in schalenintensiver Bauweise im konventionellen Fertigungsprozess. Hier werden neben dem Dach sowie weiteren Montageteilen aus FVK, wie der Domfrontendstrebe und der Gelenkwelle, bereits in der Karosseriestruktur faserverstärkte Kunststoffe eingesetzt. Dies sind der Dachspiegel sowie das Innenblech der Heckklappe.

Im BMW 7er der nächsten Generation realisiert die BMW Group die Integration von CFK als auch Aluminium in einer konventionellen Karosseriestruktur und verfolgt dabei das Ziel des Efficient Lightweight mit einer intelligenten Mischbauweise (Abb. 3-33). Der Materialmix im BMW 7er mit einem Carbon Core ermöglicht, die Karosserie bei gestiegenen Sicherheits- und Craschanforderungen gegenüber dem Vorgängermodell um 40 kg zu reduzieren und gilt dabei als wichtigster Beitragsleister für eine Reduzierung des Gesamtfahrzeuggewichtes um bis zu 130 kg. Dabei sind sowohl Längs- als auch Querbauteile der Karosserie, wie das Seitenrahmenprofil oder die Dachverstärkungen, vollständig aus CFK gefertigt. Zusätzlich sind Hybridkonstruktionen aus einer Kombination von Stahl und CFK, wie im Mitteltunnel oder der B-Säule, realisiert [30].



Abb. 3-33: BMW 7er Efficient Lightweight mit Carbon Core Hybrid-Bauweise – Integration von CFK und Aluminium-Bauteilen [30]

Es wird ersichtlich, dass faserverstärkte Kunststoffe den Schritt in die konventionelle Karosseriefertigung mit Lackiererei-Trocknerprozessen in der Großserienfertigung vollzogen haben. Zur Realisierung dieses Mischbaukonzeptes galt es, die Technologie Kleben sowie das thermische Dehnungsverhalten von CFK in Bezug auf die Delta-Alpha-Problematik eingehend zu erforschen.

4 Prüfmethoden, Versuchseinrichtungen und Werkstoffe

Die Aufgabenstellung dieser Arbeit ist, die Entstehung von Relativverschiebungen in Mischbau-Klebverbindungen mit warmhärtenden Klebstoffen und daraus resultierende Spannungen, Bauteilverformungen sowie adhäsives Klebstoffversagen zu analysieren. Die wichtigsten Einflussfaktoren sind die Fügepartner, der Klebstoff sowie die Prozessbedingungen. Hierfür sind zum einen der Ausdehnungskoeffizient sowie der Elastizitätsmodul von CFK-Laminaten in Abhängigkeit der Faserorientierung und Temperatur zu bestimmen. Zum anderen ist ein Prüfkonzept zur Bestimmung der temperaturabhängigen Festigkeit von Klebverbindungen in Zug- und Schubrichtung mit Relativverschiebungen während des Vernetzungsprozesses erforderlich. Zusätzlich wird an bauteilähnlichen Mischbauklebungen sowohl die Relativverschiebung als auch die Dehnung im Fügeverbund während des KTL-Trocknerprozesses ermittelt.

Im folgenden Kapitel werden die verwendeten Prüfkonzepte vorgestellt. Dabei wurden neben genormten Verfahren weitere Prüfkonzepte für diese Untersuchung entwickelt, falls keine geeigneten Verfahren existierten.

4.1 Dilatometermessungen

Dilatometermessungen dienen zur Bestimmung der Längenänderung infolge einer Temperaturänderung und somit zur Berechnung der thermischen Längenausdehnungskoeffizienten α . Im Dezember 2013 wurde die Norm DIN 53752 „Prüfung von Kunststoffen; Bestimmung des thermischen Längenausdehnungskoeffizienten“ zurückgezogen und bisher durch keine überarbeitete Version ersetzt [31]. Es wird empfohlen, nach der ISO 11359-2 „Plastics – Thermomechanical analysis (TMA) – Determination of coefficient of linear thermal expansion and glass transition temperature“ zu arbeiten [32]. Nach dieser Vorschrift wird der thermische Ausdehnungskoeffizient in einer TMA an Prüfkörpern von 5 mm bis 10 mm Länge und 5 mm Breite ermittelt. Nach DIN 53752 wurde eine Prüfkörperlänge zwischen 20 mm und 35 mm empfohlen. Faserverbundwerkstoffe weisen stark anisotrope Materialeigenschaften auf. Daher ist es empfehlenswert, möglichst lange Prüfkörper zu verwenden, um die Messunsicherheit gering zu halten. Aus diesem Grund wird der thermische Längenausdehnungskoeffizient in dieser Arbeit nach der DIN 51045-1 „Bestimmung der thermischen Längenänderung fester Körper“ an Prüfkörpern mit einer Länge von 100 mm in einem Quarzrohr-Dilatometer bestimmt [33].

4.1.1 Prüfkonzept und Versuchsaufbau

Als Messgröße der Dilatometermessungen wird die Längenänderung der Prüfkörper in Abhängigkeit der Temperatur ermittelt und nach Formel (1) der thermische Ausdehnungskoeffizient berechnet (Kapitel 3.1.1). Die länglichen, quadratischen oder runden Prüfkörper befinden sich in zwei ineinander liegenden Quarzglas-Rohren. Das äußere Rohr ist innen plan geschliffen und schirmt den Prüfkörper gegenüber dem Medium zur

Temperierung ab. Das innere Quarzglas-Rohr liegt auf der oberen Seite des Prüfkörpers auf. Schließlich erfasst eine digitale Messuhr die Differenz der thermischen Dehnung zwischen äußerem und innerem Rohr, welche die thermische Dehnung des Prüfkörpers beschreibt (Abb. 4-1). Dabei ist die Dehnung des Quarzglas-Rohres mit einem nahezu temperaturunabhängigen Ausdehnungskoeffizienten von $0.5 \cdot 10^{-6} \text{K}^{-1}$ zu berücksichtigen.

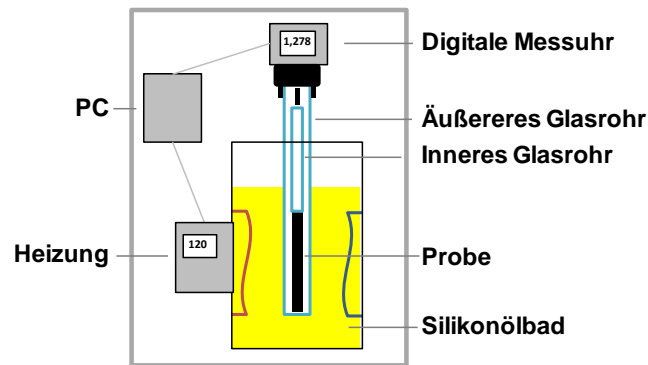


Abb. 4-1: Messprinzip Quarzrohr-Dilatometer

Als Messeinrichtung wird ein Dilatometer der Firma Coesfeld Materialtest verwendet. Mit diesem Gerät können drei Prüfkörper gleichzeitig vermessen werden. Die Messuhren sind vom Typ ID-F125/150 der Firma Mitutoyo mit einem Messbereich bis 25 mm und einer Genauigkeit von $\pm 10 \mu\text{m}$. Zur Temperierung wird ein Silikonölbad mit einer Temperaturbeständigkeit bis $250 \text{ }^\circ\text{C}$ eingesetzt.

Bei den Prüfkörpern der unverstärkten Epoxidmatrix ist eine Verformung infolge der geringen Steifigkeit oberhalb von T_G aufgetreten. Daher wurde zur Bestimmung der Ausdehnungskoeffizienten eine Thermomechanische Analyse nach [32] an Prüfkörpern der Größe $10 \text{ mm} \times 7 \text{ mm}$ durchgeführt. Das Messprinzip entspricht dem Dilatometer.

4.1.2 Prüfkörper und Materialien

In dieser Arbeit wird zur Bezeichnung der CFK-Laminat die Nomenklatur nach Schürmann [11] verwendet. $[\pm 45/0_3/\overline{90}]_S$ beschreibt demnach ein Laminat mit ungerader Schichtanzahl. Die Zählung beginnt mit der ersten in ein Werkzeug eingelegten Schicht. Die einzelnen Schichten werden durch einen Schrägstrich getrennt. Der Index „3“ bezeichnet die Anzahl direkt aufeinander folgender Schichten mit gleichem Winkel. Bei mittensymmetrischen Laminaten wird nur eine Laminathälfte benannt und durch den Index „S“ als symmetrisch bezeichnet. Bei Laminaten mit ungerader Schichtanzahl wird die Mittelschicht, welche nicht wiederholt wird, durch Überstreichung dargestellt.

Der thermische Ausdehnungskoeffizient wird an unidirektionalen sowie multiaxialen Laminaten jeweils in α_{11} und α_{22} bestimmt. Der Faservolumengehalt wird im Bereich von 41.3 % bis 57.6 % sowie die Grammaturn von 150 g/m^2 , 300 g/m^2 und 600 g/m^2 variiert. Zusätzlich wird die unverstärkte Epoxidmatrix analysiert (Abb. 4-2).

Typ	Orientierung	Grammatur [g/m ²]	Schichten [-]	FVG [%]	Dicke [mm]
UD	[0]	150	10	41.3	2.19
			12	47.5	2.21
			14	52.5	2.24
		300	5	42.1	2.00
			6	48.8	2.01
			7	47.4	2.34
		600	5	49.7	3.21
			6	57.6	3.41
MD	[±45/0 ₃ /0̄] _S	300	11	46.5	3.80
				56.6	3.42
	[±45/0 ₃ /90] _S	300	11	46.0	3.82
				53.3	3.57
	[±45]	150	10	41.3	2.06
			12	44.2	2.18
Epoxidharz				0	2.10

Abb. 4-2: Spezifikation der CFK-Lamine zur Bestimmung der thermischen Ausdehnungskoeffizienten

Alle CFK-Lamine wurden aus Kohlenstofffasergelegen mit einer 2K-Epoxidmatrix im Hochdruck RTM-Verfahren gefertigt. Die Gelege bestehen aus 50K Kohlenstofffasern, die zur Fertigung auf Fiberglassäden aus E-Glas-Garn 34 tex abgelegt und mit einem Polyester-Filamentgarn vernäht werden. Das Flächengewicht der Glasfäden liegt in Abhängigkeit der Grammatur des Geleges im Bereich von 10 g/m². Das Polyester-garn nimmt ein Flächengewicht von 7 g/m² ein. Die Winkelabweichung zwischen den Kohlenstofffasern und Glasfäden beträgt immer 90°. Der Verlauf des Polyester-garns auf der Ober- und Unterseite der UD- und 45°-Gelege ist in Abb. 4-3 dargestellt.

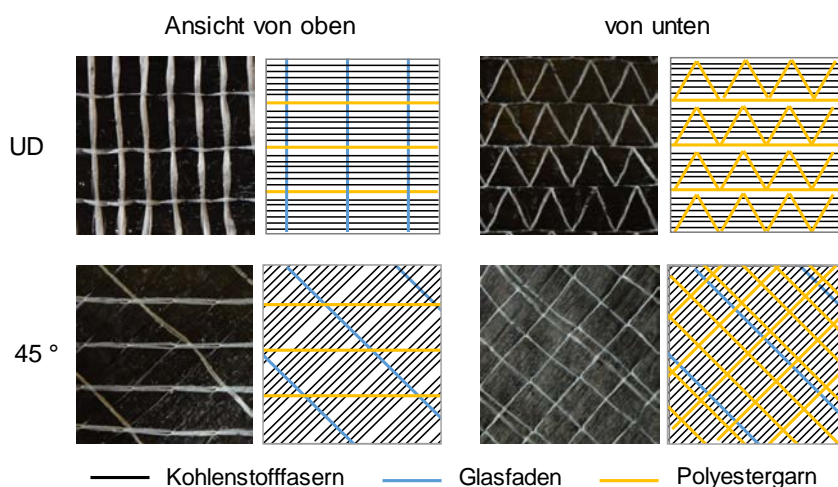


Abb. 4-3: Bilder sowie skizzenhafte Darstellung des Faserverlaufes in den UD- und 45°-Gelegen bestehend aus Kohlenstofffasern, Glasfäden und Polyester-garn

4.1.3 Probenvorbereitung und Versuchsdurchführung

Die Prüfkörper wurden in einem Arbeitsgang gefertigt, um den Einfluss von Materialschwankungen der C-Faser Gelege sowie von Harz und Härter zu minimieren. Die Fertigung erfolgte im Hochdruck RTM-Verfahren mit 120 °C Werkzeugtemperatur.

Nach der DIN 51045-1 gilt die Anforderung, dass die Stirnseiten der Prüfkörper eben, frei von Graten und Partikeln sowie rechtwinklig zur Probenachse ist. Daher wurden die Prüfkörper der Größe 100 mm x 7 mm durch Wasserstrahlschneiden aus den CFK-Platten herausgetrennt. Zusätzlich wird dadurch gewährleistet, dass kein Wärmeeintrag durch das Herausstrennen entsteht. Die Entnahme der Prüfkörper erfolgte jeweils in 0 ° und 90 °-Orientierung zur Platte. Es wurde darauf geachtet, dass die Prüfkörper aus dem gleichen Bereich entnommen wurden, um den Einfluss von Fließfronten und variierenden Werkzeugtemperaturen zu minimieren. Nach der Entnahme wurden die Prüfkörper unter Normklima in einem Exikator aufbewahrt. Hierdurch wird ein einheitlicher Feuchtegehalt gewährleistet, da dieser nach [12] einen erheblichen Einfluss auf die thermische Ausdehnung hat.

Bei Temperaturen oberhalb der Fertigungstemperatur kann es bei Faserverbundwerkstoffen zu einer Nachvernetzung der Matrix kommen. Diese geht meist mit Reaktionschwund einher. Um den Einfluss der Nachvernetzung zu eliminieren, werden jeweils zwei Messläufe, bestehend aus einer Aufheiz- und Abkühlphase, durchgeführt.

Zusätzlich kann die Aufheiz- und Abkühlrate den Zeitpunkt der Nachvernetzungsreaktion beeinflussen. Bei Heizraten von 0.5 K/min, 1.0 K/min und 2.0 K/min wurde kein signifikanter Unterschied festgestellt (Kapitel 5.1). Dementsprechend beginnt das Messprofil bei 23 °C. Es wird mit 2.0 K/min auf 200 °C aufgeheizt sowie anschließend mit 2.0 K/min abgekühlt. Zusätzlich erfolgt eine isotherme Haltephase von jeweils fünf Minuten bei 23 °C und 200 °C.

4.2 Prozesssimulationsmaschine

4.2.1 Prüfkonzep und Versuchsaufbau

Die von Eis auf Basis der Untersuchung [34] entwickelte Prüfeinrichtung ist eine modifizierte 20 kN Zugprüfmaschine mit der Funktion, die Stahl-Fügepartner geregelt zu temperieren. Dabei erhitzt eine Induktionsspule die Fügepartner, zur Kühlung wird Druckluft verwendet (Abb. 4-4). Die Temperaturmessung erfolgt optisch im Bereich des Klebspaltes mit einem Pyrometer. Dieses Konzept ermöglicht es, den Klebstoff direkt in der Prüfeinrichtung auszuhärten. Der KTL-Trocknerprozess inklusive Aufheizen, Aushärten und Abkühlen kann idealisiert nachgebildet und die Klebstoffeigenschaften während der Lackiererei-Trocknerprozesse können realitätsnah analysiert werden. Hierzu werden in Abhängigkeit des Prüfprogrammes mechanische Lasten kraft- oder weggesteuert induziert. Zur Bestimmung der Dehnung im Klebspalt wird ein Videoextensometer verwendet. Die Experimente werden im Temperaturbereich von 23 °C bis 190 °C mit einer Prüfgeschwindigkeit von 10 mm/min durchgeführt.

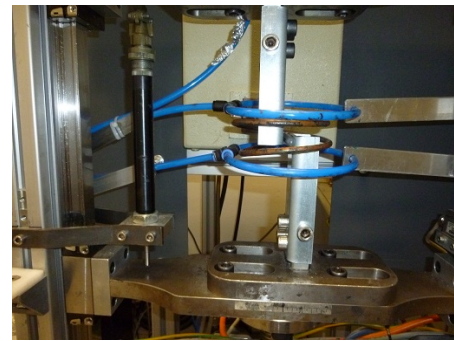
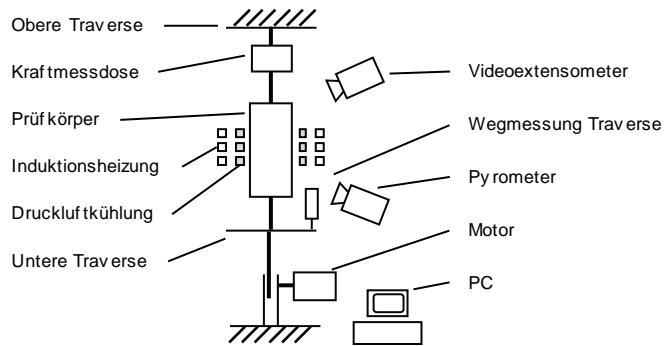


Abb. 4-4: Prüfeinrichtung einer modifizierten Zugprüfmaschine mit Induktionsheizung, Druckluftkühlung und Videoextensometer

4.2.2 Prüfkörper und Materialien

Bei der Charakterisierung hochfester 1K-Epoxyd-Strukturklebstoffe ist die Geometrie der Fügepartner entscheidend für den Spannungszustand in der Klebschicht. Für reine Schubbelastungen sind möglichst steife Fügepartner zu wählen. In der Norm DIN EN 14869-2 ist ein idealer Fügepartner für Schubversuche beschrieben [35]. Zur Analyse der Klebstoffeigenschaften unter Temperatur ist jedoch die Oberflächenbeschichtung der Fügepartner entscheidend. In der Automobilindustrie werden nahezu ausschließlich feuerverzinkte Stahlbleche verwendet. Bei Fügepartnern nach DIN EN 14869-2 ist diese Beschichtung aufgrund des Fertigungsprozesses nicht möglich. Die Fügepartner der Schubversuche sind daher in Anlehnung an Zugscherversuche nach DIN EN 1465 als einfach überlappte Zugscherprobe ausgeführt [9]. Wesentlicher Unterschied ist die erhöhte Biegesteifigkeit infolge der abgewinkelten Kanten sowie die größere Fügeteildicke von 5 mm gegenüber 1.5 mm. Hierdurch wird die Verformung der Fügepartner minimiert, um einen nahezu reinen Schubspannungszustand in der Klebschicht zu erreichen.

Die Prüfkörper zur Bestimmung der Zugfestigkeit von Stumpfklebungen sind in der DIN EN 15870 beschrieben [36]. Es werden runde oder quadratische Fügeteile vorgeschrieben, um eine übermäßige Verformung der Fügepartner zu vermeiden. Bei der Prüfung unter hohen Temperaturen besteht analog zu den Schubversuchen das Problem der anwendungsnahen Oberflächenbeschichtung. Auch bei diesen Prüfkörpern ist aus Fertigungsgründen keine Feuerverzinkung realisierbar. Es wurde daher ein Fügepartner entwickelt, der durch Umformung aus feuerverzinkten Stahlblechen gefertigt werden kann.

Abb. 4-5 illustriert die Fügepartner für Schub- und Zugversuche. Dabei wurde eine Klebspaltdicke von 1.5 mm verwendet, um größere Gleitungen und Dehnungen zu ermöglichen. Bei den Fügepartnern wird eine anwendungsnahe Materialbeschichtung durch den feuerverzinkten Stahl DX51D+Z275 realisiert.

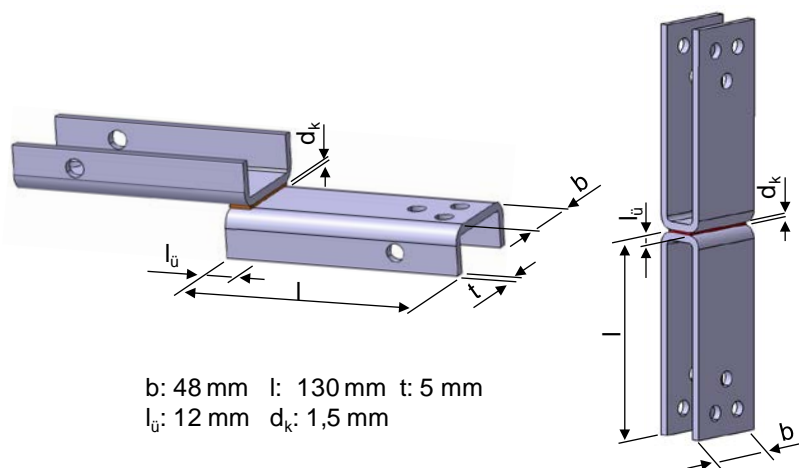


Abb. 4-5: Geklebte Prüfkörper - links Zugscher-, rechts Zugversuch

Die Untersuchungen wurden mit warmhärtenden 1K-Epoxidklebstoffen durchgeführt. Das Reaktionsgemisch aus Harz und Härter reagiert dabei erst bei Wärmezufuhr durch Polyadditionsreaktionen und wird zusätzlich durch Katalysatoren beschleunigt. Diese Klebstoffe bestehen aus einer Vielzahl produktspezifischer Komponenten, womit die Eigenschaften speziell abgestimmt werden können. Auf Basis des Harzsystems werden unter anderem Härter, Füllstoffe, Stabilisatoren, Reaktionsbeschleuniger und Farbpigmente beigefügt. Die Bezeichnung Strukturklebstoffe definiert Klebstoffe, die wesentliche Lasten übertragen und für die Festigkeit und Steifigkeit der Struktur verantwortlich sind [37]. Diese Systeme haben meist eine Zugscherfestigkeit im Bereich von 25 MPa bis 40 MPa. Tab. 3 gibt einen Überblick ausgewählter mechanischer Kennwerte der verwendeten Klebstoffe, wobei die Kurzbezeichnungen den firmenbezogenen Produktnamen ersetzen. Es handelt sich bei allen Klebstoffen um crashmodifizierte Strukturklebstoffe für die Anwendung im Karosseriebau.

Tab. 3: Mechanische Kennwerte der 1K-Klebstoffsysteme S1 – S3 laut Hersteller-Datenblatt

Kennwert	[]	S1	S2	S3
E-Modul (DIN EN ISO 527-2)	MPa	2400	1070	1500
Zugfestigkeit (DIN EN ISO 527-2)	MPa	30	20	31
Bruchdehnung (DIN EN ISO 527-2)	%	5	20	10
Zugscherfestigkeit (DIN EN 1465)	MPa	30	28	28
T _G (DSC) (DIN EN ISO 11357-1)	°C	90	85	98

4.2.3 Probenvorbereitung und Versuchsdurchführung

Die Aushärtung des Klebstoffes erfolgt direkt in der Prüfeinrichtung. Obwohl die Klebstoffe darauf ausgelegt sind, auf beöhlten Oberflächen zu haften, werden die Fügepartner gereinigt, um eine einheitliche Oberflächenbeschaffenheit zu gewährleisten. Die Klebspaltdicke wird bei den Zugscherversuchen über Glaskugeln als Abstandshalter und bei den Zugversuchen über den Traversenweg eingestellt.

Zur Charakterisierung der Festigkeit von Klebverbindungen während des Vernetzungsprozesses im KTL-Trockner wurden Schub- und Zugversuche als auch Experimente mit definierten Relativverschiebungen der Fügepartner durchgeführt. Abb. 4-6 zeigt die thermische Ausdehnung der Fügepartner einer Zugscherprobe in Abhängigkeit der Temperatur im KTL-Trockner.

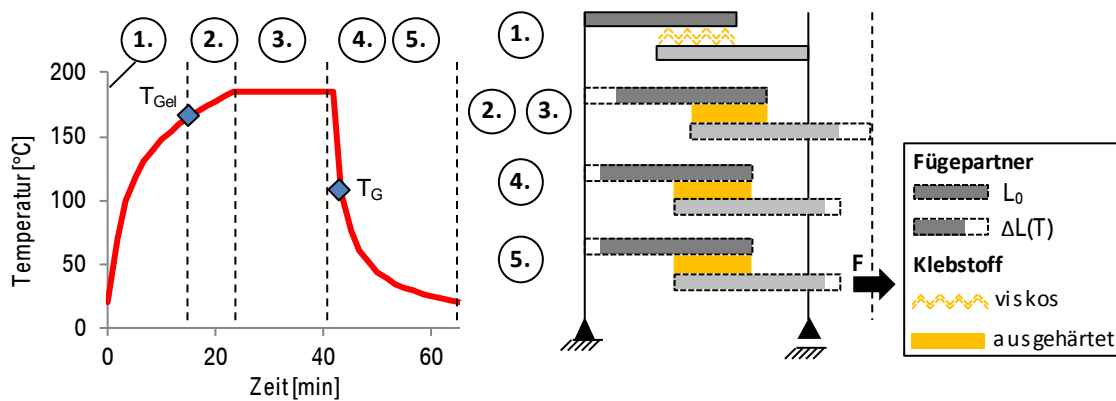


Abb. 4-6: Prüfkonzep zur Bestimmung der Festigkeit einer Klebverbindung in der Abkühlphase

Um die Klebstoffeigenschaften in der Kühlzone ohne Vorschädigung durch eine Gleitbeanspruchung zu analysieren, wird die Relativverschiebung der Fügepartner infolge der thermischen Ausdehnung zunächst durch die Traverse ausgeglichen. Dabei ist anzumerken, dass infolge der Dehnung des Fügepartners im Bereich der Klebschicht als auch der thermischen Dehnung des Klebstoffes relativ zu den Fügepartnern, Eigenspannungen in der Klebschicht entstehen können. Diese resultierenden Eigenspannungen sind maßgebend von den Fügepartnern, Klebstoffeigenschaften sowie den Abmessungen der Klebverbindung abhängig und demnach nicht auf andere Klebverbindungen zu übertragen.

Anschließend folgt ein Zug- oder Schubversuch mit einer Prüfgeschwindigkeit von 10 mm/min bis zum Versagen der Klebschicht. Das Bruchbild wird nach der Norm DIN EN ISO 10365 auf kohäsive und adhäsive Anteile analysiert (Kapitel 4.6) [38].

Zur Untersuchung des Einflusses von Relativverschiebungen in der Klebverbindung während des Vernetzungsprozesses aus Fügepartnern mit unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten oder infolge von Temperaturdifferenzen wird folgender Prüfablauf verwendet: die thermische Dehnung der Fügepartner wird erneut bis zum Ende der isothermen Haltephase im KTL-Trockner ausgeglichen. Anschließend wird in der Kühl-

zone des KTL-Trockners beginnend bei 190 °C während konstanter Kühlung eine Relativverschiebung (ΔL) durch die Fügepartner in die Klebschicht eingebracht, Abb. 4-7. Die Gleitung ist dabei auf die Dicke des Klebspaltes bezogen und entspricht mit 50 % bei einem Klebspalt von 1.5 mm einer Relativverschiebung von 0.75 mm. Die thermische Dehnung der Fügepartner im Bereich der Klebschicht von $1.8 \cdot 10^{-2}$ mm ist gegenüber der aufgetragenen Relativverschiebung zu vernachlässigen.

Relativverschiebungen von 0.75 mm treten in Bereichen von Fahrzeugkarosserien auf, wenn große Bauteile mit unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten oder infolge von Temperaturdifferenzen nicht durch flächige Klebverbindungen, sondern nur durch einzelne Klebstoffnähte mit größerem Abstand im Bereich von 500 mm verbunden werden.

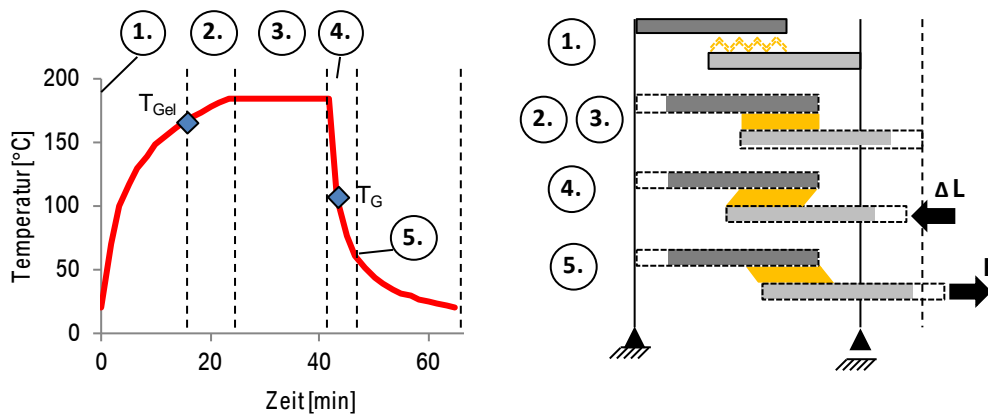


Abb. 4-7: Prüfkonzep zur Bestimmung der Festigkeit einer Klebverbindung nach einer Gleitungsbeanspruchung in der Abkühlphase

Der T_G der untersuchten Klebstoffe liegt im Bereich von 85 - 98 °C. Bei Epoxidklebstoffen wird die Glasübergangstemperatur vorwiegend als Temperaturbereich und nicht durch einen Temperaturwert beschrieben, der zudem stark von der Messmethode abhängig ist. Um den gesamten Glasübergangsbereich aller Klebstoffe auch unter Berücksichtigung lokaler Temperaturdifferenzen einzuschließen, wird in dieser Untersuchung die Relativverschiebung beginnend bei 190 °C bis zu einer Temperatur von 70 °C aufgebracht.

Neben der Analyse der resultierenden Spannungen während der Gleitungsbeanspruchung ist durch die Bestimmung der Festigkeit der Klebverbindung direkt im Anschluss der Relativverschiebung bei 70 °C möglich, den Einfluss der Gleitungs- beziehungsweise Dehnungsbeanspruchung auf die Entstehung von adhäsivem Versagen sowie der Verbindungsfestigkeit in der Abkühlphase bis zum Erreichen des Glasübergangsbereiches zu bewerten. Würde die Relativverschiebung bis zur Raumtemperatur weitergeführt, entstehen überproportional hohe Kräfte, die zu einer Prüfkörperverformung und daraus resultierend überlagerten Spannungszuständen führen. Zudem ist ein Versagen der Klebverbindung bei weiteren Relativverschiebungen unterhalb von T_G infolge der stark reduzierten Verformungsfähigkeit der Epoxidklebstoffe zu erwarten. Die Festigkeitswerte bei einem Versagen der Klebverbindung bei unterschiedlichen Temperaturen sind allerdings nicht

vergleichbar, da die Festigkeitseigenschaften der analysierten Epoxidklebstoffe stark temperaturabhängig sind. Dementsprechend wird, um die Festigkeit aller Klebstoffe unter identischen Randbedingungen zu bestimmen, der Zugversuch bei einer Prüftemperatur von 70 °C durchgeführt.

Ebenso führt ein weiteres Abkühlen der Prüfkörper auf Raumtemperatur ohne weitere Relativverschiebung zu zusätzlichen Spannungen infolge der thermischen Dehnung der Klebverbindung sowie möglichen Kriechvorgängen im Klebstoff. Dabei ist anzumerken, dass diese resultierenden Festigkeitswerte ausschließlich zum Vergleich von Prüfparametern dieser Untersuchung, wie unterschiedlich hoher Relativverschiebungen heranzuziehen sind, aber keine Auskunft über die Eigenschaften der Klebverbindung bei Raumtemperatur ermöglichen.

Abb. 4-7 zeigt zusätzlich die Richtung der Relativverschiebung sowie des anschließenden Schubversuches. Der linke Prüfkörper stellt das Festlager dar, der rechte Prüfkörper ist mit der beweglichen Traverse verschraubt. Hierdurch wird sowohl die thermische Ausdehnung der Prüfkörper kompensiert, als auch die Relativverschiebung aufgebracht und der abschließende Schubversuch gesteuert. In dieser Untersuchung ist die Bewegung der Relativverschiebung in der Abkühlphase und des Schubversuches entgegengesetzt. Dies stellt den Spannungszustand in einer Klebverbindung nach Abb. 4-8 dar. Die höhere thermische Ausdehnung des Fügepartners in der Mitte in Kombination mit der Verschraubung an einem Bauteilende führt dazu, dass der mittlere Fügepartner in der Abkühlphase in Richtung der äußeren Fügepartner verschoben wird. Bei Betrachtung der höchsten Belastung im Klebstoff am freien Bauteilende werden die Fügepartner aufeinander zu bewegt.

4.3 Thermomechanische Analyseverfahren

Zur Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften von CFK-Laminaten werden genormte Prüfverfahren angewendet. Dementsprechend wird auf die Beschreibung der Messprinzipien an dieser Stelle verzichtet und nur auf die verwendeten Prüfparameter eingegangen.

4.3.1 DSC-Messung

Differential Scanning Calorimetry Messungen nach DIN EN ISO 11357-1 dienen zur Bestimmung der Glasübergangstemperatur sowie der Restreaktivität [39]. Dazu wird die aufgenommene und abgegebene Wärmemenge der Prüfkörper analysiert. Endotherme Reaktionen charakterisieren dabei den Glasübergang, exotherme Reaktionen beschreiben Vernetzungsreaktionen. Zur Analyse wird das Gerät 204 F1 Phoenix der Firma Netsch mit Prüfparametern nach Tab. 4 verwendet.

Tab. 4: Prüfparameter DSC-Messung

Kennwert	Parameter
Probenmasse	13 mg
Probenhalterung	40 µl Al-Tiegel
Aufheizrate	20 K/min
Starttemperatur	10 °C
Endtemperatur	200 °C
Spülgas	Stickstoff
Spülstrom	20 ml/min

4.3.2 TGA-Messung

Die Thermo-Gravimetrische-Analyse TGA wird zur Bestimmung des Faservolumengehaltes der CFK-Lamine eingesetzt. Der Verbundwerkstoff, bestehend aus Epoxidmatrix, Kohlenstofffasern, Glasfäden und Polyestergerüst wird mit konstanter Heizrate erhitzt und verascht. Durch Verbrennen und die Bestimmung des Gewichtsverlustes wird das Verhältnis der einzelnen Bestandteile ermittelt. Das Prüfverfahren ist nach der DIN EN ISO 11358 und DIN 51006 genormt [40, 41]. Es wurde der Analysator TGA-601 der Firma Leco mit Luft als Spülgas verwendet. Eine Vielzahl an TGA-Messungen mit den verwendeten CFK-Laminen hat gezeigt, dass es zur Bestimmung des Faservolumengehaltes ausreichend ist, Luft anstatt Stickstoff als Spülgas zu verwenden.

4.3.3 DMA-Messung

In dieser Arbeit wird anhand der Dynamisch-Mechanischen-Analyse DMA der Zug-E-Modul der CFK-Lamine bestimmt. Die Prüfung erfolgt nach der DIN EN ISO 6721-1 mit der deformationsgesteuerten Methode im Zugmodus [42]. Hierbei wird eine statische Vorlast mit einer sinusförmigen Deformation überlagert und schließlich die resultierende Spannung bestimmt. Bei der verwendeten Temperatur-Sweep-Messung steigt die Temperatur nach einer definierten Heizrate bei konstanter Messfrequenz. Als Prüfsystem kommt ein Eplexor der Firma Gabo Qualimeter Testanlagen mit Prüfparametern nach Tab. 5 zum Einsatz.

Bei der Bestimmung des Elastizitätsmoduls ist zu beachten, dass bei viskoelastischen Materialien der E-Modul durch den komplexen E-Modul E^* ersetzt wird. Dieser besteht aus einem elastischen Anteil, dem Speichermodul E' und dem viskosen Anteil, welcher als Verlustmodul E'' bezeichnet wird. E' ist proportional zur Arbeit, die zur elastischen,

reversiblen Verformung des Prüfkörpers erforderlich ist. E'' repräsentiert den irreversiblen Anteil der Arbeit, welcher durch plastische Verformung in andere Energieformen, wie Wärme infolge von Reibung, umgewandelt wird. Daher stammt der Name Verlustmodul. Das Verhältnis von Verlust- und Speichermodul wird durch den Verlustfaktor $\tan \delta$ beschrieben. Dieser kennzeichnet die mechanische Dämpfung des viskosen Systems.

Tab. 5: Prüfparameter DMA-Messung

Kennwert	Parameter
Messtyp	Temperatur-Sweep
Messfrequenz	10 Hz
Starttemperatur	0 °C
Haltezeit Starttemperatur (Soak time)	1200 s
Endtemperatur	200 °C
Heizrate	2 K/min
Statische Dehnung	0.3 %
Dynamische Dehnung	0.05 %
Einspannlänge	60 mm
Geometrie	110 x 20 x d mm

4.4 Relativverschiebungsmessung

Die Analyse von Relativverschiebungen in einem Fügeverbund aus Materialien mit unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten und wärmehärtenden Klebstoffen dient zur zeit- und temperaturabhängigen Charakterisierung von Mischbauklebungen während des Vernetzungsprozesses. Dabei werden die Materialien der Fügepartner, die Bauteildimension, das Klebstoffsystem, die Klebspaltdicke sowie die Aushärtetemperatur variiert.

4.4.1 Prüfkonzep und Versuchsaufbau

Um Relativverschiebungen in einem Klebverbund während des Vernetzungsprozesses der Klebstoffe zu erfassen, ist eine möglichst einfache Geometrie empfehlenswert. Neben der höheren Prozesssicherheit bei der Fertigung können zudem Verformungen vermieden werden. Dabei ist zu beachten, dass bei einer flächigen Verbindung von zwei Materialien mit unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten infolge einer Tempera-

Veränderung eine Verformung in Richtung des Fügepartners mit geringerem Ausdehnungskoeffizienten entsteht. Dieses Phänomen wird als Bimetalleffekt bezeichnet und kann nach [43, 44] zur Bestimmung der Spannungen im Fügeverbund herangezogen werden. Mit dem Ziel, die Spannungen nicht durch Verformungen abzubauen, ist dieser Effekt zu vermeiden. Dementsprechend besteht der Versuchsaufbau aus ebenen Blechen, die zur Mitte symmetrisch gefügt sind (Abb. 4-8). An einem Bauteilende wird ein Festlager durch eine Verschraubung mit zwei M4-Schrauben realisiert. Am freien Ende wird die Relativverschiebung der Fügepartner bestimmt. Der Klebspalt wird zwischen 0.3 mm, 1.5 mm und 3.0 mm variiert und über Glaskugeln eingestellt. Die Bauteildimension beträgt 450 mm, 650 mm oder 900 mm in der Länge und 50 mm in der Breite. Die Materialstärke der Fügepartner liegt im Bereich von 0.7 mm bis 3.5 mm.

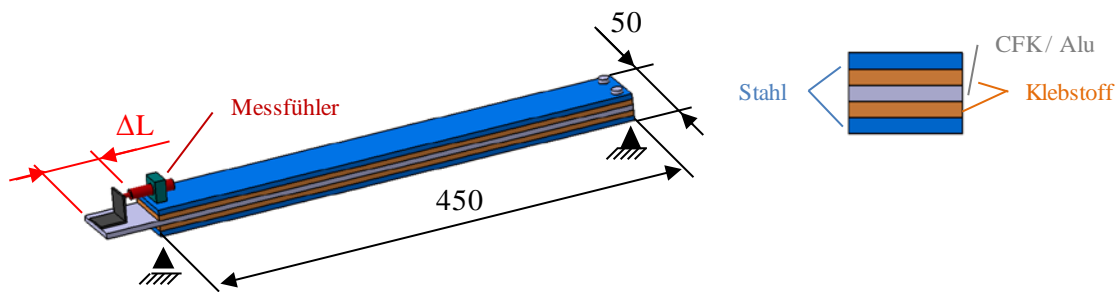


Abb. 4-8: Versuchsaufbau Mischbauklebung mit Bewegungsmessung

Ein bedeutender Vorteil der großen Klebfläche in diesem Versuchsaufbau gegenüber einfach überlappten Prüfkörpern in den Untersuchungen von [5, 6, 8] ist die Reduzierung der Randeckeffekte und daraus resultierender Spannungsspitzen.

Zur kontinuierlichen Bestimmung von Bewegungen mit Temperaturen bis 200 °C bei gleichzeitig hoher Messgenauigkeit sind Induktivwegsensoren optimal geeignet. Zudem können diese aufgrund der geringen Größe sowie der minimalen Spannungs- und Stromaufnahme bei hoher Robustheit gegenüber Erschütterungen auch im Fertigungsprozess der Fahrzeugproduktion eingesetzt werden. In dieser Untersuchung werden Induktivwegsensoren vom Typ LDTW 5 LSH der Firma Burster verwendet, die bis 210 °C temperaturbeständig sind. Die Datenerfassung erfolgt mit einem Datenlogger der Firma Grant vom Typ SQ2040-2F16 mit einem Messintervall von fünf Sekunden. Zusätzlich wird die Bauteil- und Umlufttemperatur mit Sensoren vom Typ K der Firma Datapaq aufgezeichnet. Um den KTL-Trocknerprozess im Labormaßstab nachzubilden, wird ein Labortrockner vom Typ UT6760 der Firma Heraeus verwendet.

4.4.2 Prüfkörper und Materialien

Als Prüfkörper werden Stahlbleche der Güte DC01 mit 1 mm Dicke sowie Aluminiumbleche vom Typ AlMg3 F18 mit 2 mm Dicke verwendet. Aus der Vielzahl an CFK-Laminaten in Abb. 4-2 wurden für diese Untersuchung drei Laminatenausgewählt und für die Anwendung im Automobilbereich angepasst (Tab. 6). Hier werden meist $\pm 45^\circ$ -Lagen in der Deckschicht verwendet, zudem sind die Grammatoren der äußeren Laminatschichten geringer als in der Mittelschicht. Die Laminat $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_S$ und

$[\pm 45/90_2/\overline{90}]_S$ haben die geringste beziehungsweise größtmögliche thermische Ausdehnung, während das Laminat $[\pm 45/90_2/\overline{0}]_S$ einen Mittelwert darstellt. Das Laminat $[\pm 45/0_2/\overline{0}]_S$ ist symmetrisch gefertigt und besteht aus einer $+ 45^\circ$ - und $- 45^\circ$ - Lage mit einer Grammatur von 150 g/m^2 gefolgt von einer 0° -Lage mit 150 g/m^2 , einer 0° -Lage mit 600 g/m^2 sowie einer Mittellage in 0° -Orientierung mit 600 g/m^2 . Die Produktion dieser Lamine erfolgte im Vakuuminfusionsverfahren aus C-Faser-Gelegen mit einer Epoxidmatrix. Es werden die in Tab. 3 (Kapitel 4.2.2) und Kapitel 7.3 beschriebenen Klebstoffe verwendet.

Tab. 6: Spezifikation CFK-Lamine für den Versuchsaufbau Mischbauklebung

Grammatur [g/m ²]	$[\pm 45/0_2/\overline{0}]_S$	$[\pm 45/90_2/\overline{90}]_S$	$[\pm 45/90_2/\overline{0}]_S$
150	± 45	± 45	± 45
150	0	90	90
600	0	90	90
600	$\overline{0}$	$\overline{90}$	$\overline{0}$

4.4.3 Probenvorbereitung und Versuchsdurchführung

Vor dem Fügen werden die Oberflächen aller Prüfkörper mit Isopropanol gereinigt und anschließend der Klebstoff appliziert. Als Abstandhalter werden Glaskugeln verwendet und im Anschluss an das Fügen der überschüssige Klebstoff abgestreift. Zusätzlich werden Halter für die Induktivwegensensoren mit einem bis 200°C temperaturbeständigen 2K-Klebstoff gefügt und für 24 Stunden ausgehärtet.

Zur Aushärtung des Klebstoffes wird ein Temperaturprofil in Anlehnung an den KTL-Trockner verwendet. Beginnend bei Raumtemperatur wird in 60 Minuten mit 2.7 K/min auf 185°C aufgeheizt. Anschließend wird mit 6 K/min abgekühlt und nach 20 Minuten der Kühlprozess durch einen Ventilator beschleunigt. Die Datenaufzeichnung wird bei Erreichen der Raumtemperatur beendet. Anschließend wird eine zerstörende Prüfung zur Bewertung des Bruchbildes durchgeführt (Kapitel 4.6).

4.5 Faseroptische Dehnungsmessung

Neben der Bestimmung der Relativverschiebungen am Bauteilende war es das Ziel, über die gesamte Länge und vor allem auch im CFK-Laminat und Klebstoff die Dehnungen zu erfassen. Hierzu wurde der Prüfaufbau aus Abb. 4-8 verwendet. Unter der Voraussetzung von Temperaturen bis 200°C sowie dem zu Beginn viskosen und während dem Prozess vernetzenden Klebstoff, bieten faseroptische Messungen die einzige Möglichkeit zur Bestimmung von Dehnungen im Fügeverbund.

4.5.1 Prüfkonzep und Versuchsaufbau

Faseroptische Messtechnik mit speziell beschichteten Glasfasern arbeitet nach dem Prinzip der Lichtbrechung. Ausgehend von einem Referenzzustand ist es möglich, Dehnungen durch eine geänderte Ablenkung der Lichtstrahlen in der Glasfaser zu detektieren. Diese Dehnungen entstehen infolge von Temperaturänderungen oder Verformungen. Zur Bestimmung der Dehnungen im CFK wurden optische Fasern während der Fertigung zwischen den neun Laminatschichten eingearbeitet (Abb. 4-9). Die Fasern wurden so im CFK-Laminat integriert, dass in Bezug zur Mittelebene zwischen jeder der neun Laminatschichten eine Messfaser verläuft. Zur besseren Darstellung wurden die Messfasern ober- und unterhalb der Mittelebene positioniert. Infolge der deutlich einfacheren Integration der Messfasern in der Klebschicht wurden diese zur Sicherheit in beiden Klebschichten verlegt. Um die freie Dehnung der Messfasern zu bestimmen, wurden zusätzlich Fasern in Glasröhrchen verlegt. Die Glasröhrchen dienen zur Entkopplung der Messfasern vom Harz beziehungsweise Klebstoff und wurden zwischen zwei unterschiedlichen Laminatschichten sowie in einer Klebschicht platziert. Hiermit kann eine Temperaturdifferenz über die Laminatdicke erfasst werden, während dies in der Klebschicht nicht erforderlich ist.

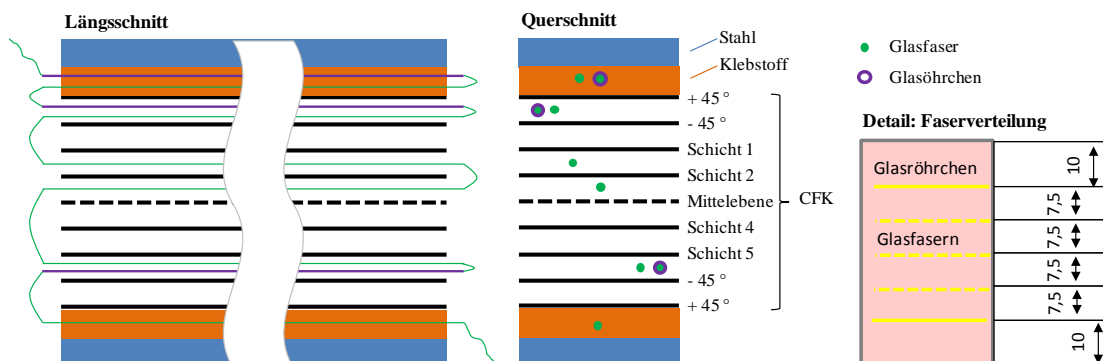


Abb. 4-9: Detail Integration faseroptische Sensoren im CFK und Klebverbund

Die Messung erfolgt in einer durchgehenden Faser in einer Orientierungsrichtung und dementsprechend ist diese in die einzelnen Lagen ohne Unterbrechung einzubringen. Die Dehnung in der Faser kann anschließend an jeder Position millimetergenau aufgelöst werden. Um eine einfachere Abgrenzung der parallel verlaufenden Messstrecken im Mischbauverbund vornehmen zu können, wurde die Faser so integriert, dass diese jeweils am Ende der CFK-Streifen nicht ins Harz beziehungsweise den Klebstoff eingebettet wurde. Hierdurch kann die genaue Position des Fasereintritts in den Verbund bestimmt werden. Bei der Integration der Glasröhrchen ist entscheidend, dass diese keinesfalls mit Harz oder Klebstoff gefüllt werden (Abb. 4-10).

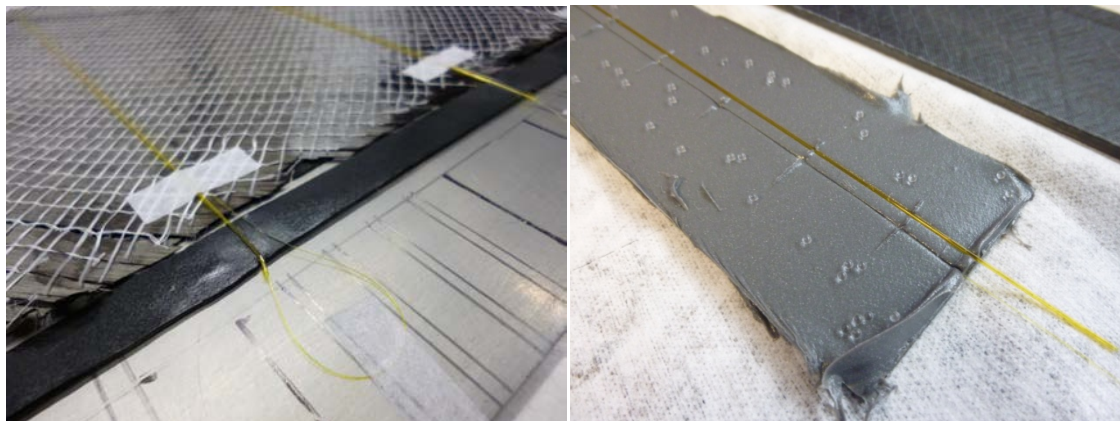


Abb. 4-10: Faserintegration im CFK-Laminat (links) und Klebstoff (rechts), jeweils einzelne Glasfaser und Glasfaser im Glasröhrchen

Als Messsystem wurde ein OBR-4613 System der Firma LUNA Technologies mit Singlemode-Fasern vom Typ ODiSI und einem Polyimide-Coating bei einer Wellenlänge von 1305 nm verwendet.

4.5.2 Prüfkörper und Materialien

Bei den faseroptischen Messungen wurden ausschließlich Klebverbunde aus Stahl mit CFK analysiert (Tab. 7). Die CFK-Lamine $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_s$ und $[\pm 45/90_2/\bar{90}]_s$ haben wiederum die geringste beziehungsweise größtmögliche thermische Ausdehnung. Das Laminat $[+45/90/-45/\bar{90}]_s$ hat einen höheren Anteil an $\pm 45^\circ$ -Lagen gegenüber dem $[\pm 45/90_2/\bar{90}]_s$ -Laminat und somit einen geringeren Ausdehnungskoeffizienten, der näher im Bereich von Stahl liegt.

Tab. 7: Spezifikation CFK-Lamine für die faseroptische Messung

Grammatur [g/m ²]	$[\pm 45/0_2/\bar{0}]_s$	$[\pm 45/90_2/\bar{90}]_s$	Grammatur [g/m ²]	$[+45/90/-45/\bar{90}]_s$
150	± 45	± 45	300	+ 45
150	0	90	150	90
600	0	90	300	- 45
600	$\bar{0}$	$\bar{90}$	150	$\bar{90}$

4.5.3 Probenfertigung und Versuchsdurchführung

Die Versuchsdurchführung entspricht, abgesehen von der Messtechnik, der aus Kapitel 4.4.3. In diesem Fall wurden keine Relativverschiebungen bestimmt, sondern die Dehnungen mittels faseroptischen Sensoren analysiert. Zusätzlich wurde wiederum die Bauteil- und Umlufttemperatur aufgezeichnet.

4.6 Zerstörende Prüfung

Bei der zerstörenden Prüfung wird die Klebverbindung mechanisch getrennt, um anschließend das Bruchbild zu bewerten. Das Bruchverhalten von Klebverbindungen ist nach der Norm DIN EN ISO 10365 definiert (Abb. 4-11) [38]. Dabei ist zwischen Adhäsions-, Kohäsions-, Substratnahen- und Fügeiteilbruch zu unterscheiden. Treten gleichzeitig mehrere Versagenszustände auf, so ist der prozentuale Anteil anzugeben.

Ein Adhäsionsbruch ist dadurch gekennzeichnet, dass weder auf den Fügepartnern Klebschichtreste, noch an der Klebschicht Anteile der Fügepartner nachweisbar sind. Der Kohäsionsbruch beschreibt ein Versagen in der Klebschicht und wird in Abhängigkeit der Temperatur, Belastung und Klebstoffeigenschaften als spröder oder zäher Bruch beschrieben.

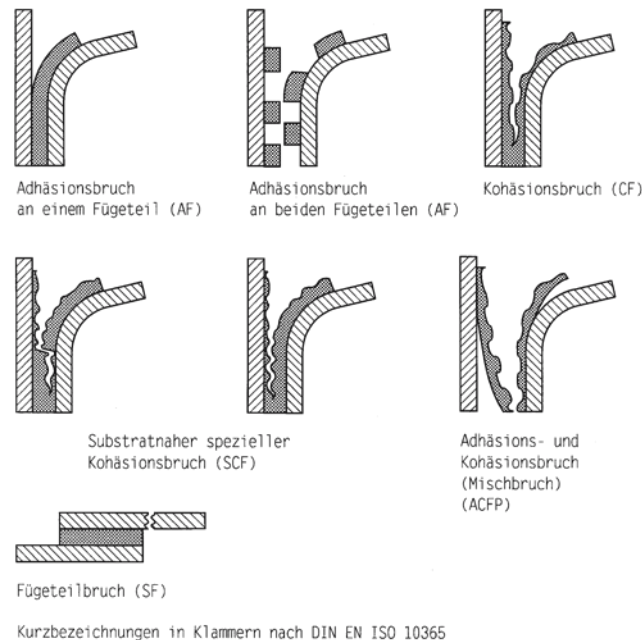


Abb. 4-11: Brucharten von Klebungen nach DIN EN ISO 10365 [4]

5 Thermischer Ausdehnungskoeffizient von Faserverbundwerkstoffen

Für den Einsatz von Faserverbundwerkstoffen in Klebverbindungen mit warmhärtenden Klebstoffen und unterschiedlichen Fügepartnern ist es zwingend erforderlich, den thermischen Ausdehnungskoeffizienten im relevanten Temperaturbereich zu kennen. In Bezug auf Fahrzeugkarosserien mit Lackiererei-Trocknerprozessen treten im Fertigungsprozess Temperaturen um 185 °C auf. Relativverschiebungen der Fügepartner mit unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten wie Stahl und CFK verursachen Spannungen in der Klebschicht, die zu reduzierten Festigkeiten oder zu adhäsivem Versagen führen kann. Zusätzlich können Kräfte infolge der Relativverschiebung bei Temperaturen oberhalb von T_G der Matrix zu einer Materialschädigung im Faserverbundwerkstoff führen, da die Steifigkeit der Matrix signifikant reduziert ist. Dementsprechend ist es erforderlich, das thermische Dehnungsverhalten auch oberhalb von T_G zu bestimmen.

Im folgenden Kapitel werden die thermischen Ausdehnungskoeffizienten endlosfaserverstärkter CFK-Lamine im Temperaturbereich von 23 °C bis 200 °C in Dilatometermessungen nach Kapitel 4.1 bestimmt. Die Lamine aus Abb. 4-2 sind aus Kohlenstofffaserlaminaten mit 50K-C-Fasern mit erhöhtem E-Modul und einem industrialisierten, schnellhärtenden 2K-Epoxidharzsystem bei 130 °C im Hochdruck-RTM Verfahren gefertigt. Beginnend mit der unverstärkten Epoxidmatrix folgt die Untersuchung von UD-Laminaten in Faserorientierung α_{11} und senkrecht dazu α_{22} . Abschließend wird der Ausdehnungskoeffizient von $[\pm 45]$ -Laminaten sowie multiaxialen Laminaten ermittelt.

Zur Bestimmung der thermischen Ausdehnungskoeffizienten α werden zwei aufeinanderfolgende Aufheiz- und Abkühlphasen mit drei Prüfkörpern je Material und Orientierungsrichtung durchgeführt. Der Ausdehnungskoeffizient wird aus der gemessenen Längenänderung in Abhängigkeit der Temperatur nach Formel (1) (Kapitel 3.1.1) abgeleitet und schließlich der Mittelwert aus den drei Messungen gebildet (Abb. 5-1).

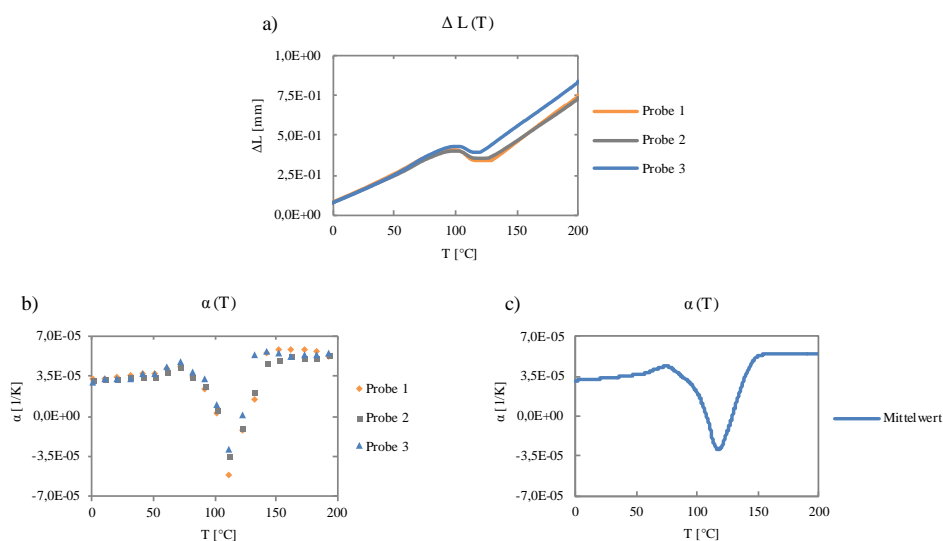


Abb. 5-1: Bestimmung thermischer Ausdehnungskoeffizient der ersten Aufheizphase – a) Längenänderung der drei Prüfkörper, b) Ausdehnungskoeffizient sowie c) Darstellung Mittelwert

5.1 Einfluss der Glasübergangstemperatur und Nachvernetzung

Epoxidharzsysteme bestehen aus den Komponenten Harz und Härter. Infolge der chemischen Vernetzungsreaktion härtet der Duroplast unter Volumenschwund aus. Wird die Bestimmung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten kohlenstofffaserverstärkter Epoxidharze an teilpolymerisierten Material durchgeführt, sind ausschließlich Messungen unterhalb der Glasübergangstemperatur aussagekräftig [20, 23]. Oberhalb T_G schreitet die Reaktion fort und Schwindung überlagert die Ausdehnung.

Der Feuchtegehalt der Prüfkörper hat ebenfalls einen erheblichen Einfluss auf das thermische Dehnungsverhalten. Nach [11] verursacht Desorption von Feuchtigkeit bei Erwärmung Volumenschwund und wirkt dabei der thermischen Ausdehnung entgegen. Neben diesen Effekten, die üblicherweise nur in der ersten Aufheizphase auftreten, hat die Glasübergangstemperatur der Matrix auch in den weiteren Aufheiz- und Abkühlphasen einen erheblichen Einfluss auf das Dehnungsverhalten.

In der DSC-Messung eines $[\pm 45]$ -Laminates mit einem Faservolumengehalt von 41.3 %, gefertigt aus alternierenden $+45^\circ$ und -45° -Gelegen mit einer Grammatur von 150 g/m^2 , wird in der ersten Aufheizphase die Glasübergangstemperatur zu 92.9°C bestimmt (Abb. 5-2). Direkt im Anschluss von T_G ist ein endothermer Peak ersichtlich, der eine Nachvernetzungsreaktion charakterisiert. In der zweiten Aufheizphase ist die Glasübergangstemperatur auf 118.1°C gestiegen und es ist kein endothermer Peak zu sehen.

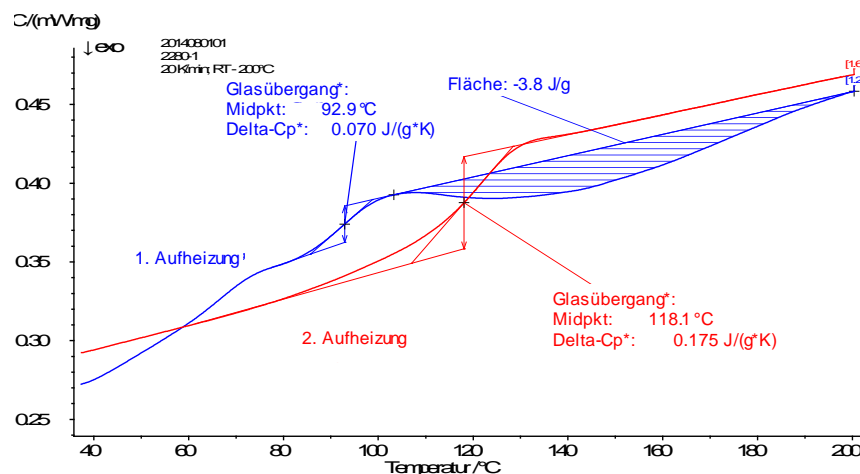


Abb. 5-2: DSC-Messung zur Bestimmung der Glasübergangstemperatur im $[\pm 45]$ -Laminat - 1. Aufheizphase (blau) mit Nachvernetzung, 2. Aufheizphase (rot) ohne Nachvernetzung

Der direkte Zusammenhang zwischen der Glasübergangstemperatur sowie Nachvernetzungsreaktion in der DSC-Messung und dem thermischen Ausdehnungskoeffizient wird durch Vergleich von Abb. 5-2 und Abb. 5-3 deutlich.

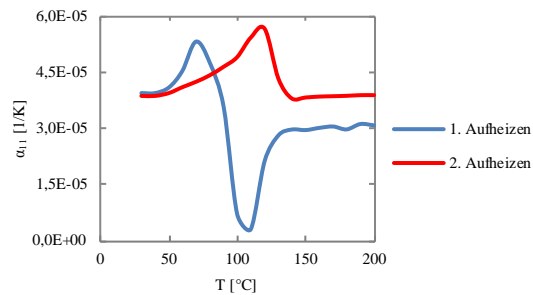


Abb. 5-3: Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{11} in Abhängigkeit der Temperatur im $[\pm 45]$ -Laminat mit 41.3 % FVG und 150 g/m^2 Grammatur - 1. Aufheizphase (blau) mit Nachvernetzung, 2. Aufheizphase (rot) ohne Nachvernetzung

Ab T_G bei 92.9 °C nimmt der thermische Ausdehnungskoeffizient α_{11} eines $[\pm 45]$ -Laminates in der ersten Aufheizphase stark ab. Anschließend überlagert der chemische Schwund die thermische Dehnung und reduziert die Längenänderung. In der zweiten Aufheizphase sinkt α_{11} erneut ab T_G bei 118.1 °C . Die hohe thermische Dehnung der Matrix wird infolge deren abnehmender Steifigkeit oberhalb von T_G erheblich durch die Fasern eingeschränkt. Dies steht im direkten Zusammenhang mit der zunehmenden Mobilität der Polymere ab dem Onset der Glasübergangstemperatur [45]. Der Glasübergangsbereich in CFK-Laminaten kann nach [46] auch in DMA-Messungen durch den abrupten Abfall des E-Moduls und dem Anstieg des Verlustfaktors charakterisiert werden (Kapitel 6.1).

Die chemische Vernetzungsreaktion im Harz ist sowohl von der Temperatur als auch der Zeit abhängig. Entsprechend kann die Heizrate im Dilatometer einen Einfluss auf den Zeitpunkt sowie die Dauer der Nachvernetzungsreaktionen haben. Abb. 5-4 zeigt den Verlauf von α_{22} im $[\pm 45/0_4]_S$ -Laminat der ersten und zweiten Aufheizphase in Abhängigkeit der Heizrate von 0.5 K/min , 1.0 K/min und 2.0 K/min . Dieses Laminat wurde aus der Serienfertigung entnommen und ist mit einer Grammatur von 150 g/m^2 sowie 45% FVG aufgebaut. Die Graphen der ersten Aufheizphase mit Nachvernetzungsreaktion sind nicht deckungsgleich. In der zweiten Aufheizphase ist kein Unterschied zwischen den Heizraten ersichtlich und somit wird mit einer Aufheiz- und Abkühlrate von 2.0 K/min gearbeitet. Um den Einfluss möglicher Nachvernetzungsreaktionen sowie der Feuchtigkeit auf den thermischen Ausdehnungskoeffizienten auszuschließen, werden nachfolgend die Ergebnisse im Anschluss an die erste Aufheizphase verwendet.

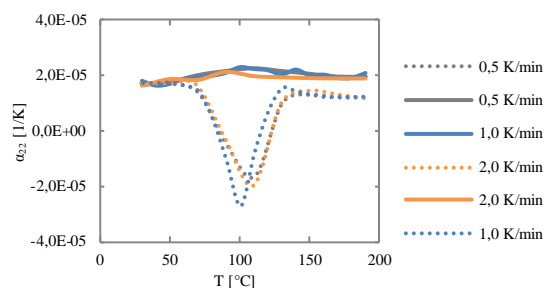


Abb. 5-4: Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{22} in Abhängigkeit der Temperatur im $[\pm 45/0_4]_S$ -Laminat mit 45 % FVG und 150 g/m^2 Grammatur – Einfluss Heizrate $0.5, 1.0, 2.0 \text{ K/min}$, 1. Aufheizphase (gestrichelt) gegenüber 2. Aufheizphase (Linie)

5.2 Epoxidmatrix

Der Verlauf des thermischen Ausdehnungskoeffizienten der unverstärkten Epoxidmatrix zeigt im Anschluss an die erste Aufheizphase ein reproduzierbares Dehnungsverhalten (Abb. 5-5). Beginnend bei 23 °C steigt der Ausdehnungskoeffizient bis zum Glasübergangsbereich ab 100 °C linear an. Hier ist ein deutlicher Anstieg des Ausdehnungskoeffizienten bis 120 °C ersichtlich, der anschließend konstant ist.

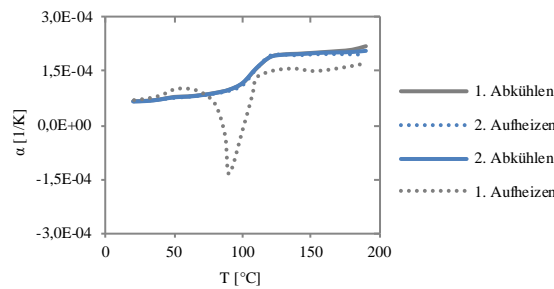


Abb. 5-5: Thermischer Ausdehnungskoeffizient der unverstärkten Epoxidmatrix in Abhängigkeit der Temperatur

5.3 UD-Laminat

5.3.1 α_{11} und α_{22}

Bei faserverstärkten Kunststoffen wird in Faserorientierung der Ausdehnungskoeffizient durch die Fasern mit einer deutlich höheren Steifigkeit gegenüber der Matrix dominiert. Daraus resultiert ein sehr geringer bis leicht negativer thermischer Ausdehnungskoeffizient. Somit ist die resultierende Längenänderung infolge einer Temperaturänderung sehr klein und daher schwierig experimentell zu bestimmen. Unter anderem wird auch in [12] die Auflösung der Messtechnik als ausschlaggebende Größe für die Streuung der Kennwerte bei Materialien mit sehr geringer Dehnung bestimmt. In dieser Untersuchung wurde bei einer Temperaturänderung von 10 K und einer Probenlänge von 100 mm eine Längenänderung von 1 μm gemessen. Der abgeleitete thermische Ausdehnungskoeffizient in Abb. 5-6 entspricht den in [18, 19] publizierten Verläufen und somit ist die Auflösung der verwendeten Messtechnik ausreichend.

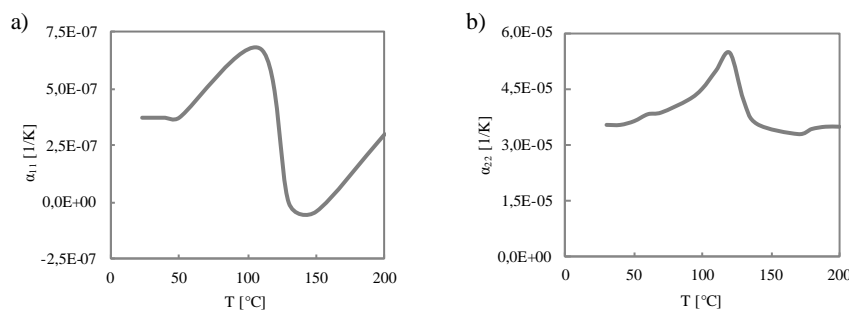


Abb. 5-6: Thermischer Ausdehnungskoeffizient im UD-Laminat mit 48,8 % FVG und 300 g/m² Grammatur in Abhängigkeit der Temperatur – a) α_{11} und b) α_{22}

Ausgehend von Raumtemperatur steigt α_{11} bis zur Glasübergangstemperatur bei 120 °C leicht an (Abb. 5-6). Mit abnehmender Steifigkeit der Matrix oberhalb T_G dominieren die Fasern den Ausdehnungskoeffizienten des Laminates und α_{11} sinkt überproportional schnell. Anschließend ist ein leichter Anstieg der Ausdehnung festzustellen. Dabei ist der geringe Wertebereich der Änderung von $0.5 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ zu beachten.

Das thermische Dehnungsverhalten α_{22} eines UD-Laminates ist im Gegensatz zu α_{11} durch die Charakteristik der Epoxidmatrix geprägt (Abb. 5-5, Abb. 5-6). Bis T_G steigt α_{22} annähernd linear an. Im Bereich der Glasübergangstemperatur ist analog der Epoxidmatrix eine Änderung der Steigung des Graphen zu erkennen, die Ausprägung ist im faserverstärkten Laminat reduziert. Oberhalb der Glasübergangstemperatur sinkt α_{22} erheblich, verbleibt allerdings nahezu konstant. Während der Graph von α_{22} gegenüber der Epoxidmatrix bis T_G annähernd parallel zu niedrigeren Werten verschoben wurde, ist oberhalb von T_G der Ausdehnungskoeffizient deutlich reduziert. In diesem Bereich behindern die Fasern die Ausdehnung obwohl diese quer zur Messrichtung verlaufen.

Nach [45] ist der überproportionale Anstieg des Ausdehnungskoeffizienten der Epoxidmatrix im Bereich der Glasübergangstemperatur auch im Verbundwerkstoff ersichtlich. Die Ausprägung wird dabei durch den Faservolumengehalt sowie das Verhältnis des E-Moduls zwischen Faser und Matrix definiert. Dementsprechend zeigt der Graph für α_{11} im Bereich von T_G nur einen geringfügigen Anstieg des Ausdehnungskoeffizienten, bei α_{22} hingegen eine deutliche Zunahme.

5.3.2 Einfluss Faservolumengehalt

Der Faservolumengehalt wurde mittels TGA nach Kapitel 4.3.2 bestimmt. Abb. 5-7 zeigt die thermischen Ausdehnungskoeffizienten eines UD-Laminates mit Faservolumengehalten von 42.1 % bis 48.8 %. Dabei wird die Variation des Faservolumengehaltes bei konstanter Laminatdicke und Grammatur von 300 g/m^2 durch eine unterschiedliche Anzahl an Laminatschichten realisiert.

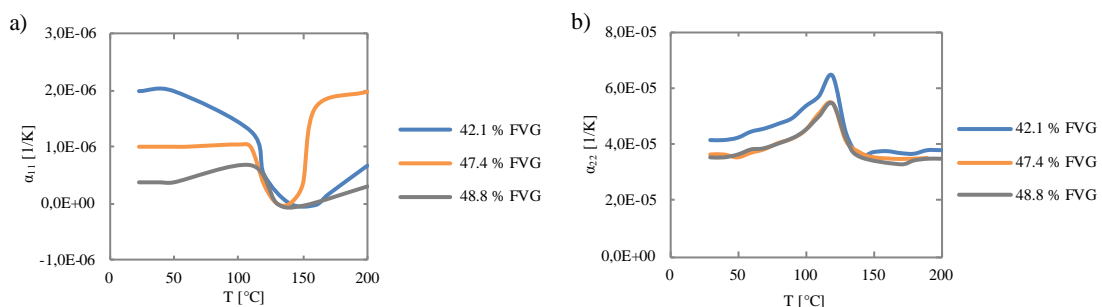


Abb. 5-7: Thermischer Ausdehnungskoeffizient im UD-Laminat mit 300 g/m^2 Grammatur in Abhängigkeit der Temperatur - Einfluss Faservolumengehalt a) α_{11} und b) α_{22}

Bis zur Glasübergangstemperatur ist sowohl bei α_{11} als auch α_{22} ein höherer Ausdehnungskoeffizient bei geringerem Faservolumengehalt ersichtlich. Hingegen sind oberhalb von T_G alle Graphen nahezu identisch, da in diesem Temperaturbereich das thermische Dehnungsverhalten durch die Fasern dominiert wird. Das Verhältnis von

Fasern zu Matrix scheint daher bei einem Faservolumengehalt von 42.1 % bis 48.8 % oberhalb von T_G keinen Einfluss auf die thermische Dehnung zu haben. Es sei angemerkt, dass der Verlauf von α_{11} des Prüfkörpers mit 47.4 % FVG bei Temperaturen um 150 °C untypisch und nicht repräsentativ ist. Als Ursache kommen der Abbau innerer Spannungen oder eine Winkelabweichung der Faserorientierung in Frage.

5.3.3 Einfluss Grammatur

Neben dem Faservolumengehalt wurde zusätzlich ein Einfluss der Grammatur auf den Ausdehnungskoeffizienten festgestellt. Bis zur Glasübergangstemperatur verlaufen die Graphen für α_{22} bei unterschiedlichen Flächengewichten von 150 g/m², 300 g/m² und 600 g/m² annähernd gleich (Abb. 5-8). Bei höheren Temperaturen besteht allerdings ein direkter Zusammenhang zwischen Grammatur und Ausdehnungskoeffizient. Der Faservolumengehalt der Lamine mit einer Grammatur von 150 g/m² und 300 g/m² wurde mit 47.4 % bestimmt, im Laminat mit 600 g/m² ist er mit 49.7 % geringfügig höher.

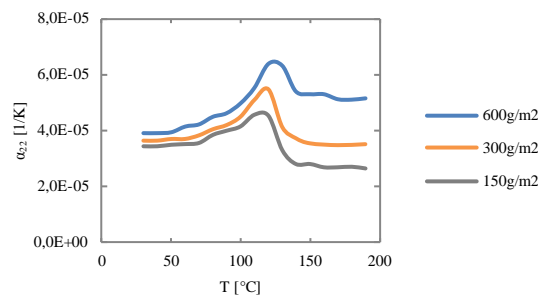


Abb. 5-8: Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{22} in Abhängigkeit der Temperatur im UD-Laminat mit 47.4 – 49.7 % FVG - Einfluss Grammatur

Bei geringerem Flächengewicht wird demnach oberhalb von T_G bei vergleichbarem Faservolumengehalt ein niedrigerer Ausdehnungskoeffizient bestimmt. Die Ursache hierfür kann im Aufbau der Lamine aus den Gelegen mit unterschiedlicher Grammatur liegen. Neben den Kohlenstofffasern sind Glasfäden sowie Polyestergerne in den Gelegen eingearbeitet (Abb. 4-3). In den UD-Laminaten variiert das Flächengewicht der Glasfäden und des Polyestergerne minimal, die Faserorientierung ist allerdings identisch. Demnach scheinen die Glasfäden und das Polyestergerne nicht die Ursache für die unterschiedliche thermische Dehnung oberhalb von T_G zu sein. Abb. 5-9 zeigt Schliffbilder der untersuchten Lamine mit einem Faservolumengehalt von 47.4 % bei einer Dicke von etwa 2 mm mit einer Grammatur von 150 g/m² und 300 g/m² sowie einem FVG von 49.7 % bei einer Dicke von 3.2 mm mit 600 g/m² Grammatur. Hier sind deutlich die unterschiedlich dicken Laminatschichten sowie Rovings zu erkennen. Die Reinharzbereiche dazwischen zeigen keine wesentlichen Unterschiede. Der Einfluss dieser unterschiedlich dicken Laminatschichten auf das thermische Dehnungsverhalten kann anhand der Schliffbilder nicht bestimmt werden. Insgesamt war es im Rahmen dieser Untersuchung nicht möglich, die genaue Ursache für den Einfluss der Grammatur auf den Ausdehnungskoeffizienten oberhalb von T_G zu ermitteln. Hierbei sind eventuell Einflussfaktoren aus dem Fertigungsprozess zu berücksichtigen. In Bezug auf die Auslegung von CFK-Laminaten für

die Anwendung im Fahrzeug ist zu berücksichtigen, dass bei der Fertigung mehrere Gelegeschichten mit geringer Grammatur nicht durch eine Gelegeschicht mit einer höheren Grammatur ersetzt werden sollten. Der Einfluss der Grammatur auf weitere Lamineigenschaften wird nachfolgend durch die Bestimmung des temperaturabhängigen E-Moduls überprüft (Kapitel 6.1.2).

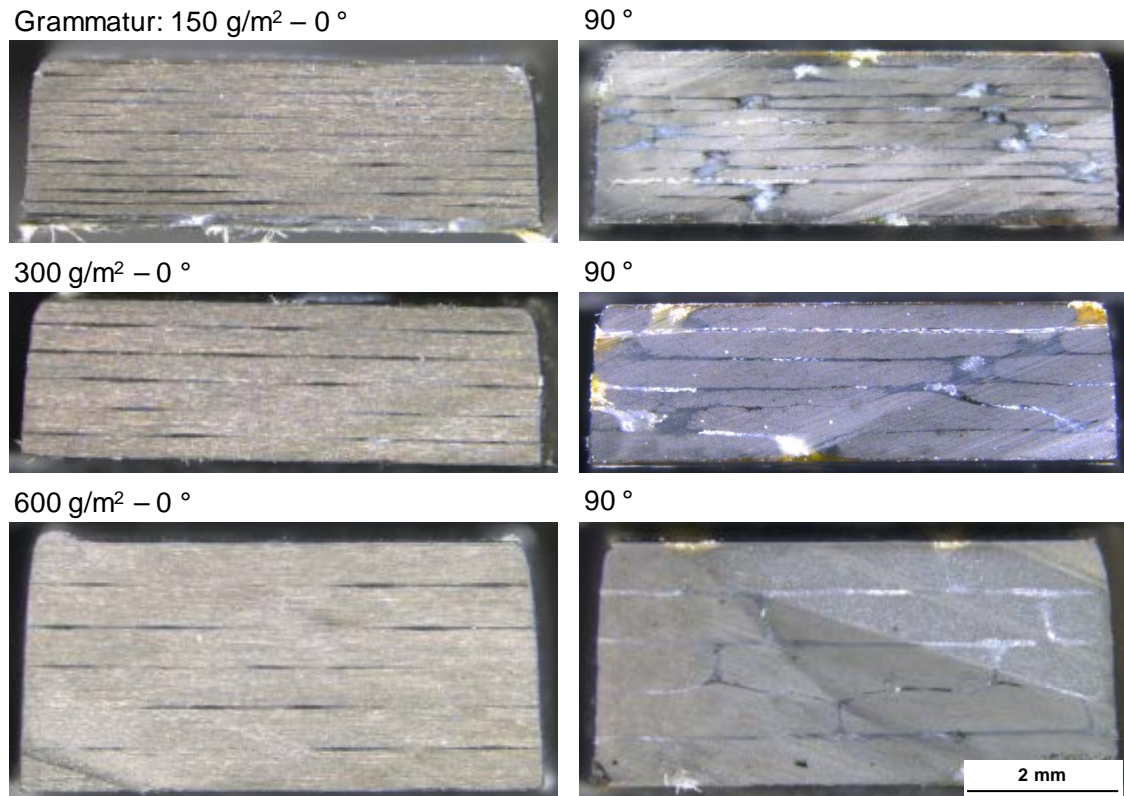


Abb. 5-9: Schliffbilder CFK-Lamine mit unterschiedlicher Grammatur 150 g/m², 300 g/m² und 600 g/m² in Faserorientierung 0 ° sowie quer zur Faser 90 °

5.4 MD-Lamine

5.4.1 [±45]-Laminat

Das thermische Dehnungsverhalten symmetrisch gefertigter Lamine aus alternierenden Lagen mit + 45 °- und - 45 °-Orientierung ist vor allem wegen der in den Decklagen verwendeten ± 45 °-Lagen von Interesse. Bei diesen Laminen ist α_{11} und α_{22} identisch. Im Vergleich zur unverstärkten Matrix (Abb. 5-5) wird die Ausdehnung im gesamten Temperaturbereich durch die Fasern konstant eingeschränkt. Während bis zum T_G ein leichter Anstieg des Ausdehnungskoeffizienten verursacht durch die Epoxidmatrix festzustellen ist, verbleibt dieser bei höheren Temperaturen konstant (Abb. 5-10).

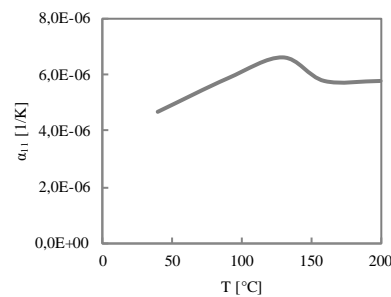


Abb. 5-10: Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{11} in Abhängigkeit der Temperatur im $[\pm 45]$ -Laminat mit 44.2 % FVG und 150 g/m² Grammatur

5.4.2 $[\pm 45/0_3/\bar{0}]_S$ -Laminat

$[\pm 45/0_3/\bar{0}]_S$ -Laminat entsprechen UD-Laminaten $[0]$ mit zusätzlichen $\pm 45^\circ$ -Lagen in der Deckschicht. Gegenüber $[0]$ -Laminaten wird die Ausdehnung α_{11} im gesamten Temperaturbereich zu niedrigeren bis leicht negativen Werten verschoben (Abb. 5-6, Abb. 5-11). Auch die Untersuchungen von [18] zeigen, dass ein gewisser Anteil von $\pm 45^\circ$ -Lagen eine geringere Ausdehnung als in $[0]$ -Laminaten verursacht (Abb. 3-18, Abb. 3-25).

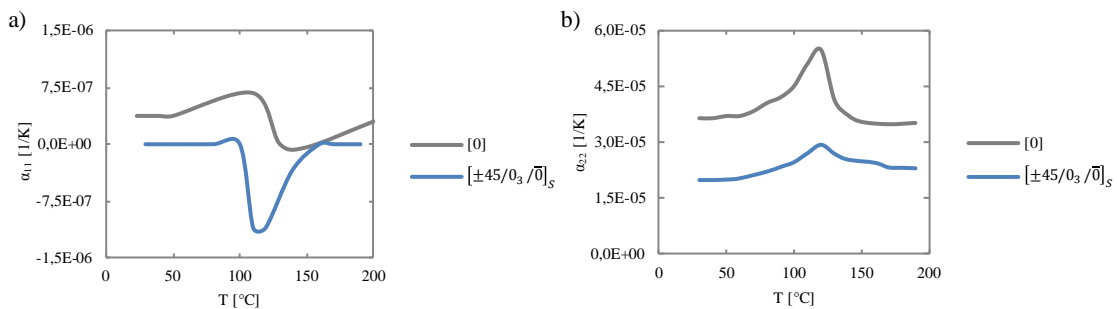


Abb. 5-11: Thermischer Ausdehnungskoeffizient in Abhängigkeit der Temperatur - Vergleich $[\pm 45/0_3/\bar{0}]_S$ -Laminat mit 46.5 % FVG zu $[0]$ -Laminat mit 47.4 % FVG und jeweils 300 g/m² Grammatur a) α_{11} und b) α_{22}

Wird der thermische Ausdehnungskoeffizient α_{22} bestimmt, entspricht dies einem $[\pm 45/90_3/\bar{90}]_S$ -Laminat. Die $\pm 45^\circ$ -Lagen verschieben den Ausdehnungskoeffizienten gegenüber α_{22} im $[0]$ -Laminat zu geringeren Werten. Zusätzlich ist der Peak im Bereich der Glasübergangstemperatur weniger stark ausgeprägt (Abb. 5-6, Abb. 5-11).

5.4.3 $[\pm 45/0_3/\bar{90}]_S$ -Laminat

Gegenüber dem zuvor beschriebenen Laminat ist nun eine zusätzliche Schicht mit einer Faserorientierung von 90° im Laminat integriert. α_{11} wird dadurch bis zum Glasübergangsbereich zu größeren Ausdehnungskoeffizienten verschoben (Abb. 5-12). Bei höheren Temperaturen dominieren erneut die $\pm 45^\circ$ - und 0° -Lagen den Ausdehnungskoeffizienten und dieser wird als annähernd null bestimmt.

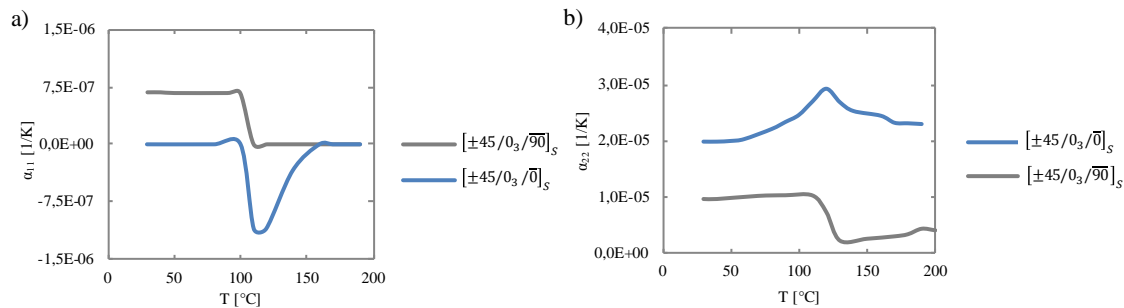


Abb. 5-12: Thermischer Ausdehnungskoeffizient in Abhängigkeit der Temperatur - Vergleich $[\pm 45/0_3/0]_S$ mit 46,5 % FVG zu $[\pm 45/0_3/90]_S$ mit 46 % FVG und jeweils 300 g/m^2 Grammatur
a) α_{11} und b) α_{22}

Hingegen ist der Verlauf des Graphen von α_{22} im $[\pm 45/0_3/90]_S$ - gegenüber einem $[\pm 45/0_3/0]_S$ -Laminat grundlegend unterschiedlich (Abb. 5-12). In dieser Orientierung sind neben vier $\pm 45^\circ$ -Lagen sechs Lagen in 90° - und eine Lage in 0° -Orientierung enthalten. Bis T_G ist α_{22} im $[\pm 45/0_3/90]_S$ -Laminat durch die einzelne 0° -Lage bereits erheblich reduziert. Im Bereich von T_G wird der Einfluss der 0° -Lagen noch deutlicher und es ist ein Knick im Graphen hin zu geringeren Werten ersichtlich. Dieser Verlauf unterstreicht die Dominanz der Fasern gegenüber der Matrix auf das Dehnungsverhalten des Laminates. Der Ausdehnungskoeffizient oberhalb von T_G verbleibt sehr gering.

5.5 Diskussion der Ergebnisse

Es ist festzustellen, dass die drei Prüfkörper der analysierten CFK-Laminat und des Epoxidharzes jeweils eine gute Übereinstimmung zeigen. Somit ist für die Bestimmung des temperaturabhängigen thermischen Ausdehnungskoeffizienten im verwendeten Dilatometer eine Dreifachbestimmung ausreichend. Die Änderung der Steigung in den Graphen im Bereich von 100°C bis 130°C wird durch die Glasübergangstemperatur der Epoxidmatrix verursacht und ist in Abhängigkeit der Faserorientierung im Laminat unterschiedlich stark ausgeprägt.

In Bezug auf die in Kapitel 3.2 publizierten Ergebnisse zum thermischen Dehnungsverhalten von CFK unterhalb von T_G konnten in dieser Untersuchung folgende Erkenntnisse für Temperaturen oberhalb T_G ergänzt werden:

- Der thermische Ausdehnungskoeffizient α_{11} von $[\pm 45/0]$ -Laminaten ist sowohl unterhalb als auch oberhalb von T_G geringer als α_{11} im UD-Laminat.
- Wird in multiaxialen Laminaten eine einzelne 0° -Schicht ergänzt, ist der Ausdehnungskoeffizient oberhalb von T_G nahezu unabhängig vom Laminataufbau erheblich reduziert.
- Der Einfluss des Faservolumengehaltes auf den Ausdehnungskoeffizienten ist nur bis T_G direkt proportional, bei höheren Temperaturen ist keine Abhängigkeit vom Faservolumengehalt in den analysierten Laminaten festzustellen.
- Vor allem oberhalb von T_G ist ein direkter Zusammenhang zwischen der Grammatik der Laminatschichten und dem Ausdehnungskoeffizienten für das vorliegende Laminat aus UD-Gelegen ersichtlich.

Der Ausdehnungskoeffizient der unverstärkten 2K-Epoxidmatrix liegt im Bereich von $65 \text{ E}^{-06}\text{K}^{-1}$ bis $200 \text{ E}^{-06}\text{K}^{-1}$ und wird durch die C-Fasern in einem UD-Laminat in α_{11} auf 0 bis $1 \text{ E}^{-06}\text{K}^{-1}$ und in α_{22} auf $32 \text{ E}^{-06}\text{K}^{-1}$ bis $57 \text{ E}^{-06}\text{K}^{-1}$ reduziert (Abb. 5-5, Abb. 5-6). Zusätzliche Fasern in $\pm 45^\circ$ -Orientierung verschieben α_{11} in $[\pm 45/0]_S$ -Laminaten auf $-1.25 \text{ E}^{-06}\text{K}^{-1}$ bis $0.1 \text{ E}^{-06}\text{K}^{-1}$ sowie α_{22} auf $20 \text{ E}^{-06}\text{K}^{-1}$ bis $30 \text{ E}^{-06}\text{K}^{-1}$ und somit zu noch geringeren Werten (Abb. 5-11). Der Ausdehnungskoeffizient von $[\pm 45]$ -Laminaten ist allerdings mit $4.2 \text{ E}^{-06}\text{K}^{-1}$ bis $6.6 \text{ E}^{-06}\text{K}^{-1}$ im gesamten Temperaturbereich größer als α_{11} in UD-Laminaten (Abb. 5-10). Es ist zu erwarten, dass die Dehnung in einem multiaxialen Laminat $[\pm 45/0]_S$ gleich oder größer ist als α_{11} im UD-Laminat. Dem entgegen ist eine geringere Dehnung festgestellt worden (Abb. 5-11). Bereits die Ergebnisse von Parker et al. [18] zeigen, dass der temperaturabhängige Ausdehnungskoeffizient α_{11} in $[\pm 45/0]_S$ -Laminaten bei einem Anteil von 25 % an $\pm 45^\circ$ -Lagen unterhalb von T_G geringer ist als von UD-Laminaten. Ein größerer Anteil an $\pm 45^\circ$ -Lagen führt indessen zu einem höheren Ausdehnungskoeffizienten. In dieser Untersuchung wird bestätigt, dass mit einem Anteil von 35 % an $\pm 45^\circ$ -Lagen auch oberhalb von T_G die thermische Dehnung von $[\pm 45/0]$ -Laminaten geringer ist als von UD-Laminaten.

Um den Einfluss von $\pm 45^\circ$ -Lagen auf den thermischen Ausdehnungskoeffizienten in multiaxialen Laminaten zu beschreiben, ist die Ausdehnung senkrecht zur Ebene mit einzubeziehen. In UD-Laminaten wird die Dehnung der Matrix in Faserorientierung erheblich eingeschränkt, allerdings senkrecht zu den Fasern nur geringfügig behindert. Die eingeschränkte Dehnung der Matrix in Faserorientierung kann zu einem gewissen Anteil quer zu den Fasern oder senkrecht zur Ebene kompensiert werden. Nach der Untersuchung von Rogers et al. [19] ist der thermische Ausdehnungskoeffizient senkrecht zur Ebene in UD-Laminaten in etwa doppelt so groß wie α_{22} . Mit zusätzlichen Fasern in $\pm 45^\circ$ -Orientierung wird die thermische Dehnung quer zur Faserorientierung reduziert und die eingeschränkte Dehnung der Matrix in α_{11} kann nur noch in geringerem Umfang in α_{22} kompensiert werden. Die Arbeit von Nawab et al. [17] beschreibt, dass der Ausdehnungskoeffizient senkrecht zur Ebene bei $[0/90]$ - und $[\pm 45]$ -Laminaten größer ist als bei UD-Laminaten. Als Ursache wird die stärkere Einschränkung der Ausdehnung des Harzes in α_{11} und α_{22} bei MD-Laminaten bezeichnet. Akkerman [47] beschreibt zudem, dass in quasi-isotropen Laminaten bei verhältnismäßig hoher Steifigkeit in der Ebene und gleichzeitig geringem Ausdehnungskoeffizienten, senkrecht zum Laminat die Steifigkeit als auch der Ausdehnungskoeffizient erhöht ist. Dementsprechend ist der Ausdehnungskoeffizient senkrecht zur Ebene im $[\pm 45/0]$ -Laminat größer als im UD-Laminat und α_{11} sowie α_{22} geringer.

Bei der Betrachtung von multiaxialen Laminaten mit Fasern in 0° -, 90° - und $\pm 45^\circ$ -Orientierung ist der Effekt einer einzelnen Schicht auf den Ausdehnungskoeffizienten des Laminates signifikant. Im Laminat $[\pm 45/0_3/\overline{90}]_S$ wird α_{22} durch die einzelne Schicht in 0° -Orientierung unterhalb von T_G zu geringeren Werten verschoben. Bei höheren Temperaturen wird der Effekt verstärkt. Hier tendiert α_{22} gegen Null (Abb. 5-12). Somit wird nahezu unabhängig vom Laminataufbau der Ausdehnungskoeffizient durch die einzelne 0° -Schicht oberhalb von T_G zu sehr geringen Werten verschoben.

Nach Schürmann [11] besteht in UD-Materialien aus C-Fasern in einer EP-Matrix senkrecht zur Faser für den technisch relevanten Bereich von Faservolumengehalten um 40 % bis 60 % ein nahezu linearer Zusammenhang zur thermischen Dehnung. Dabei ist anzumerken, dass diese Annahme scheinbar nur für Temperaturen unterhalb von T_G zutrifft, da bei höheren Temperaturen α_{22} im UD-Laminat als nahezu unabhängig vom Faservolumengehalt bestimmt wurde (Abb. 5-7).

In dieser Untersuchung wurde ein Zusammenhang zwischen der Grammatik der Gelege und dem thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_{22} in UD-Laminaten oberhalb von T_G festgestellt (Abb. 5-8). Als mögliche Ursachen wurden die Glasfäden, das Polyestergarn oder die Harz-Matrix-Verteilung betrachtet (Abb. 4-3, Abb. 5-9). Die genaue Ursache konnte jedoch nicht festgestellt werden und gilt als Ausblick für weitere Untersuchungen.

6 Berechnung der thermischen Ausdehnungskoeffizienten

Im folgenden Kapitel wird der analytisch berechnete Wärmeausdehnungskoeffizient von unidirektionalen als auch multiaxialen CFK-Laminaten den experimentellen Kennwerten gegenübergestellt. Die Rechnung basiert dabei auf dem linearen Elastizitätsgesetz der UD-Schicht sowie der klassischen Laminattheorie nach [11]. Neben Kennwerten aus der Literatur [11, 14] und Herstellerangaben dienen sowohl die experimentell bestimmten Ausdehnungskoeffizienten aus Kapitel 5 als auch DMA-Messungen zur Bestimmung des temperaturabhängigen Elastizitätsmoduls der Matrix als Eingangsgröße der Berechnung.

6.1 Experimentelle Bestimmung des E-Moduls

Zur Berechnung der Lamineigenschaften wird unter anderem der temperaturabhängige Elastizitätsmodul der Epoxidmatrix benötigt. Da dieser für den Temperaturbereich bis 200 °C nicht den Herstellerangaben zu entnehmen ist, wird dieser in DMA-Messungen nach Kapitel 4.3.3 ermittelt. Zusätzlich wird der E-Modul senkrecht zu den Fasern E_{22} in UD-Laminaten mit unterschiedlichen Grammaturen und Faservolumengehalten bestimmt. Der gemessene E-Modul dient zur Validierung des berechneten E-Moduls nach dem linearen Elastizitätsgesetz. Ebenso wird der gemessene E-Modul von $[\pm 45]$ -Laminaten zur Verifizierung der Berechnung nach der klassischen Laminattheorie für multi-axiale Lamine verwendet. Um den Einfluss von Nachvernetzungsreaktionen der Matrix zu kompensieren, werden alle Prüfungen an getemperten und somit vollständig vernetzten Prüfkörpern durchgeführt.

6.1.1 Epoxidmatrix

Bis zur Glasübergangstemperatur, welche durch den Peak des Verlustfaktors $\tan \delta$ gekennzeichnet wird, sinkt der E-Modul der Epoxidmatrix E_m annähernd linear (Abb. 6-1). Im Bereich von T_G fällt E_m überproportional stark ab und liegt anschließend bei sehr geringen Werten.

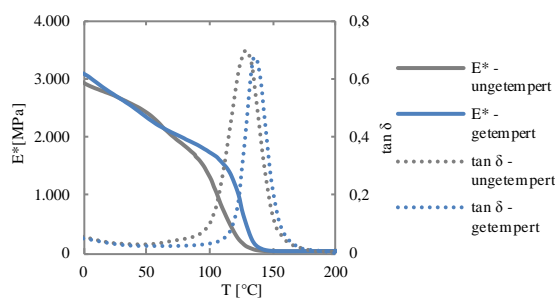


Abb. 6-1: E-Modul in Abhängigkeit der Temperatur - Epoxidmatrix ungetempert und getempert

Neben dem thermischen Ausdehnungskoeffizienten beeinflussen Nachvernetzungsreaktionen in der Epoxidmatrix auch den Verlauf des temperaturabhängigen Elastizitätsmoduls. Dabei liegt der T_G im unvollständig vernetzten Zustand (ungetempert) bei niedrigeren Temperaturen als bei vollständig vernetztem Zustand (getempert) und dementsprechend sinkt der E-Modul bereits bei geringeren Temperaturen (Abb. 6-1). Daher werden alle weiteren Prüfungen an getemperten Materialien durchgeführt.

6.1.2 UD-Laminat

Zur Bestimmung des E-Moduls in Zugrichtung in einer DMA ist bei UD-Laminaten infolge sehr hoher Werte für E_{11} eine extrem große Kraft aufzubringen, um die vorgeschriebene statische Dehnung von 0.3 % zu erreichen. Mit der vorhandenen Prüftechnik war es nicht möglich, eine ausreichende Anpresskraft der Einspannvorrichtung zu erzielen, um das Herausrutschen der Prüfkörper zu vermeiden. Somit konnte E_{11} nicht experimentell bestimmt werden. Aus diesem Grund wird üblicherweise an UD-Prüfkörpern in Faserorientierung der Biegemodul anstatt des Moduls in Zugrichtung bestimmt. Dieser charakterisiert allerdings eine andere mechanische Eigenschaft und ist zur Berechnung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten ungeeignet. Da die direkte Bestimmung von E_{11} in UD-Laminaten nicht möglich ist, wird dieser Kennwert aus den Eigenschaften von Faser und Matrix berechnet.

Im Gegensatz zu E_{11} in UD-Laminaten kann der E-Modul quer zu den Fasern E_{22} infolge der deutlich geringeren Steifigkeit in DMA-Messungen bestimmt werden. Der Verlauf des E_{22} -Moduls ist dabei sehr ähnlich zur Epoxidmatrix, allerdings sind die Graphen parallel zu höheren Werten verschoben (Abb. 6-1, Abb. 6-2). Im Bereich der Glasübergangstemperatur ist wiederum ein signifikant sinkender E-Modul bei gleichzeitig steigendem Verlustmodul ersichtlich.

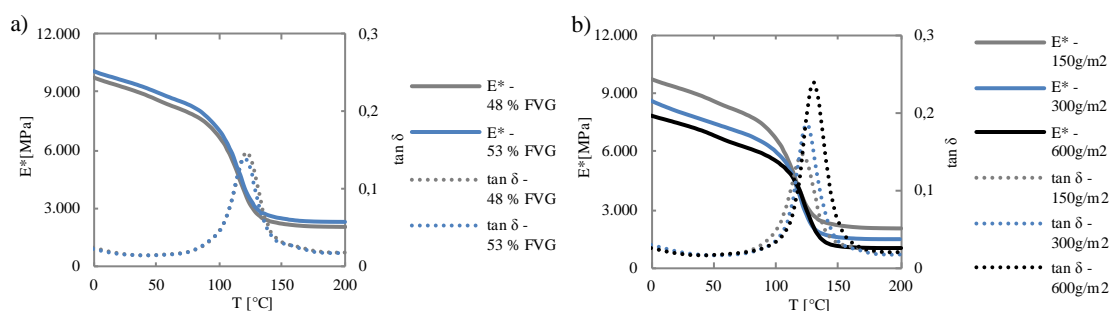


Abb. 6-2: E_{22} -Modul in Abhängigkeit der Temperatur im UD-Laminat – a) Einfluss Faservolumengehalt mit 150 g/m^2 Grammatur, b) Einfluss Grammatur mit 47.5% FVG bei 150 g/m^2 und 300 g/m^2 sowie 49.7% FVG bei 600 g/m^2

Ein Faservolumengehalt von 52.5% gegenüber 47.5% bei einer Grammatur von 150 g/m^2 führt zu einer geringfügigen Parallelverschiebung der Graphen zu höheren Werten. Hingegen ist E_{22} bei einem Flächengewicht von 150 g/m^2 gegenüber 300 g/m^2 und 600 g/m^2 bei 47.5% beziehungsweise 49.7% FVG deutlich höher (Abb. 6-2).

In Kapitel 5.3.3 wurde ein Einfluss der Grammatur auf den thermischen Ausdehnungskoeffizienten oberhalb von T_G festgestellt. Dabei war es nicht möglich, die genaue Ursache zu analysieren. Die Glasfäden sowie der Polyestergerüst nehmen bei den Laminaten aus unterschiedlichen Grammaturen ein minimal variierendes Flächengewicht ein, die Orientierung dieser Fasern im Laminat ist allerdings identisch (Abb. 4-3). Die Schlifffbilder dieser Laminat zeigen zudem keinen Unterschied der Reinharzbereiche (Abb. 5-9). Ein CFK-Laminat aus Gelegen mit 150 g/m^2 Grammatur hat gegenüber höheren Flächengewichten von 300 g/m^2 und 600 g/m^2 im gesamten Temperaturbereich einen geringeren Ausdehnungskoeffizienten (Abb. 5-8) sowie höheren E-Modul (Abb. 6-2). Demnach besteht ein Zusammenhang zwischen dem Ausdehnungskoeffizienten und dem E-Modul in Bezug auf die Grammatur des Laminates.

6.1.3 $[\pm 45]$ -Laminat

Der Graph des E-Moduls von $[\pm 45]$ -Laminaten verläuft im Gegensatz zu E_{22} im UD-Laminat $[0]$ bis zum T_G bei höheren Werten. Im Bereich von T_G ist die Änderung des E-Moduls signifikanter ausgeprägt und somit auch der Verlustfaktor größer (Abb. 6-3). Gegenüber E_m und E_{22} im $[0]$ -Laminat ist der Einfluss der Temperatur auf den E-Modul von $[\pm 45]$ -Laminaten erheblich. Zusätzlich ist in diesem Laminat, gegenüber dem UD-Laminat, der E-Modul nur oberhalb der Glasübergangstemperatur vom Faservolumengehalt abhängig. Die Fasern dominieren ab T_G die Steifigkeit und dementsprechend hat der Faservolumengehalt keinen signifikanten Einfluss in diesem Temperaturbereich.

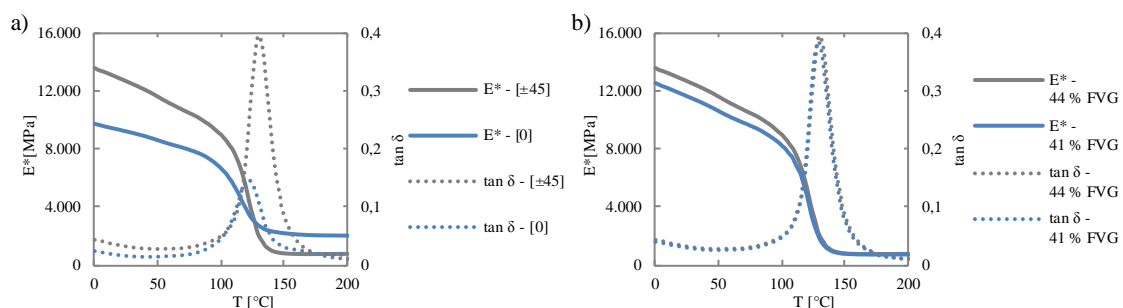


Abb. 6-3: E_{22} -Modul in Abhängigkeit der Temperatur – a) Vergleich $[0]$ -Laminat mit 47.5 % FVG zu $[\pm 45]$ -Laminat mit 44.2 % FVG und jeweils 150 g/m^2 Grammatur, b) Vergleich Einfluss Faservolumengehalt im $[\pm 45]$ -Laminat mit 150 g/m^2 Grammatur

6.2 Berechnungsgrundlage für Laminat

Das Elastizitätsgesetz und die Grundelastizitätsgrößen bilden die wesentliche Grundlage für die klassische Laminattheorie. Die Formeln im folgenden Kapitel sind [11] entnommen und teilweise mathematisch umgeformt. In dieser Arbeit folgt die Berechnung unter der Voraussetzung einer linearen, idealen Elastizität.

Für die Berechnung nach dem linearen Elastizitätsgesetz und der klassischen Laminattheorie sind Materialkennwerte der Matrix und Fasern erforderlich. Die Kennwerte der Matrix werden durch den Index „m“ gekennzeichnet und beinhalten den E-Modul E_m , die Querkontraktionszahl ν_m und den thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_m jeweils in

Abhängigkeit der Temperatur. Die Materialkennwerte der Kohlenstofffasern werden durch ein „f“ gekennzeichnet und sind im analysierten Temperaturbereich nahezu konstant. Die Richtung parallel zur Faser wird im folgenden Abschnitt durch den Index „1-Richtung, \parallel “, senkrecht zur Faser mit „2-Richtung, \perp “ in der Ebene und „3-Richtung, \perp “ senkrecht zur Ebene, beschrieben. Die Materialkennwerte der Faser sind die Dichte ρ_f , die E-Module $E_{f\parallel}$ und $E_{f\perp}$, die Längenausdehnungskoeffizienten $\alpha_{f\parallel}$ und $\alpha_{f\perp}$ sowie die Querkontraktionszahlen $\nu_{f\perp\parallel}$ und $\nu_{f\parallel\perp}$. Der erste Index der Querkontraktion beschreibt die Richtung der Querdehnung und wird als Wirkung bezeichnet. Der zweite Index kennzeichnet die Richtung der eingepprägten Kraft und somit die Ursache der Querdehnung.

6.2.1 Größen der Grundelastizität der UD-Schicht

Zur Berechnung des Spannungszustandes sind vier Elastizitätsgrößen erforderlich. Diese können analytisch aus den Kennwerten von Faser und Matrix berechnet oder durch Messungen bestimmt werden. In dieser Arbeit werden die Grundelastizitätsgrößen anhand mikromechanischer Betrachtungen errechnet. Die Matrixkennwerte werden aus den Experimenten in Kapitel 5.2 und Kapitel 6.1.1 ausgeleitet sowie aus [11] verwendet, die Faserkennwerte werden nach Herstellerangaben sowie [14] eingesetzt.

E_{\parallel} ist der E-Modul in Faserorientierung mit dem Faservolumengehalt φ (Formel (3)).

$$E_{\parallel} = E_{f\parallel} \cdot \varphi + E_m \cdot (1 - \varphi) \quad (3)$$

Um bei der Berechnung von E_{\perp} analog zu E_{\parallel} für unterschiedliche Faservolumengehalte eine gute Übereinstimmung zwischen der Berechnung und dem Experiment zu erhalten, empfiehlt [11] mit Formel (4) nach [48] zu rechnen. Diese beschreibt eine halb- oder semiempirische Gleichung, basierend auf einer Anpassung der Berechnung durch Experimente. Bei anisotropen Kohlenstofffasern sind die Faserquermodule $E_{f\perp}$ einzusetzen.

$$E_{\perp} = \frac{E_m}{1 - \nu_m^2} \cdot \frac{1 + 0,85 \cdot \varphi^2}{(1 - \varphi)^{1,25} + \frac{E_m}{(1 - \nu_m^2) \cdot E_{f\perp}} \cdot \varphi} \quad (4)$$

Der Quer-Längs-Schubmodul $G_{\perp\parallel}$ wird ebenso wie E_{\perp} durch eine halbempirische Gleichung bestimmt, welche von [49] durch Experimente validiert wurde (Formel (5)). Dabei beschreibt $G_{f\perp\parallel}$ den Quer-Längs-Schubmodul der Faser.

$$G_{\perp\parallel} = G_m \cdot \frac{1 + 0,4 \cdot \varphi^{0,5}}{(1 - \varphi)^{1,45} + \frac{G_m}{G_{f\perp\parallel}} \cdot \varphi} \quad (5)$$

Der Schubmodul G_m der Matrix wird nach Formel (6) bestimmt.

$$G_m = \frac{E_m}{2 \cdot (1 + \nu_m)} \quad (6)$$

Die große Querkontraktionszahl $\nu_{\perp\parallel}$ beschreibt eine Querdehnung ε_{\perp} aus der Beanspruchung σ_{\parallel} und wird mit einer Mischungsregel aus Faser und Matrix bestimmt (Formel (7)).

$$\nu_{\perp\parallel} = \varphi \cdot \nu_{f\perp\parallel} + (1 - \varphi) \cdot \nu_m \quad (7)$$

Die kleine Querkontraktionszahl $\nu_{\parallel\perp}$ gibt die Dehnung in Faserrichtung ε_{\parallel} an, wenn eine Belastung σ_{\perp} quer dazu erfolgt. Somit ist der Wert deutlich kleiner gegenüber der großen Querkontraktionszahl. Unter der Voraussetzung kleiner Verformungen sowie linearem und elastischem Werkstoffverhalten gilt Formel (8).

$$\frac{\nu_{\parallel\perp}}{E_{\perp}} = \frac{\nu_{\perp\parallel}}{E_{\parallel}} \quad (8)$$

6.2.2 Lineares Elastizitätsgesetz der UD-Schicht

Im Folgenden werden die UD-Schicht und der Mehrschichtverbund als Scheibenelement betrachtet. Dementsprechend treten Beanspruchungen nur in der Ebene parallel zur Oberfläche auf. Spannungen werden konstant angenommen und der Spannungszustand ist homogen. Zudem wird Orthotropie vorausgesetzt und es existieren zwei Orthotropie-Achsen. Das Koordinatensystem der UD-Schicht wird als lokales Koordinatensystem bezeichnet (Abb. 6-4).

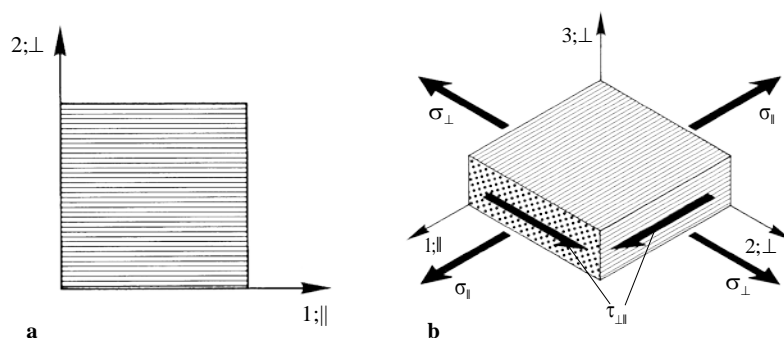


Abb. 6-4: UD-Scheibenelement mit a) lokalem 1-2 beziehungsweise \parallel - \perp Koordinatensystem in Richtung der Orthotropieachsen und b) ebener Spannungszustand [11]

Normalspannung in Dickenrichtung σ_3 und Schubspannungen in dieser Richtung $\tau_{23} = \tau_{31}$ sind bei ebenem Spannungszustand gleich Null und somit gilt für das lineare Elastizitätsgesetz als Scheibenelement Formel (9).

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{21} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & 0 \\ S_{21} & S_{22} & 0 \\ 0 & 0 & S_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{21} \end{Bmatrix} \quad (9)$$

Werden die Koppel-Koeffizienten S_{xy} der Nachgiebigkeitsmatrix $[\mathbf{S}]$ in Ingenieurgrößen dargestellt, resultiert Formel (10).

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{21} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_{\parallel}} & -\frac{\nu_{\parallel\perp}}{E_{\perp}} & 0 \\ -\frac{\nu_{\perp\parallel}}{E_{\parallel}} & \frac{1}{E_{\perp}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{\perp\parallel}} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{21} \end{Bmatrix} \quad (10)$$

Bei gegebenen Verzerrungen stellt Formel (11) das lineare Elastizitätsgesetz der UD-Schicht mit der Steifigkeitsmatrix $[\mathbf{Q}]$ dar.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{21} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_{\parallel}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{\parallel\perp}} & \frac{\nu_{\parallel\perp} \cdot E_{\parallel}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{\parallel\perp}} & 0 \\ \frac{\nu_{\perp\parallel} \cdot E_{\perp}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{\parallel\perp}} & \frac{E_{\perp}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \cdot \nu_{\parallel\perp}} & 0 \\ 0 & 0 & G_{\perp\parallel} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{21} \end{Bmatrix} \quad (11)$$

6.2.3 Wärmeausdehnungskoeffizient der UD-Schicht

Der thermische Ausdehnungskoeffizient in Faserorientierung α_{\parallel} wird mit einer Mischungsregel aus dem Ausdehnungskoeffizienten und E-Modul der Faser beziehungsweise der Matrix bestimmt (Formel (12)).

$$\alpha_{\parallel} = \frac{\varepsilon_{\parallel}}{\Delta T} = \frac{\alpha_m \cdot E_m \cdot (1 - \varphi) + \alpha_{f\parallel} \cdot E_{f\parallel} \cdot \varphi}{E_m \cdot (1 - \varphi) + E_{f\parallel} \cdot \varphi} \quad (12)$$

Senkrecht zur Faserorientierung wird der thermische Ausdehnungskoeffizient α_{\perp} nach [50, 51] nicht durch eine Mischungsregel, sondern mit einer mikromechanischen Beziehung ermittelt. Dabei wird, basierend auf den thermischen Radialdehnungen des Faser-Matrix-Verbundes unter Einbeziehung des vollständigen Elastizitätsgesetzes, α_{\perp} nach Formel (13) bestimmt.

$$\alpha_{\perp} = \alpha_m - (\alpha_m - \alpha_{f\perp}) \cdot \left(\frac{2(\nu_m^3 + \nu_m^2 - \nu_m - 1)1,1 \cdot \varphi}{1,1 \cdot \varphi(2\nu_m^2 + \nu_m - 1) - (1 + \nu_m)} - \frac{\frac{\nu_m \cdot E_{f\perp}}{E_m}}{\frac{E_{f\perp}}{E_m} + \frac{(1 - 1,1 \cdot \varphi)}{(1,1 \cdot \varphi)}} \right) \quad (13)$$

Wird der thermische Ausdehnungskoeffizient mit einer Temperaturdifferenz multipliziert, beschreibt ε_T die Dehnung im Laminat infolge der Temperaturänderung. Dabei bezeichnet der Index „T“ die Temperaturabhängigkeit (Formel (14)).

$$\varepsilon_T = \alpha \cdot \Delta T \quad (14)$$

Das lineare Elastizitätsgesetz aus Formel (10) ist um diese thermische Dehnung zu erweitern. Hierfür wird zur Nachgiebigkeitsmatrix $[\mathbf{S}]$, welche bisher die Dehnungen infolge von Spannungen beschrieben hat, die thermische Dehnung addiert (Formel (15)). Dabei entstehen aufgrund der Orthotropie nur in der Ebene thermische Dehnungen.

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{21} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_{\parallel}} & -\frac{\nu_{\parallel\perp}}{E_{\perp}} & 0 \\ -\frac{\nu_{\perp\parallel}}{E_{\parallel}} & \frac{1}{E_{\perp}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{G_{\perp\parallel}} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{21} \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} \alpha_{T\parallel} \cdot \Delta T \\ \alpha_{T\perp} \cdot \Delta T \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (15)$$

6.2.4 Klassische Laminattheorie

Die Klassische Laminattheorie CLT beschreibt eine Methode zur Spannungs- und Verformungsanalyse von Faserverbundwerkstoffen. Basierend auf dem Elastizitätsgesetz der UD-Schicht, wird der Spannungs- und Dehnungszustand im Mehrschichtverbund MSV berechnet. Aus den ermittelten Spannungs- und Dehnungszuständen im Verbund kann wiederum auf die Einzelschichten zurückgerechnet werden.

Zur Übertragung der Steifigkeiten aus den Einzelschichten in den Mehrschichtverbund sind die lokalen 1-2-Koordinatensysteme in das globale x-y-Koordinatensystem zu transformieren. Steifigkeiten, die in das globale Koordinatensystem transformiert wurden, sind mit einem Überstrich gekennzeichnet \bar{Q}_{ij} .

Aus den transformierten Steifigkeiten zusammen mit den Schichtdicken t_k der einzelnen Schichten wird die Scheibensteifigkeitsmatrix $[\mathbf{A}]$ gebildet, wobei der Index „k“ die einzelnen Schichten im Laminat bezeichnet (Formel (16)).

$$[\mathbf{A}] = \begin{bmatrix} \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{11k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{12k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{16k} \cdot t_k \\ \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{12k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{22k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{26k} \cdot t_k \\ \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{16k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{26k} \cdot t_k & \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{66k} \cdot t_k \end{bmatrix} \quad (16)$$

Auf Basis der Scheibensteifigkeitsmatrix des Mehrschichtverbundes wird das Elastizitätsgesetz für den Faserverbundwerkstoff aufgestellt (Formel (17)). Gegenüber Formel (11) entstehen Kraftflüsse \hat{n}_x im Gegensatz zu Spannungen, da die einzelnen Steifigkeiten mit den Schichtdicken multipliziert werden. Größen in Bezug auf den MSV werden mit „^“ gekennzeichnet.

$$\begin{Bmatrix} \hat{n}_x \\ \hat{n}_y \\ \hat{n}_{xy} \end{Bmatrix} = [\mathbf{A}] \cdot \begin{Bmatrix} \hat{\varepsilon}_x \\ \hat{\varepsilon}_y \\ \hat{\gamma}_{xy} \end{Bmatrix} \quad (17)$$

Zur Bestimmung der Dehnungen im Laminat wird die Nachgiebigkeitsmatrix $[\mathbf{A}]^{-1}$ durch Invertieren der Scheibensteifigkeitsmatrix gebildet und mit den Kraftflüssen multipliziert (Formel (18)).

$$\begin{Bmatrix} \hat{\varepsilon}_x \\ \hat{\varepsilon}_y \\ \hat{\gamma}_{xy} \end{Bmatrix} = [\mathbf{A}]^{-1} \cdot \begin{Bmatrix} \hat{n}_x \\ \hat{n}_y \\ \hat{n}_{xy} \end{Bmatrix} \quad (18)$$

Aus den Dehnungen des Gesamtverbundes kann nach der Transformation in das Koordinatensystem der einzelnen Schichten die dort auftretende Dehnung berechnet werden. Über das Elastizitätsgesetz ist es schließlich möglich, die Schichtspannungen zu bestimmen. Durch Umformen der Formel (15) werden aus den Dehnungen des Gesamtverbundes die thermischen Ausdehnungskoeffizienten des Laminates nach Formel (19) berechnet. Hierfür werden in Formel (15) die Spannungen durch äußere Belastungen als null angenommen.

$$\begin{Bmatrix} \alpha_x \\ \alpha_y \\ \alpha_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{1}{\Delta T} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (19)$$

6.3 Validierung der Berechnung

Folgend werden die berechneten thermischen Ausdehnungskoeffizienten den experimentellen Kennwerten aus Kapitel 5 gegenübergestellt. Aufgrund der geringeren interlaminaren Wechselwirkungen wird mit UD-Laminaten begonnen und anschließend der Ausdehnungskoeffizient von $[\pm 45]$ sowie multiaxialen Laminaten berechnet. Es sei darauf hingewiesen, dass in den Berechnungen ein vollständiger Vernetzungszustand der Matrix angenommen wird und dementsprechend die Graphen der Experimente im Anschluss an die erste Aufheizphase verwendet werden. Folgend wird der thermische Ausdehnungskoeffizient in Faserorientierung mit α_{11} und senkrecht dazu durch α_{22} gekennzeichnet.

Stimmt die Orientierung des überwiegenden Anteils an Kohlenstofffasern mit dem Winkel des ermittelten Ausdehnungskoeffizienten überein, werden nur sehr geringe Werte für α bestimmt. Diese sind zudem nur geringfügig von der Temperatur, dem Faservolumengehalt und der Grammaturn abhängig (Kapitel 5.3, Kapitel 5.4). Es wird daher empfohlen, bei den untersuchten Laminaten $[0]$, $[\pm 45/0_3/\bar{0}]_S$ und $[\pm 45/0_3/\bar{90}]_S$ mit einem Ausdehnungskoeffizienten α_{11} von $\pm 1.0 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ zu rechnen.

6.3.1 UD-Laminat

Im Vergleich des berechneten Graphen für α_{22} im UD-Laminat mit den Experimenten in Kapitel 5.3 ist zu erkennen, dass die Graphen bis zum T_G parallel verschoben sind, allerdings bei höheren Temperaturen sowohl im quantitativen als auch qualitativen Verlauf erheblich abweichen (Abb. 6-5). Der berechnete Verlauf ist oberhalb von T_G sehr ähnlich zur unverstärkten Epoxidmatrix (Abb. 5-5).

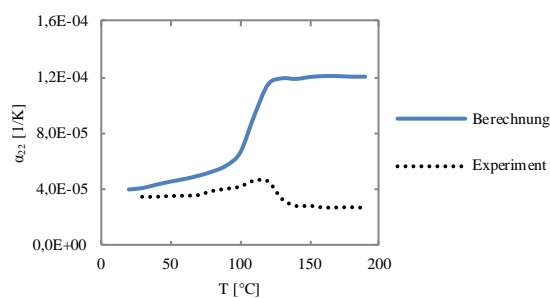


Abb. 6-5: Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{22} in Abhängigkeit der Temperatur im UD-Laminat mit 47.5 % FVG und 150 g/m² Grammaturn - Vergleich Experiment und Berechnung nach dem linearen Elastizitätsgesetz

Unter anderem wurde von Schneider [12] und Parker et al. [18] festgestellt, dass die Berechnung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten von UD-Laminaten nach dem linearen Elastizitätsgesetz bis zum Glasübergangsbereich gute Ergebnisse liefert, allerdings bei höheren Temperaturen eine erhebliche Abweichung zu den Messergebnissen vorliegt. In dieser Untersuchung ist dieser Trend ebenfalls zu erkennen (Abb. 6-5).

Das analysierte UD-Laminat wurde aus Gelegen mit einer Grammaturn von 150 g/m² gefertigt. Sowohl bei der experimentellen Bestimmung der thermischen Ausdehnungskoeff-

fizienten α_{22} als auch von E_{22} an UD-Laminaten wurde ein Zusammenhang dieser Kennwerte zur Grammaturnummer der Gelege festgestellt (Abb. 5-8, Abb. 6-2). Die Arbeit von Nawab et al. [17] beschreibt einen direkten Zusammenhang von E-Modul und Ausdehnungskoeffizienten. Demnach ist in der Orientierungsrichtung des höchsten E-Moduls im Laminat der Ausdehnungskoeffizient minimal. Die Messung von E_{22} , wobei das Laminat mit 150 g/m^2 den höchsten E-Modul aufweist sowie die Messung von α_{22} , wonach dieses Laminat die geringste Ausdehnung zeigt, bestätigt dies (Abb. 5-8, Abb. 6-2).

In der Berechnung nach dem linearen Elastizitätsgesetz hat die Grammaturnummer keinen Einfluss auf die Kennwerte der Laminatschicht. Demnach wird der Ausdehnungskoeffizient anhand Formel (12) und (13) aus den Kennwerten der Faser $E_{f\parallel}$, $E_{f\perp}$, $\alpha_{f\parallel}$, $\alpha_{f\perp}$, der Matrix E_m , α_m , ν_m sowie dem Faservolumengehalt φ berechnet. Im Temperaturbereich von 23 °C bis 200 °C sind die Kennwerte der Kohlenstofffasern als konstant anzunehmen (Kapitel 3.2). Die Kennwerte der Epoxidmatrix E_m und α_m basieren in dieser Untersuchung auf realen Messwerten. E_m und α_m sind stark temperaturabhängig, verbunden mit einer deutlichen Änderung der Werte im Glasübergangsbereich (Abb. 5-5, Abb. 6-1). Die Änderung der Querkontraktionszahl der Epoxidmatrix ν_m bis 200 °C ist so gering, dass dies keinen relevanten Einfluss auf den berechneten Ausdehnungskoeffizienten hat. φ als Kennwert des Faservolumengehaltes für das Laminat wurde in dieser Untersuchung experimentell bestimmt.

Die Abweichung im Verlauf des thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_{22} im UD-Laminat zwischen der Berechnung und dem Experiment bis zur Glasübergangstemperatur wird ausgehend von einer Grammaturnummer mit 150 g/m^2 zu 300 g/m^2 und 600 g/m^2 geringer (Abb. 6-5, Abb. 6-6). Mögliche Ursachen für den Einfluss der Grammaturnummer sind die Glasfäden, das Polyestergerüst sowie eine unterschiedliche Harz-Matrix-Verteilung der einzelnen Laminatschichten und wurden bereits in Kapitel 5.3.3 diskutiert. Dabei ist es an dieser Stelle nicht möglich, die Ursachen für diesen Einfluss detailliert zu analysieren.

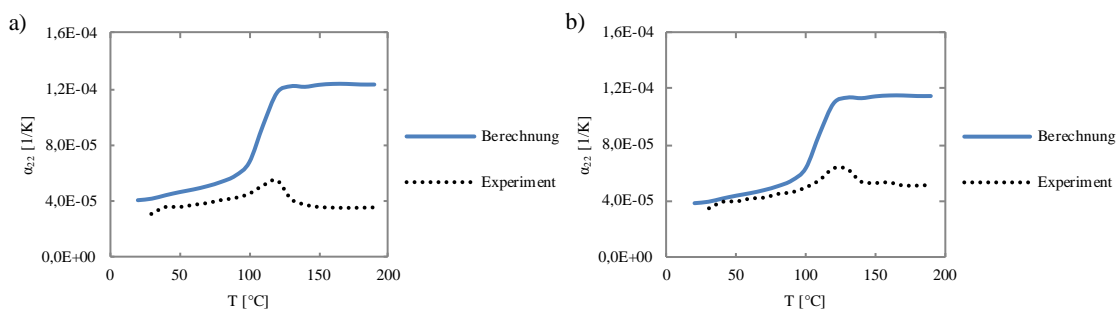


Abb. 6-6: Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{22} in Abhängigkeit der Temperatur im UD-Laminat - Vergleich Experiment und Berechnung nach dem linearen Elastizitätsgesetz,
a) 47.4 % FVG und 300 g/m^2 Grammaturnummer
b) 49.7 % FVG und 600 g/m^2 Grammaturnummer

Im Gegensatz dazu deutet der grundlegend andere Verlauf des berechneten und experimentellen Ausdehnungskoeffizienten α_{22} im UD-Laminat oberhalb von T_G auf eine fehlerhafte Berechnung hin (Abb. 6-5). Nawab et al. [17] beschreibt dazu, dass Effekte im Bereich der Glasübergangstemperatur in einer neu zu entwickelnden Rechenmethode zu

berücksichtigen sind. Der berechnete Graph des Ausdehnungskoeffizienten in Abb. 6-5 gleicht dem Verlauf der unverstärkten Epoxidmatrix oberhalb von T_G (Abb. 5-5). Dementsprechend wird die Einschränkung der thermischen Dehnung der Matrix durch die Kohlenstofffasern, Glasfäden oder Polyestergerne in der Berechnung zu wenig berücksichtigt (Kapitel 5.3.3). Die Aufgabe, eine neue Rechenmethode zu entwickeln, welche die Effekte im Bereich der Glasübergangstemperatur sowie bei Temperaturen oberhalb dieser berücksichtigt, kann im Rahmen dieser Untersuchung nicht gelöst werden.

6.3.2 $[\pm 45]$ -Laminat

Multiaxiale Laminare sind oftmals mit $\pm 45^\circ$ -Lagen in der Deckschicht gefertigt. Dementsprechend ist es erforderlich, den Ausdehnungskoeffizienten von $[\pm 45]$ -Laminaten berechnen zu können, um verschiedene multiaxiale Laminare zu bewerten. Dabei liegt im $[\pm 45]$ -Laminat ein Sonderfall vor, wonach α_{11} und α_{22} identisch sind. Der berechnete Ausdehnungskoeffizient α_{11} eines $[\pm 45]$ -Laminates weicht gegenüber dem Experiment bis T_G erneut nur geringfügig ab, der Verlauf oberhalb der Glasübergangstemperatur ist wiederum stark unterschiedlich (Abb. 6-7).

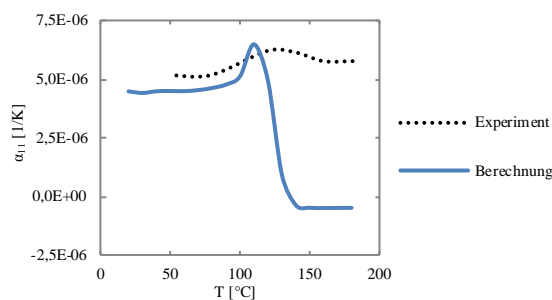


Abb. 6-7: Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{11} in Abhängigkeit der Temperatur im $[\pm 45]$ -Laminat mit 44.2 % FVG und 150 g/m² Grammatur - Vergleich Experiment und Berechnung

Die Parallelverschiebung der berechneten Ausdehnungskoeffizienten gegenüber dem Experiment deutet analog dem UD-Laminat auf einen Einfluss der Grammatur hin. In dieser Untersuchung wurden alle $[\pm 45]$ -Laminare aus Gelegen mit einer Grammatur von 150 g/m² gefertigt. Dementsprechend ist es nicht möglich, den Einfluss der unterschiedlichen Grammaturen analog den UD-Laminaten zu analysieren. Der berechnete Ausdehnungskoeffizient liegt bei dem $[\pm 45]$ -Laminat gegenüber dem Experiment bei geringeren Werten, während bei den UD-Laminaten ein zu hoher Wert bestimmt wurde.

Mit Beginn des Glasübergangsbereiches überzeichnet der Graph der Berechnung den Anstieg des Ausdehnungskoeffizienten und verläuft oberhalb von T_G grundlegend anders als in der Messung. An dieser Stelle wird erneut deutlich, dass in der Berechnung ein Fehler vorliegt. Im $[\pm 45]$ -Laminat ist der Einfluss der Glasfäden zu vernachlässigen, da diese in der $+ 45^\circ$ -Lage parallel zu den Kohlenstofffasern der $- 45^\circ$ -Lage verlaufen und infolge des deutlich geringeren E-Moduls keinen Einfluss haben (Abb. 4-3). Der Einfluss

des Polyestergerms kann an dieser Stelle nicht abschließend bewertet werden. Es ist anzunehmen, dass dieser aufgrund der geringen Steifigkeit sowie des Fadenverlaufes mit Ondulationen keinen signifikanten Einfluss auf den Ausdehnungskoeffizienten hat.

Die Gegenüberstellung des temperaturabhängigen E-Moduls E_{22} eines UD- und $[\pm 45]$ -Laminates zeigt, dass der E-Modul im $[\pm 45]$ -Laminat im Bereich der Glasübergangstemperatur überproportional sinkt und bei höheren Temperaturen niedriger ist, als im UD-Laminat (Abb. 6-3). In der Berechnung von α_{11} im $[\pm 45]$ -Laminat wird der E-Modul allerdings zu hoch bestimmt und daraus resultierend wird ein zu geringer Ausdehnungskoeffizient ermittelt.

Analog den berechneten Ausdehnungskoeffizienten im UD-Laminat werden ebenso bei den $[\pm 45]$ -Laminaten die Effekte im Bereich der Glasübergangstemperatur in der Berechnung nicht berücksichtigt. Dementsprechend sind hier ebenso nur die Werte bis zum T_G realitätsnah berechnet.

6.3.3 $[\pm 45/0_3/\bar{0}]_S$ -Laminat

Der Ausdehnungskoeffizient α_{22} eines $[\pm 45/0_3/\bar{0}]_S$ -Laminates beschreibt das Dehnungsverhalten eines UD-Laminates mit zusätzlichen $\pm 45^\circ$ -Lagen in der Deckschicht. Für dieses Laminat zeigt die Berechnung bis zum Glasübergangsbereich bereits eine gute Übereinstimmung. Bei höheren Temperaturen ist erneut eine erhebliche Abweichung zum Experiment ersichtlich (Abb. 6-8).

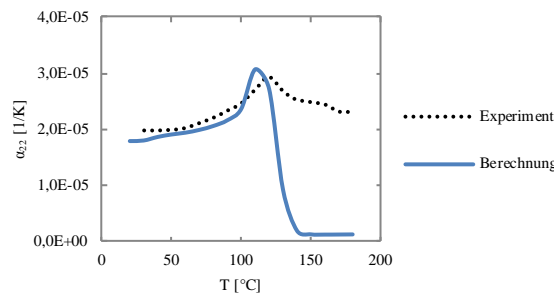


Abb. 6-8: Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{22} in Abhängigkeit der Temperatur für ein $[\pm 45/0_3/\bar{0}]_S$ -Laminat mit 46.5 % FVG und 300 g/m² Grammatur– Vergleich Experiment und Berechnung

Entgegen der Berechnung von α_{22} in UD-Laminaten und α_{11} im $[\pm 45]$ -Laminat ist keine Abweichung bis zum Glasübergangsbereich ersichtlich. Während der Ausdehnungskoeffizient im UD-Laminat bis T_G als zu hoch bestimmt wurde, zeigte die Berechnung im $[\pm 45]$ -Laminat zu geringe Ausdehnungskoeffizienten auf (Abb. 6-6, Abb. 6-7). Es scheint, dass in der Berechnung eines multiaxialen Laminates bestehend aus diesen beiden Laminaten die entgegengesetzte Abweichung aufgehoben wird (Abb. 6-8).

Oberhalb von T_G ist wiederum eine erhebliche Abweichung im berechneten Ausdehnungskoeffizienten ersichtlich, welche qualitativ dem Verlauf des $[\pm 45]$ -Laminates entspricht.

Auf Basis der berechneten Werte ist es demnach nicht möglich, eine Aussage zum thermischen Dehnungsverhalten dieses, als Standardlaminat, bezeichneten Laminataufbaus oberhalb von T_G zu treffen. Für den Anwendungsfall dieses Laminates im Fahrzeug ist auf Basis der konventionellen Rechnung eine hohe Belastung in einer Klebverbindung zu Stahl oder Aluminium infolge der Delta-Alpha-Problematik zu erwarten. Hierbei ist vor allem eine Relativverschiebung infolge unterschiedlicher Ausdehnungskoeffizienten bei Temperaturen oberhalb von T_G des Klebstoffes bei etwa 90 °C entscheidend. Demgegenüber kann auf Basis der experimentell bestimmten Werte eine Klebverbindung zu Aluminium, mit einem Ausdehnungskoeffizienten von etwa $22 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$, als realisierbar eingestuft werden.

6.3.4 $[\pm 45/0_3/\overline{90}]_S$ -Laminat

Der berechnete Ausdehnungskoeffizient α_{22} eines $[\pm 45/0_3/\overline{90}]_S$ -Laminates stimmt bis zum Glasübergangsbereich erneut gut mit dem Experiment überein. Im Glasübergangsbereich wird der Ausdehnungskoeffizient in der Berechnung zu hoch und bei höheren Temperaturen mit zu geringen Werten bestimmt. Die Tendenz des berechneten Verlaufes ist allerdings korrekt (Abb. 6-9).

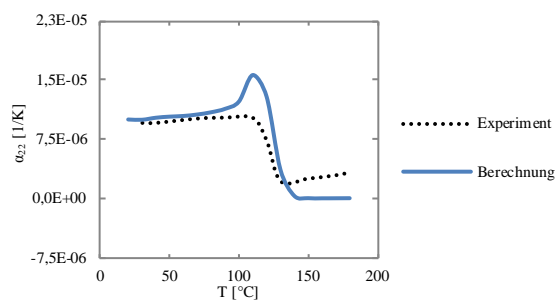


Abb. 6-9: Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{22} in Abhängigkeit der Temperatur für ein $[\pm 45/0_3/\overline{90}]_S$ -Laminat mit 46 % FVG und 300 g/m² Grammatur – Vergleich Experiment und Berechnung

Wie zuvor für die Berechnung des $[\pm 45/0_3/\overline{0}]_S$ -Laminates beschrieben, scheinen auch hier die gegenläufigen Abweichungen in der Berechnung des $[\pm 45]$ - und UD-Laminates im Verbund bis T_G zu einer korrekten Bestimmung des Ausdehnungskoeffizienten zu führen. Bei diesem Laminat ist auch im Bereich von T_G sowie bei höheren Temperaturen der Verlauf des berechneten Ausdehnungskoeffizienten qualitativ korrekt. Quantitativ liegen erneut deutliche Abweichungen zum experimentell bestimmten Ausdehnungskoeffizienten vor. Ein anderes Verhältnis der einzelnen Laminatschichten hinsichtlich Faserorientierung oder Grammatur kann erneut dazu führen, dass auch der qualitative Verlauf der Berechnung ab der Glasübergangstemperatur wiederum nicht korrekt ist.

Für die Anwendung eines $[\pm 45/0_3/\overline{90}]_S$ -Laminates im Fahrzeug ist auf Basis der konventionellen Rechnung eine hohe Belastung infolge der Relativverschiebung in einer Klebverbindung mit Stahl im Temperaturbereich des Glasüberganges zu erwarten. Die

experimentell bestimmten Werte zeigen, dass die Differenz des Ausdehnungskoeffizienten zu Stahl mit etwa $12.5 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ geringer und dementsprechend die Belastung der Klebschicht reduziert ist.

6.4 Diskussion der Ergebnisse

Die analytische Berechnung der thermischen Ausdehnungskoeffizienten α_{22} nach dem linearen Elastizitätsgesetz und der klassischen Laminattheorie zeigt bis zum Glasübergangsbereich bei UD und $[\pm 45]$ -Laminaten eine gewisse Parallelverschiebung (Abb. 6-5, Abb. 6-7). Bei den multiaxialen Laminaten $[\pm 45/0_3/\bar{0}]_S$ und $[\pm 45/0_3/\bar{90}]_S$ konnte bis T_G eine gute Übereinstimmung erzielt werden (Abb. 6-8, Abb. 6-9). Hingegen ist die Abweichung der berechneten und gemessenen Werte bei allen Laminaten oberhalb von T_G erheblich (Abb. 6-5, Abb. 6-7, Abb. 6-8, Abb. 6-9).

In der Untersuchung von Schneider [12] ist eine ausgezeichnete Übereinstimmung der experimentellen Werte mit der Berechnung von $[(\pm\omega)_n]_S$ -Laminaten bei Temperaturen von 5 K bis Raumtemperatur, also weit unterhalb von T_G , festgestellt worden. In der Arbeit von Parker et al. [18] wird der analysierte Bereich bis knapp unterhalb von T_G erweitert und es wird beschrieben, dass auf Basis der elastischen Kennwerte von Faser und Matrix sowie den Ausdehnungskoeffizienten α_{11} und α_{22} von UD-Laminaten die Berechnung von $[0/90]$ - und $[\pm 45/90]$ -Laminaten eine gute Übereinstimmung zu den Experimenten zeigt. Hingegen sind die Ergebnisse der Berechnung von $[\pm 45/0]$ -Laminaten nicht zufriedenstellend, da die berechneten Werte weit unterhalb der experimentellen Ausdehnungskoeffizienten liegen. Nach [18] ist anzumerken, dass die thermische Ausdehnung dieser $[\pm 45/0]$ -Laminaten sehr gering ist und daher in den meisten technischen Anwendungen zu vernachlässigen sei. Dementsprechend hat die Abweichung der analytischen Berechnung keinen signifikanten Einfluss. Die Ergebnisse in Kapitel 5 bestätigen dies. Daher wird empfohlen, sowohl für α_{11} in UD-Laminaten als auch bei überwiegendem Anteil an 0° -Fasern im $[\pm 45/0_3/\bar{0}]_S$ - sowie $[\pm 45/0_3/\bar{90}]_S$ -Laminat, einen konstanten Ausdehnungskoeffizienten α_{11} von $\pm 1.0 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ anzunehmen (Abb. 5-6, Abb. 5-11, Abb. 5-12). Neben der Bestätigung der guten Übereinstimmung zwischen der Berechnung und den Experimenten unterhalb der Glasübergangstemperatur wird in der Untersuchung von Nawab et al. [17] zusätzlich darauf hingewiesen, dass Einflussfaktoren wie die Glasübergangstemperatur in der Berechnung zu ergänzen sind.

Gegenüber der geringen Abweichung in der Berechnung der Ausdehnungskoeffizienten unterhalb von T_G der UD- und $[\pm 45]$ -Laminaten, wurde α_{22} im $[\pm 45/0_3/\bar{0}]_S$ - und $[\pm 45/0_3/\bar{90}]_S$ -Laminat korrekt berechnet (Abb. 6-5, Abb. 6-7, Abb. 6-8, Abb. 6-9). Es scheint, dass die Abweichung der Berechnung des Ausdehnungskoeffizienten von UD-Laminaten mit zu hohen Werten und die Abweichung bei $[\pm 45]$ -Laminaten mit zu geringen Werten aufgehoben wird (Abb. 6-5, Abb. 6-7). Dies gilt allerdings nur für die hier analysierten Verhältnisse der einzelnen Laminatschichten hinsichtlich Anzahl, Faserorientierung und Grammatur.

Zur Darstellung der Ausdehnungskoeffizienten von UD- und $[\pm 45]$ -Laminaten oberhalb von T_G ist eine deutlich größere Differenz zwischen der Berechnung und den Experimenten ersichtlich. In der Berechnung wird α_{22} in UD-Laminaten oberhalb von T_G als deutlich zu hoch bestimmt (Abb. 6-5). Es scheint, dass die Ausdehnung der Matrix erheblich stärker durch die Kohlenstofffasern oder aber die Glasfäden sowie das Polyestergerüst eingeschränkt wird, als dies in der Berechnung angenommen wird. In Laminaten mit einer Faseranordnung von $[\pm 45]$ wurde der Ausdehnungskoeffizient α_{11} oberhalb von T_G gegenüber dem Experiment als deutlich zu niedrig bestimmt (Abb. 6-7). Ebenfalls zeigt die Berechnung von α_{22} im $[\pm 45/0_3/\bar{0}]_S$ -Laminat ab dem Glasübergangsbereich eine erhebliche Abweichung zu den experimentell bestimmten Werten (Abb. 6-8). Der berechnete Graph des Ausdehnungskoeffizienten α_{22} im $[\pm 45/0_3/\bar{90}]_S$ -Laminat entspricht qualitativ dem experimentellem Verlauf, quantitativ sind erneut deutliche Abweichungen festzustellen (Abb. 6-9). Hier ist ebenfalls darauf hinzuweisen, dass dies nur für die untersuchten Laminat mit entsprechendem Laminataufbau gilt.

In dieser Untersuchung ist es entscheidend, das thermische Dehnungsverhalten multiaxialer Laminat auch oberhalb von T_G in guter Näherung bewerten zu können. Treten in einer Klebverbindung mit Fügepartnern aus unterschiedlichen Materialien hohe Relativverschiebungen infolge unterschiedlicher Ausdehnungskoeffizienten bei Temperaturen oberhalb von T_G der Klebstoffe bei etwa 90 °C auf, kann adhäsives Klebstoffversagen resultieren (Kapitel 3.1). Somit ist festzuhalten, dass die hier verwendete Methode zur Berechnung der thermischen Ausdehnungskoeffizienten nach dem linearen Elastizitätsgesetz sowie der klassischen Laminattheorie erhebliche Abweichungen ab dem Glasübergangsbereich zu den experimentell bestimmten Ausdehnungskoeffizienten zeigt. Für eine zuverlässige Aussage zum thermischen Ausdehnungskoeffizienten vor allem im Temperaturbereich oberhalb von T_G sind demnach weiterhin experimentelle Messungen erforderlich bis ein geeignetes Rechenmodell verfügbar ist.

Zusätzlich ist bei den untersuchten UD- und $[\pm 45]$ -Laminaten in der experimentellen Bestimmung von α_{22} und E_{22} ein Einfluss der Grammatur der einzelnen Laminatschichten von 150 g/m², 300 g/m² sowie 600 g/m² festzustellen (Abb. 5-8, Abb. 6-2). In der Berechnung nach dem linearen Elastizitätsgesetz wird ein Einfluss der Grammatur nicht berücksichtigt und dementsprechend weichen die berechneten Ausdehnungskoeffizienten in Abhängigkeit der Grammatur von den Experimenten ab. Mögliche Ursachen für den Einfluss der Grammatur sind die Glasfäden, das Polyestergerüst sowie eine unterschiedliche Harz-Matrix-Verteilung der einzelnen Laminatschichten (Kapitel 5.3.3). Im Rahmen dieser Untersuchung war es allerdings nicht möglich, die genauen Effekte hierfür zu analysieren.

7 Festigkeit von Mischbauklebungen während des Vernetzungsprozesses

Die Festigkeit von Klebverbindungen mit warmhärtenden Epoxidklebstoffen steht im direkten Zusammenhang mit der Temperatur und dem Vernetzungsgrad, der wiederum von der Zeit und Temperatur abhängig ist. Relativverschiebungen während des Vernetzungsprozesses verursachen Gleitungs- und Dehnungsbeanspruchungen in der Klebschicht und können zu reduzierten Festigkeiten oder adhäsivem Versagen der Klebverbindung führen [5, 6, 8]. Relativverschiebungen entstehen aufgrund unterschiedlicher thermischer Ausdehnungskoeffizienten der Fügepartner sowie Temperaturdifferenzen.

Bei Klebverbindungen von metallischen Fügepartnern besteht die Möglichkeit, durch Fügeelemente wie Schweißpunkte oder Nieten, Relativverschiebungen zu einem gewissen Anteil einzuschränken und damit den Festigkeitsverlust oder adhäsives Versagen der Klebverbindung zu reduzieren. Demgegenüber dienen bei Klebverbindungen mit faserverstärkten Kunststoffen die Fügeelemente meist nur zur Fixierung bis der Klebstoff ausgehärtet ist. Dementsprechend werden Relativverschiebungen nahezu uneingeschränkt in die Klebschicht eingeleitet.

Zur Analyse der Festigkeit von Klebverbindungen während des Vernetzungsprozesses im KTL-Trockner werden im folgenden Kapitel Zug- und Schubversuche durchgeführt, um die Festigkeit, Bruchgleitung sowie –dehnung zu bestimmen. Beginnend mit quasistatischen Experimenten bei unterschiedlichen Temperaturen wird anschließend während der Abkühlphase der Einfluss von Relativverschiebungen in Zug- und Schubrichtung auf die Festigkeit und adhäsives Versagen der Klebverbindung analysiert.

Gegenüber den Untersuchungen von [5, 6, 8] werden die Experimente an steifen Fügepartner durchgeführt um die Verformung zu minimieren und damit ausschließlich die Belastung der Klebschicht zu analysieren. Zusätzlich werden Experimente mit Zugbeanspruchung durchgeführt. Hierbei erfolgt eine systematische Charakterisierung der Einflussgrößen Klebstoffsystem, Klebspaltdicke, Überlappungslänge und Abkühlrate bei unterschiedlich großen Relativverschiebungen während der Abkühlphase. Darauf aufbauend werden mischbauoptimierte Klebstoffe durch eine gezielte Anpassung der entscheidenden mechanischen Klebstoffkennwerte T_G , E-Modul und Flexibilisierung entwickelt.

Alle Experimente werden in einer temperaturgeregelten Zugprüfmaschine mit unterschiedlichen Fügepartnern für Zug- und Schubversuche durchgeführt (Kapitel 4.2). Die Aushärtung des Klebstoffes erfolgt durch die induktive Erwärmung der Fügepartner in einem nachgebildeten Temperaturprofil des KTL-Trockners. Soweit nicht explizit darauf hingewiesen wird, sind die Experimente mit einem Klebspalt von 1.5 mm, einer Überlappungslänge von 12 mm bei den Zugscherproben beziehungsweise einer Klebfläche von 18 mm x 30 mm bei den Zugproben und einer Abkühlrate von 7.3 K/min durchgeführt worden.

7.1 Festigkeit geklebter Zug- und Zugscherproben im KTL-Trocknerprozess

Zur Bestimmung der temperaturabhängigen quasistatischen Festigkeit von Klebverbindungen anhand von Zug- und Schubversuchen wird das in Abb. 4-6 beschriebene Prüfkonzept verwendet. Dabei wird die thermische Dehnung der Prüfkörper durch eine Traverse ausgeglichen, um eine Relativverschiebung im Klebspalt zu vermeiden. Das Temperaturprofil ist so ausgelegt, dass der Gelpunkt des Klebstoffes in der isothermen Haltephase erreicht wird und dementsprechend ab diesem Zeitpunkt erstmals eine Kraftübertragung möglich ist. Während der Haltephase ist bei zunehmendem Vernetzungsgrad ein Anstieg der Festigkeit zu erkennen. Mit Beginn der Kühlphase ist der Klebstoff vollständig vernetzt und die Festigkeit der Klebverbindung steigt bei sinkenden Temperaturen und gleichzeitig zunehmendem Schubmodul an. Unterhalb der Glasübergangstemperatur ist schließlich eine überproportionale Zunahme der Schubfestigkeit der drei Klebstoffe in Tab. 3 (Kapitel 4.2.2) bei gleichzeitig sinkender Bruchgleitung festzustellen (Abb. 7-1).

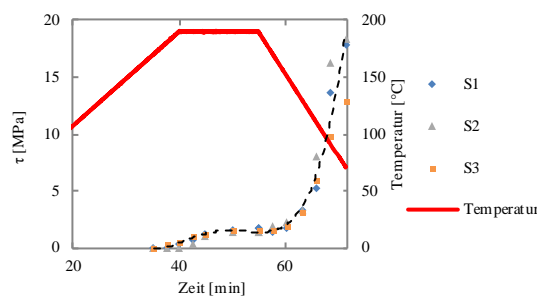


Abb. 7-1: Schubfestigkeit der Klebstoffe S1, S2 und S3 in Abhängigkeit der Zeit während des Vernetzungsprozesses im KTL-Trockner

In Abb. 7-2 ist anhand des Klebstoffes S1 die temperaturabhängige Zug- und Schubfestigkeit von 1K-Epoxyd-Strukturklebstoffen dargestellt. Bei Temperaturen bis zur Glasübergangstemperatur von 100 °C ist gefolgt von linear-viskoelastischem Verhalten zu dem plastische Verformung ersichtlich. In diesem Bereich dominieren die Kohäsionskräfte gegenüber den Adhäsionskräften und es entsteht ein kohäsives Bruchbild. Bei Temperaturen oberhalb von T_G ist entgegen ein quasi-linearer Verlauf in den Zugspannungs-Dehnungs- als auch Schubspannungs-Gleitungs-Graphen festzustellen. Dabei entsteht adhäsives Grenzflächenversagen im Übergangsbereich vom Klebstoff zu den Fügepartnern. Charakteristisch hierfür ist die glatte Bruchfläche (Abb. 7-3).

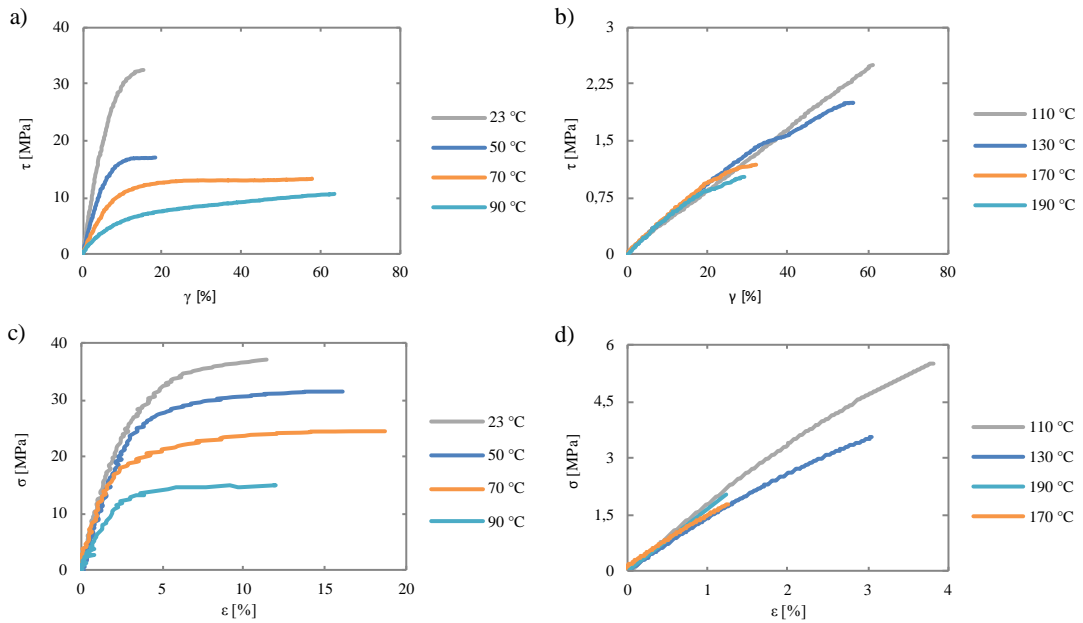


Abb. 7-2: Festigkeit Klebstoff S1 in Abhängigkeit der Temperatur,
a) Schubspannungs-Gleitungs-Diagramme $T < T_G$
b) Schubspannungs-Gleitungs-Diagramme $T > T_G$
c) Zugspannungs-Dehnungs-Diagramme, querdehnungsbehindert $T < T_G$
d) Zugspannungs-Dehnungs-Diagramme, querdehnungsbehindert $T > T_G$



Abb. 7-3: Bruchbilder a) kohäsiv $T < T_G$ - 70 °C Schub, b) adhäsiv $T > T_G$ - 130 °C Schub
c) kohäsiv $T < T_G$ - 70 °C Zug, d) adhäsiv $T > T_G$ - 130 °C Zug

Aus den Graphen in Abb. 7-2 kann die temperaturabhängige Bruchgleitung und -dehnung ausgeleitet werden (Abb. 7-4). Die senkrechte Linie kennzeichnet die Glasübergangstemperatur des Klebstoffes S1 von 90 °C. Die Bruchgleitung und -dehnung wird in der FEM-Simulation als dehnungsbasiertes Versagenskriterium verwendet (Kapitel 10).

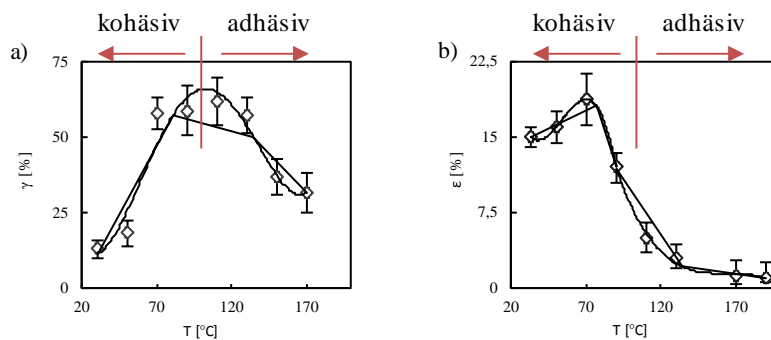


Abb. 7-4: Dehnungsbasierte Versagenskriterien in Abhängigkeit der Temperatur für den Klebstoff S1 – a) Bruchgleitung und b) Bruchdehnung

7.2 Einflussfaktoren auf die Festigkeit bei Relativverschiebungen in der Abkühlphase

Um den Einfluss von Relativverschiebungen während der Abkühlphase des KTL-Trockners zu bestimmen, werden Dehnungen beziehungsweise Gleitungen durch eine definierte Verschiebung der Fügepartner in die Klebverbindung eingeleitet und anschließend die Zug- beziehungsweise Schubfestigkeit bestimmt (Abb. 4-7). Die thermische Dehnung der Fügepartner wird durch die Traverse ausgeglichen.

In dieser Arbeit wird ausschließlich die Abkühlphase analysiert, da bereits unter anderem in [8] festgestellt wurde, dass eine Gleitungsbeanspruchung in der Aufheizphase nach dem Erreichen des Gelpunktes zu einer erheblichen Reduzierung der Festigkeit in der Klebverbindung führt. Dementsprechend wurde das Temperaturprofil so ausgelegt, dass der Gelpunkt erst in der Haltephase erreicht wird. Bewegungen im viskosen Klebstoff während der Aufheizphase haben dabei nach [5] keinen Einfluss auf die Festigkeit der Klebverbindung.

Im Folgenden werden Zug- und Zugscherproben während der Abkühlphase im Temperaturbereich von 185 °C bis 70 °C mit Dehnungen von 1.5 % bis 10 % beziehungsweise Gleitungen von 10 % bis 65 %, bezogen auf die Dicke des Klebspaltes, beansprucht. Neben der Analyse der resultierenden Spannungen infolge der Relativverschiebungen wird zusätzlich durch einen anschließenden quasistatischen Zug- beziehungsweise Schubversuch bei 70 °C die Zugfestigkeit, Schubfestigkeit, Bruchdehnung sowie Bruchgleitung bestimmt. Die Temperatur ist auf 70 °C erhöht, um bei identischen Prüfbedingungen vergleichbare Kennwerte zu erhalten unter der Voraussetzung, dass der gesamte Glasübergangsbereich aller Klebstoffe eingeschlossen ist (Kapitel 4.2.3).

7.2.1 Dimension und Orientierung der Relativverschiebung

Eine Gleitung von 10 % bis 65 % entspricht bei einem Klebspalt von 1.5 mm einer Relativverschiebung von 0.15 mm bis 0.975 mm. Abb. 7-5 zeigt die resultierenden Spannungen infolge dieser Gleitung sowie die Schubspannungs-Gleitungs-Diagramme für einen nachfolgenden Schubversuch bei 70 °C.

Bei den Schubversuchen wird der untere Prüfkörper in der Abkühlphase in Richtung des oberen, feststehenden Prüfkörpers verfahren, um eine Relativverschiebung im Klebspalt zu erzeugen. Im anschließenden Schubversuch bei 70 °C wird der untere Prüfkörper entgegengesetzt, also nach unten verfahren (Kapitel 4.2.3). Um diese unterschiedlichen Bewegungen in den Diagrammen voneinander abzuheben, wird die Gleitung und Schubspannung in der Abkühlphase mit negativem Vorzeichen ($\tau, \gamma < 0$) und im anschließenden Schubversuch positiv ($\tau, \gamma > 0$) dargestellt.

Bei allen Graphen steigt die Schubspannung infolge der Relativverschiebung zuerst quasi-linear an und nimmt anschließend mit zunehmender Gleitung überproportional zu (Abb. 7-5). Dieser Wendepunkt kennzeichnet die Glasübergangstemperatur des Klebstoffes S1 mit 90 °C. Dementsprechend ist die Entstehung von Schubspannungen infolge der Gleitung bis T_G nahezu unabhängig zur Dimension der Relativverschiebung. Die Schubspannung steigt unterhalb von T_G mit zunehmender Gleitung überproportional stark an. Im Verlauf des Graphen mit 65 % Gleitung ist ein Sprung zu sehen, der auf adhäsives Versagen deutet und durch das Bruchbild bestätigt wird (Abb. 7-6).

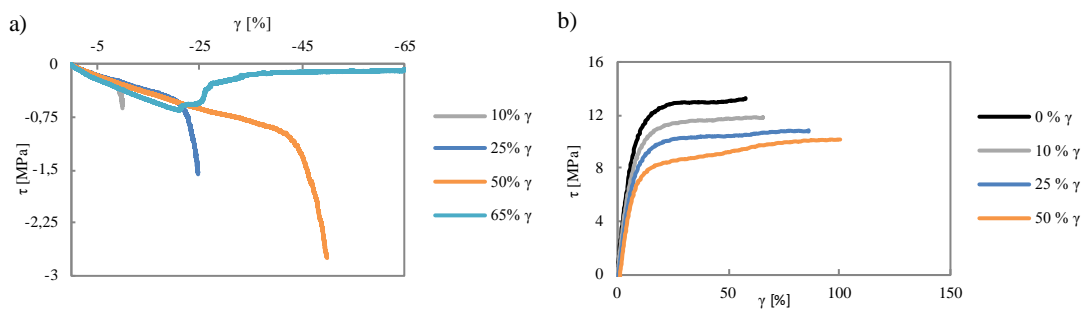


Abb. 7-5: Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während a) einer Gleitungsbeanspruchung in der Abkühlphase und b) anschließendem Schubversuch bei 70 °C mit dem Klebstoff S1

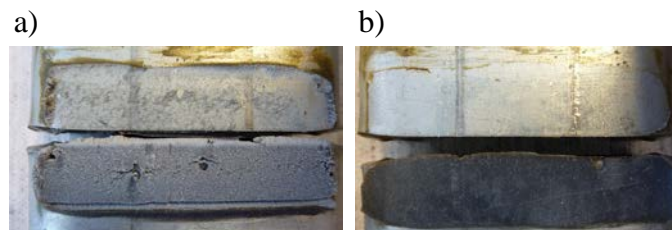


Abb. 7-6: Bruchbilder Schubversuch bei 70 °C – a) kohäsiv bei 50 % Gleitungsbeanspruchung und b) adhäsiv bei 65 % Gleitungsbeanspruchung

Abb. 7-5 zeigt neben den resultierenden Schubspannungen infolge der Gleitungsbeanspruchung die Graphen für einen nachfolgenden Schubversuch bei 70 °C. Dabei ist mit zunehmender Gleitungsbeanspruchung eine reduzierte Schubfestigkeit bei steigender Bruchgleitung festzustellen. Als mögliche Ursache für die erhöhte Bruchgleitung bei zunehmender Gleitungsbeanspruchung wird in [5] eine Ausrichtung der Polymermoleküle in Bewegungsrichtung beschrieben. Infolge des adhäsiven Versagens bei 65 % Gleitung konnte an diesen Prüfkörpern kein Schubversuch durchgeführt werden. Gleitungsbeanspruchungen in der Abkühlphase führen zu einer reduzierten Schubfestigkeit, bei gleichzeitig höherer Bruchgleitung. Dies gilt nur, falls kein adhäsives Versagen entsteht.

Relativverschiebungen senkrecht zur Klebfläche führen zu einer Dehnung im Klebspalt und dementsprechend zu Zugspannungen. Gegenüber den Schubversuchen ist die Bewegung der beiden Prüfkörper während der Abkühlphase als auch im anschließenden Zugversuch gleichgerichtet. Der obere Prüfkörper steht fest, während der untere Prüfkörper nach unten gefahren wird. Bei den Zugversuchen hat der thermische Ausdehnungskoeffizient sowie der chemische Schrumpf des Klebstoffes einen entscheidenden Einfluss, während dies bei den Schubversuchen in dieser Untersuchung mit Prüfkörpern nach

Abb. 4-5 zu vernachlässigen ist. Der chemische Schrumpf in der Aufheiz- und Haltephase wird analog der thermischen Dehnung der Prüfkörper durch die Traverse ausgeglichen. Während die thermische Ausdehnung der Prüfkörper in der Abkühlphase erneut durch die Traverse ausgeglichen wird, überlagert die thermische Dehnung des Klebstoffes die aufgebrachte Relativverschiebung. Der Ausdehnungskoeffizient von Epoxidklebstoffen ist dabei stark von der Temperatur abhängig und verursacht bei einem Klebspalt von 1.5 mm eine Dehnung im Bereich von 5 %. Diese Dehnung ist im Klebverbund inklusiv Prüfkörper experimentell zu bestimmen und in der Programmierung zur Berechnung der Relativverschiebung zu berücksichtigen. Dabei sei angemerkt, dass der thermische Ausdehnungskoeffizient der Klebstoffe durch eine lineare Näherung abgebildet wird. In der Abkühlphase kann demnach durch die Überlagerung der thermischen Ausdehnung des Klebstoffes und der aufzubringenden Relativverschiebung der Wert der Zugspannung variieren. Die Ursache ist eine nicht ausreichend schnelle Regelung wodurch ein zackiger Graph im Zugspannungs-Dehnungs-Diagramm entsteht. Die Graphen der resultierenden Spannungen sind dementsprechend unübersichtlich und es wird bei der Analyse von Klebverbindungen mit Dehnungsbeanspruchung nachfolgend nur der anschließende Zugversuch bei 70 °C bewertet.

Die Klebverbindungen mit dem Klebstoff S1 konnten in der Abkühlphase mit einer maximalen Dehnung von 10 %, welche bei einer Klebspaltdicke von 1.5 mm einer Relativverschiebung von 0.15 mm entspricht, belastet werden, ohne adhäsiv zu versagen. Bei den Schubversuchen ist adhäsives Versagen erst bei Gleitungen von mehr als 50 % und dementsprechend einer Relativverschiebung von 0.75 mm aufgetreten. Dies beruht auf der Eigenschaft der verwendeten Epoxidklebstoffe, die deutlich bessere mechanische Eigenschaften bei Schubbelastungen gegenüber Zugbeanspruchungen aufweisen. Abb. 7-7 zeigt die Zugspannungs-Dehnungs-Graphen nach einer Dehnung von 1.5 % bis 10 % gegenüber einer ungeschädigten Verbindung. Dabei wird die Zugfestigkeit als auch Bruchdehnung nach einer Dehnung von 3.5 % während der Abkühlphase bereits um mehr als die Hälfte gegenüber einer nicht beanspruchten Verbindung reduziert. Die reduzierten Festigkeitswerte korrelieren zu den Bruchbildern, wobei mit steigender Relativverschiebung der Anteil adhäsiver Bereiche zunimmt (Abb. 7-8). Die quadratischen Bereiche in der Mitte der Prüfkörper zeigen die Klebfläche, während die freien Flächen schwarze Klebebandrückstände zur Abgrenzung der Klebfläche aufweisen.

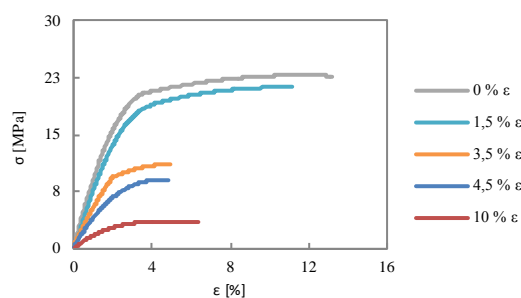


Abb. 7-7: Zugfestigkeit des Klebstoffes S1 bei 70 °C nach Dehnungsbeanspruchung in der Abkühlphase von 0 % bis 10 %

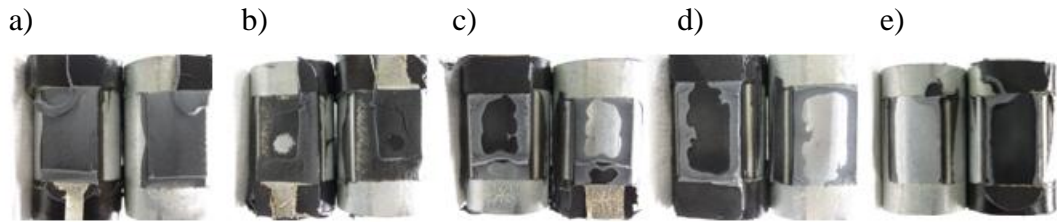


Abb. 7-8: Bruchbilder Zugversuch bei 70 °C mit dem Klebstoff S1 und zunehmend adhäsivem Anteil a) 0 % Dehnung, b) 1.5 % Dehnung, c) 3.5 % Dehnung, d) 4.5 % Dehnung sowie e) 10 % - Dehnung

7.2.2 Klebstoffsystem

Die drei Klebstoffsysteme in Tab. 3 gehören zur Klasse crashmodifizierter Strukturklebstoffe auf Epoxidbasis. Bei direktem Vergleich der Herstellerangaben laut Normprüfungen ist die Steifigkeit ausgehend von dem Klebstoff S1 mit einem E-Modul von 2400 MPa, der Klebstoffe S3 von 1500 MPa und S2 von 1070 MPa deutlich reduziert. Die Zugfestigkeit der Klebstoffe S1 und S3 ist identisch, während die des Klebstoffes S2 deutlich niedriger ist. Entsprechend ist die Bruchdehnung des Klebstoffes S2 maximal und bei S1 minimal. Die Zugscherfestigkeit aller Klebstoffe ist vergleichbar. Diese Kennwerte geben Auskunft über die mechanischen Eigenschaften der Klebstoffe bei Raumtemperatur. Zur Charakterisierung der Festigkeit während des KTL-Trocknerprozesses sind zusätzlich Experimente bei höheren Temperaturen erforderlich (Kapitel 7.1). Quasistatische Schubversuche bei verschiedenen Temperaturen zeigen einen charakteristisch sehr ähnlichen Verlauf der Graphen aller drei Klebstoffe (Abb. 7-9).

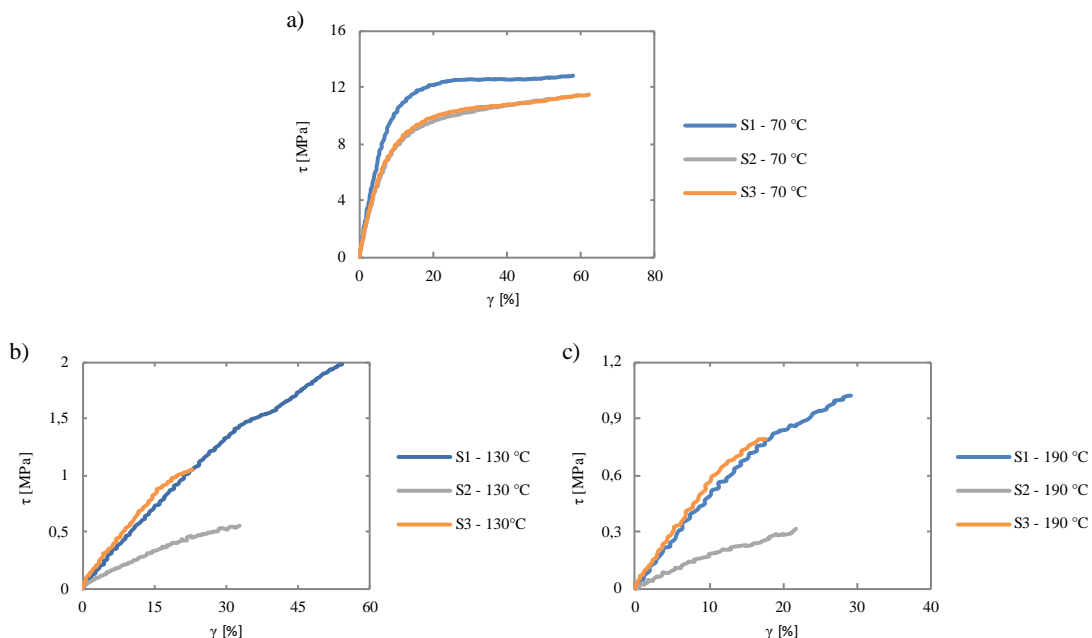


Abb. 7-9: Schubspannungs-Gleitungs-Diagramme der Klebstoffe S1 – S3 für einen Schubversuch bei a) 70 °C, b) 130 °C und c) 190 °C

Sowohl die Schubfestigkeiten als auch Bruchgleitungen liegen in einem vergleichbaren Bereich, mit Ausnahme des Klebstoffes S1, der im gesamten Temperaturbereich eine höhere Festigkeit hat. Zudem ist die Gleitung bei 130 °C und 190 °C gegenüber den Klebstoffen S2 und S3 erhöht. Auf Basis dieser Erkenntnisse ist es allerdings kaum möglich, den optimalen Klebstoff für Mischbauklebungen auszuwählen. Dabei ist anzumerken, dass unter anderem grundlegende Anforderungen hinsichtlich korrosiver Unterwanderung, Auswaschbeständigkeit und Alterung erfüllt werden müssen. Zusätzlich ist die Steifigkeit sowie Energieaufnahme ein wichtiges Auswahlkriterium bei Strukturklebstoffen.

In Klebverbindungen mit Fügepartnern aus unterschiedlichen Werkstoffen treten im Fertigungsprozess wie auch im Anwendungsbereich Relativverschiebungen auf. Hieraus resultieren verschiedene Spannungszustände, die in der Auslegung zu berücksichtigen sind. In Ersatzversuchen gilt es, diese Spannungszustände möglichst genau darzustellen. Anhand quasistatischer Schubversuche bei unterschiedlichen Temperaturen kann eine Aussage zur Festigkeit der Klebstoffe getroffen werden. Eine Schädigung der Klebverbindung mit reduzierten Festigkeiten durch Relativverschiebungen während des Fertigungsprozesses kann damit nicht abgebildet werden. Zur Bewertung der Belastung und resultierenden Schädigung der Klebverbindung sind Experimente mit Relativverschiebungen während des Vernetzungsprozesses der Klebstoffe durchzuführen. Anhand dieser Versuche ist es möglich, eine Aussage zu treffen, ob die entsprechenden Klebstoffe für Mischbauklebungen geeignet sind.

Werden Klebverbindungen mit den Klebstoffen S1 bis S3 während der Abkühlphase mit einer Gleitung von 25 % beziehungsweise 50 % beansprucht und anschließend die Schubfestigkeit bei 70 °C bestimmt, ist ein deutlicher Unterschied zwischen den Klebstoffen festzustellen (Abb. 7-10).

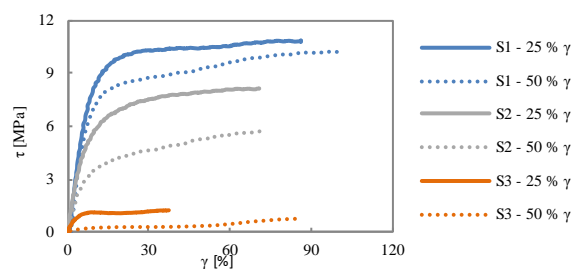


Abb. 7-10: Schubspannungs-Gleitungs-Diagramm für einen Schubversuch bei 70 °C nach einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % und 50 %, Klebstoffe S1 – S3

Der Klebstoff S1 zeigt dabei sowohl nach 25 % als auch 50 % Gleitung im anschließenden Schubversuch noch sehr hohe Festigkeiten als auch Bruchgleitungen. Die Variante S2 weist ausgehend von einer geringeren Schubfestigkeit infolge des deutlich niedrigeren E-Moduls nach 50 % Gleitung eine deutlich reduzierte Schubfestigkeit auf. Hingegen ist die Schubfestigkeit des Klebstoffes S3 bereits nach einer Gleitung von 25 % sehr gering und bei 50 % auf annähernd null reduziert, da adhäsives Versagen entsteht. Somit wird deutlich, dass die Bewertung von Klebstoffeigenschaften in Mischbauklebungen nur an-

hand von Experimenten mit Relativverschiebungen möglich ist, da quasistatische Experimente bei unterschiedlichen Temperaturen keine belastbare Aussage über die Eigenschaften bei Gleitungsbeanspruchungen ermöglichen.

Die Ergebnisse in Abb. 7-10 deuten darauf hin, dass die Klebstoffe S1 und S2 deutlich besser für Mischbauklebungen geeignet sind, als der Klebstoff S3. Dementsprechend werden folgend nur Experimente mit Dehnungsbeanspruchungen während der Abkühlphase des Klebstoffes S2 mit den Ergebnissen des Klebstoffes S1 verglichen (Abb. 7-7, Abb. 7-11). Der Klebstoff S2 hat gegenüber dem Klebstoff S1 bei 70 °C ohne Dehnungsbeanspruchung eine geringere Zugfestigkeit sowie Bruchdehnungen. Während bereits nach einer Dehnung von 3.5 % in der Abkühlphase die Zugfestigkeit des Klebstoffes S1 erheblich reduziert ist, wird die Festigkeit des Klebstoffes S2 erst bei Dehnungen von 8.5 % deutlich geringer. Insgesamt ist die Festigkeit des Klebstoffes S2 somit erst bei höheren Dehnungen reduziert. Dies wird durch die Bruchbilder bestätigt, die erst bei größeren Dehnungen einen zunehmenden Anteil adhäsiver Bereiche aufweisen (Abb. 7-12).

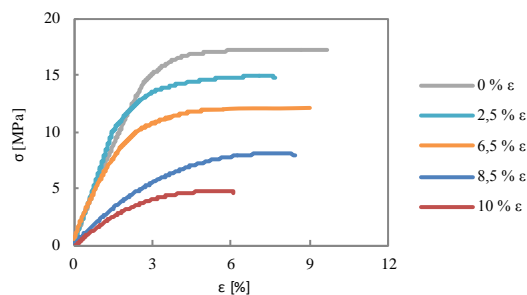


Abb. 7-11: Zugfestigkeit des Klebstoffes S2 bei 70 °C nach Dehnungsbeanspruchung in der Abkühlphase von 0 % bis 10 %

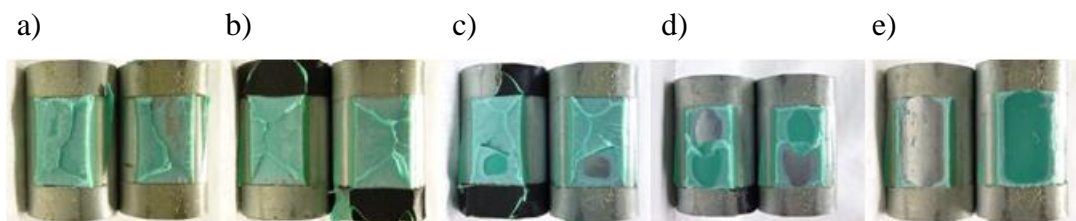


Abb. 7-12: Bruchbilder Zugversuch bei 70 °C mit dem Klebstoff S2 und zunehmend adhäsivem Anteil – a) 0 % Dehnung, b) 2.5 % Dehnung, c) 6.5 % Dehnung, d) 8.5 % Dehnung sowie e) 10 % - Dehnung

Unter der Voraussetzung, dass beide Klebstoffe S1 und S2 die Auslegungskriterien für eine Mischbauklebung erfüllen, ist der Klebstoff S1 bei hohen Gleitungsbeanspruchungen in der Abkühlphase zu priorisieren, während der Klebstoff S2 deutlich höhere Dehnungsbeanspruchungen toleriert. Dabei ist vor allem der stark unterschiedliche E-Modul der beiden Systeme zu berücksichtigen. Der Zusammenhang zwischen den mechanischen Kennwerten der Klebstoffe, der chemischen Bestandteile und dem Einsatz der Klebstoffe in Mischbauklebungen wird in Kapitel 7.3 näher betrachtet.

7.2.3 Klebspaltdicke

Wie soeben gezeigt, kann durch unterschiedliche Klebstoffsysteme adhäsives Versagen reduziert sowie eine höhere Festigkeit einer Klebverbindung nach Relativverschiebungen während der Abkühlphase des KTL-Trockners erzielt werden. Für den Fall, dass ein Wechsel des Klebstoffes aufgrund weiterer Anforderungen oder Randbedingungen nicht möglich ist, wird folgend der Einfluss der Klebspaltdicke analysiert. Mit einem höheren Klebspalt ist nach Formel (2) (Kapitel 3.1.3) die Gleitung bei gleicher Relativverschiebung geringer. Daher ist anzunehmen, dass bei einem höheren Klebspalt infolge von Relativverschiebungen die Festigkeit weniger reduziert und zudem das Risiko von Adhäsionsbrüchen geringer ist. Dabei ist anzumerken, dass bei einem höheren Klebspalt die Steifigkeit als auch die Festigkeit der Klebverbindung reduziert ist.

Ausgehend von einem Klebspalt mit 0.3 mm ist mit 1.5 mm rechnerisch eine fünfmal so hohe Relativverschiebung möglich, bis eine Gleitung von 25 % erzielt wird. Ein 3.0 mm Klebspalt verdoppelt die Bewegung zusätzlich. Abb. 7-13 zeigt die resultierende Schubspannung während der Gleitung in der Abkühlphase als auch die Graphen der anschließenden Schubversuche bei 70 °C mit einem Klebspalt von 0.3 mm, 1.5 mm und 3.0 mm.

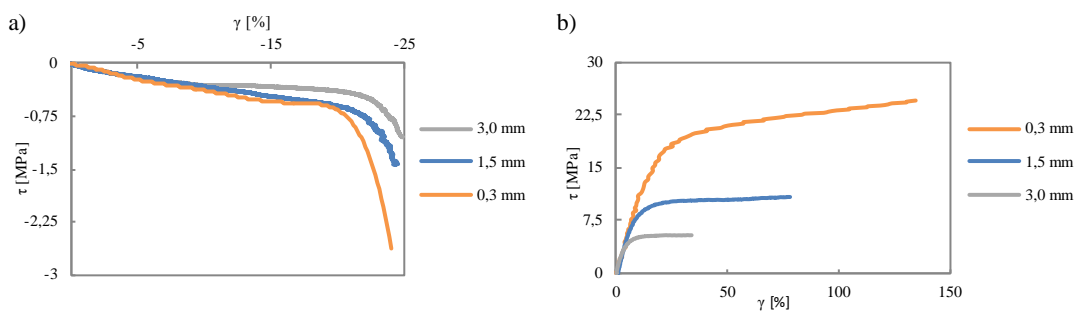


Abb. 7-13: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % in der Abkühlphase mit einer Kühlrate von 15 K/min und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit dem Klebstoff S1 und unterschiedlichen Klebspaltdicken

Während die Graphen der Schubspannung in der Abkühlphase bis T_G annähernd identisch verlaufen, entsteht mit einem dünneren Klebspalt unterhalb von T_G eine deutlich größere Schubspannung. Im anschließenden Schubversuch ist die Festigkeit als auch Bruchgleitung mit einem dünnen Klebspalt infolge der höheren Steifigkeit deutlich größer. Dabei ist zu beachten, dass mit einem Klebspalt von 1.5 mm bei einer akzeptablen Schubfestigkeit nach einer Gleitung von 25 % deutlich höhere Relativverschiebungen im Klebflansch möglich sind. Mit einem Klebspalt von 3.0 mm werden nur sehr geringe Festigkeiten bestimmt. Diese Klebstoffsysteme sind ursprünglich auf einen sehr dünnen Klebspalt ausgelegt und dementsprechend ist eine Dicke von 3.0 mm offensichtlich ungeeignet.

Da im Experiment mit 25 % Gleitung bereits bei einem Klebspalt von 3.0 mm nur sehr geringe Festigkeiten bestimmt wurden, wird das Experiment mit 50 % Gleitung nur mit einem Klebspalt von 0.3 und 1.5 mm durchgeführt (Abb. 7-14). Auch bei diesem Experiment entsteht während der Gleitungsbeanspruchung bis zur Glasübergangstemperatur

erneut eine vergleichbare Schubspannung. Unterhalb von T_G resultiert mit einem Klebspalt von 0,3 mm eine deutlich höhere Schubspannung als mit 1,5 mm und bei 25 % Gleitung. Im anschließenden Schubversuch ist sowohl die Festigkeit als auch die Bruchgleitung bei einem Klebspalt von 0,3 mm höher als mit 1,5 mm. Auch bei einer Gleitung von 50 % wird mit einem Klebspalt von 1,5 mm eine hohe Schubfestigkeit erzielt. Somit ermöglicht ein Klebspalt von 1,5 mm gegenüber 0,3 mm fünfmal höhere Relativverschiebungen bei ausreichend hohen Festigkeiten. Eine weitere Erhöhung des Klebspaltes ist nicht zielführend, da die Festigkeit überproportional stark reduziert ist.

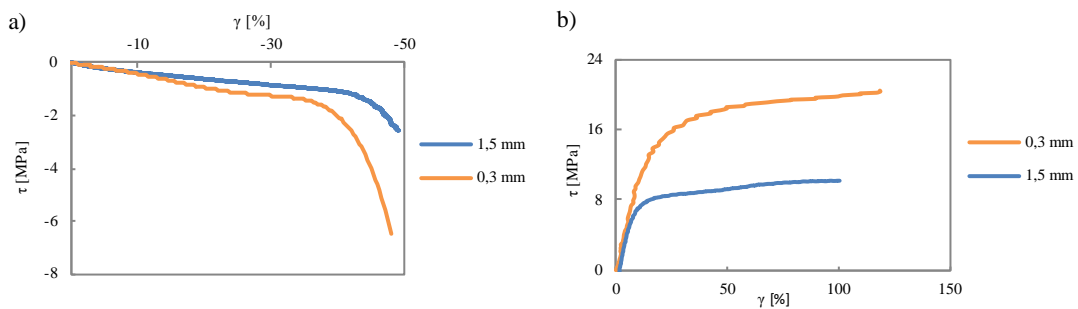


Abb. 7-14: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 50 % in der Abkühlphase mit einer Kühlrate von 15 K/min und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit dem Klebstoff S1 und unterschiedlichen Klebspaltdicken

Zusätzlich ist festzustellen, dass die Höhe der Spannungen während der Relativverschiebung keine Aussage über die resultierende Festigkeit der Klebverbindung ermöglicht, wie auch in [8] vermutet wurde. Für eine möglichst steife Klebverbindung ist demnach ein Klebspalt von 0,3 mm ideal. Dies gilt jedoch nur unter der Voraussetzung, dass Relativverschiebungen keine zu hohen Gleitungsbeanspruchungen in der Klebschicht hervorrufen und adhäsives Versagen entsteht.

In [4] wird für einschnittig überlappte Klebverbindungen beschrieben, dass resultierende Normal- beziehungsweise Schälspannungen an den Überlappungsenden zu reduzierten Festigkeiten führen (Abb. 7-15). Ursache ist der exzentrische Kraftangriff sowie das resultierende Biegemoment. Zusätzlich entstehen festigkeitsreduzierende Spannungsspitzen an den Überlappungsenden infolge der Fügeteildehnung. In dieser Untersuchung sind die Prüfkörper durch eine höhere Fügeteildicke sowie die abgewinkelten Kanten deutlich steifer (Abb. 4-5). Dementsprechend sind die Fügeteildehnung und -verformung sowie daraus resultierende Normal- beziehungsweise Schälspannungen erheblich reduziert, allerdings nicht vollständig eliminiert.

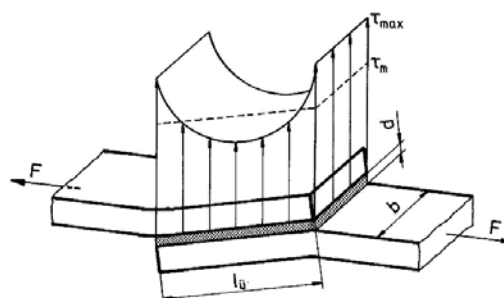


Abb. 7-15: Spannungsverteilung in einer einschnittig überlappten Klebverbindung [4]

Für einschnittig überlappte Klebverbindungen mit flachen, dünnen Prüfkörpern wird in [4] beschrieben, dass ausgehend von einer optimalen Klebschichtdicke bei höheren Klebspalten die Festigkeit sinkt (Abb. 7-16). Ursache für die reduzierte Festigkeit sind verringerte Querkontraktionsbehinderungen sowie erhöhte Eigenspannungen innerhalb der Klebverbindung durch Schwindung. Bei geringen Klebspalten wird die Querkontraktion behindert. Dies erhöht die Festigkeit und nimmt mit steigender Dicke ab. Zusätzlich wird bei größeren Klebschichtdicken die Exzentrizität erhöht. Bei Belastung steigt das Biegemoment an den Überlappungsenden, wodurch zusätzliche Normal- beziehungsweise Schälspannungen hervorgerufen werden, welche die Festigkeit reduzieren. Ausgehend von einer optimalen Klebschichtdicke mit 0,05 mm bis 0,2 mm ist der anschließende exponentielle Abfall abhängig von der Spannungsverteilung in der Klebschicht infolge des Kraftangriffes. Während die Klebschichtdicken in Abb. 7-16 auf Prüfkörper mit dünnen Fügepartnern zutreffen, liegt bei den analysierten steifen Fügepartnern ein Klebspalt von 0,3 mm noch im Bereich der maximalen Festigkeit und erst höhere Klebspalte von 1,5 mm und 3,0 mm führen zu einem Festigkeitsverlust mit exponentiellem Verlauf.

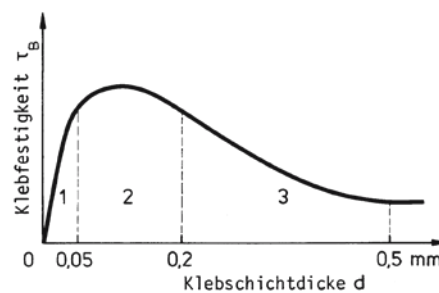


Abb. 7-16: Abhängigkeit der Klebfestigkeit von der Klebschichtdicke [4]

7.2.4 Überlappungslänge

Die Überlappungslänge ist ein weiterer, wesentlicher Einflussfaktor auf die Festigkeit bei einschnittig überlappten Klebverbindungen. Die Festigkeit dieser Klebverbindungen ist durch das Auftreten von Spannungsspitzen an den Überlappungsenden beeinflusst. Dabei spielt die Fügeiteildrehung eine entscheidende Rolle, indem plastische Dehnungen der Fügeiteilwerkstoffe festigkeitsbegrenzende Spannungen erzeugen. Während bei geringen Überlappungen die Festigkeit durch die weitgehend homogene Spannungsverteilung in der Klebschicht beeinflusst wird, ist ab einer bestimmten Überlappungslänge ein erheblicher Abfall der Klebfestigkeit festzustellen (Abb. 7-17). Dieser Wert ist von der Fügeiteilgeometrie und -festigkeit abhängig.

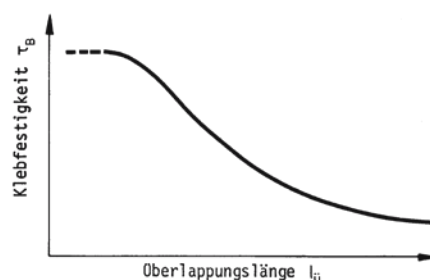


Abb. 7-17: Abhängigkeit der Klebfestigkeit von der Überlappungslänge [4]

Die höhere Steifigkeit der Prüfkörper in dieser Untersuchung führt zu einer geringeren Dehnung der Fügepartner und somit zu geringen Spannungsspitzen an den Überlappungsenden. [4] beschreibt, dass bei einer Zunahme der Fügeiteildicke bei sonst konstanten Abmessungen der Klebschicht, höhere Festigkeiten bestimmt werden. Als Ursache wird die höhere Steifigkeit und damit die Reduzierung der Fügeiteildehnung sowie das reduzierte Biegemoment beschrieben. Demnach sind die Spannungsspitzen an den Überlappungsenden geringer und ein größerer Anteil der Klebfläche trägt zur Lastübertragung bei. Die optimale Überlappungslänge ist erreicht, wenn ein Gleichgewicht zwischen der Fügeiteilbeanspruchung im elastischen Bereich und der Festigkeit der Klebverbindung vorliegt.

Wird die Überlappungslänge von 12 mm auf 15 mm und 18 mm erhöht, entsteht bei einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % in der Abkühlphase bis zum T_G wiederum eine identische Schubspannung (Abb. 7-18). Allerdings steigt unterhalb von T_G die Schubspannung bei größerer Überlappungslänge stark an. Im anschließenden Schubversuch bei 70 °C wird mit einer Überlappung von 18 mm die höchste Schubfestigkeit bestimmt, wobei mit 15 mm beziehungsweise 12 mm eine geringere Schubfestigkeit bei leicht höheren Bruchgleitungen festgestellt wird.

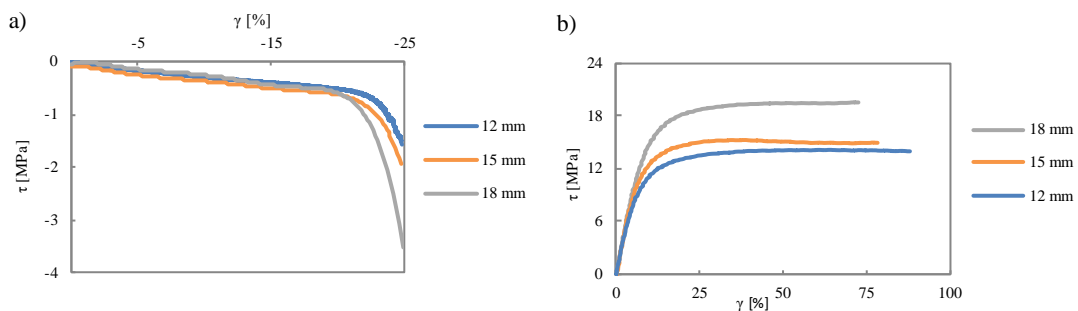


Abb. 7-18: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % in der Abkühlphase mit einer Kühlrate von 3.5 K/min und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit dem Klebstoff S1 und unterschiedlichen Überlappungslängen

Das Experiment mit 50 % Gleitung zeigt während der Abkühlphase eine sehr hohe Schubspannung bei einer Überlappungslänge von 18 mm gegenüber 15 mm beziehungsweise 12 mm (Abb. 7-19). Im anschließenden Schubversuch wird erneut mit der größten Überlappungslänge die höchste Schubfestigkeit bestimmt.

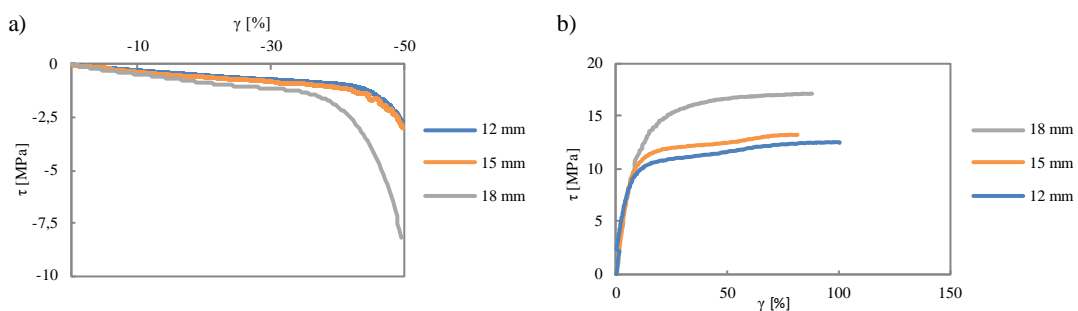


Abb. 7-19: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 50 % in der Abkühlphase mit einer Kühlrate von 3.5 K/min und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit dem Klebstoff S1 und unterschiedlichen Überlappungslängen

Somit wird deutlich, dass in dieser Untersuchung bei größeren Überlappungslängen die Festigkeiten ansteigen. Die höheren Schubspannungen während der Abkühlphase haben keinen Einfluss auf die Festigkeit der Klebverbindung. In Bezug auf Abb. 7-17 ist festzustellen, dass in dieser Untersuchung eine Überlappungslänge von 18 mm höhere Festigkeiten ermöglicht und demnach näher am optimalen Bereich liegt, als bei 12 mm. Dies ist durch das größere Verhältnis der Klebfläche gegenüber den Randbereichen mit dort auftretenden Inhomogenitäten und somit Bereichen geringerer Festigkeit zu begründen. Dabei ist zu beachten, dass diese Untersuchung an steifen Fügepartnern durchgeführt wurde und somit eine Verformung auf ein Minimum reduziert ist. Für den Anwendungsfall in einer Karosserie mit dünnen Blechen kann eine höhere Schubspannung in der Abkühlphase zu einer zunehmenden Verformung führen.

7.2.5 Abkühlrate

Bisher wurde der Einfluss des Klebstoffes, der Klebspaltdicke als auch der Überlappungslänge analysiert. Neben diesen geometrie- und materialspezifischen Einflussfaktoren wird nachfolgend der Einfluss des Prozesses und somit des Temperaturprofils während des Vernetzungsprozesses betrachtet. Die Abkühlrate im KTL-Trockner beeinflusst direkt die erforderliche Zeit und somit die Länge der Kühlzone im Fertigungsprozess. Eine schnellere Abkühlrate führt zwangsläufig zu höheren Temperaturdifferenzen in der Karosserie, worauf in Kapitel 9.2 eingegangen wird. In diesem Abschnitt wird der Einfluss verschiedener Abkühlraten auf die Entstehung von Schubspannungen infolge von Gleitungen sowie die Festigkeit der Klebverbindung analysiert.

Die Abkühlrate wird dabei ausgehend von 7.3 K/min im technisch relevanten Bereich von 3.5 K/min bis 15 K/min variiert. Abb. 7-20 a) zeigt, dass bei einer Gleitung von 25 % während der Abkühlphase von 185 °C auf 70 °C kein signifikanter Unterschied der resultierenden Schubspannungen bei den verschiedenen Abkühlraten festzustellen ist. Mit 15 K/min entsteht tendenziell eine geringere Schubspannung.

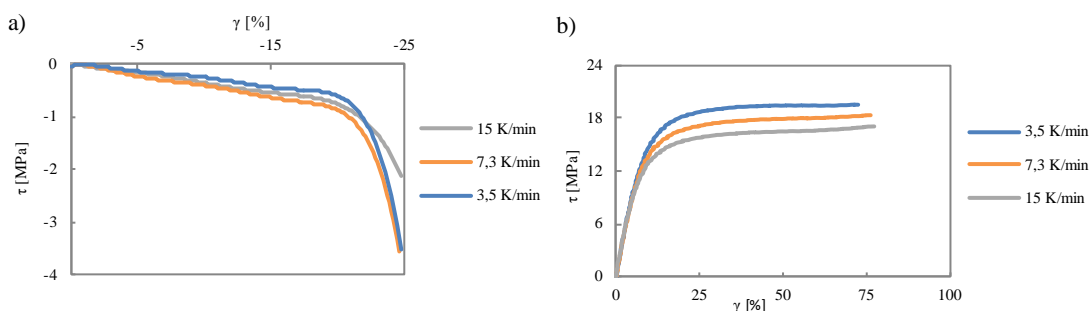


Abb. 7-20: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit dem Klebstoff S1 und unterschiedlichen Abkühlraten, Überlappungslänge 18 mm

Im Schubversuch wird eine leicht erhöhte Schubfestigkeit bei 70 °C mit einer langsameren Abkühlrate von 3.5 K/min bestimmt. Die Bruchgleitung ist vergleichbar. [5] kommt zu dem Ergebnis, dass eine Abkühlrate von 16 K/min gegenüber 1 K/min zu einer Redu-

zierung der Festigkeit um 20 % gegenüber den Referenzwerten nicht gleitungsbeanspruchter Klebverbindungen führt. Als Ursache werden die spannungsabbauenden Relaxationsvorgänge, welche sowohl zeit- als auch temperaturabhängig sind, beschrieben. Bei langsameren Abkühlraten verbleibt bei höheren Temperaturen demnach mehr Zeit für Relaxationsvorgänge. Diese Tendenz ist auch in den vorliegenden Experimenten zu sehen, indem ausgehend von einer Abkühlrate mit 3.5 K/min die Festigkeit mit zunehmender Abkühlrate geringer ist.

Werden die Experimente mit 50 % Gleitung durchgeführt, entsteht bei 15 K/min die geringste und mit 3.5 K/min die größte Schubspannung infolge der Gleitung (Abb. 7-21). Im Schubversuch wird mit einer Abkühlrate von 3.5 K/min die höchste Festigkeit und Bruchgleitung der Klebverbindung festgestellt. Die Graphen mit 7.3 K/min und 15 K/min sind vergleichbar.

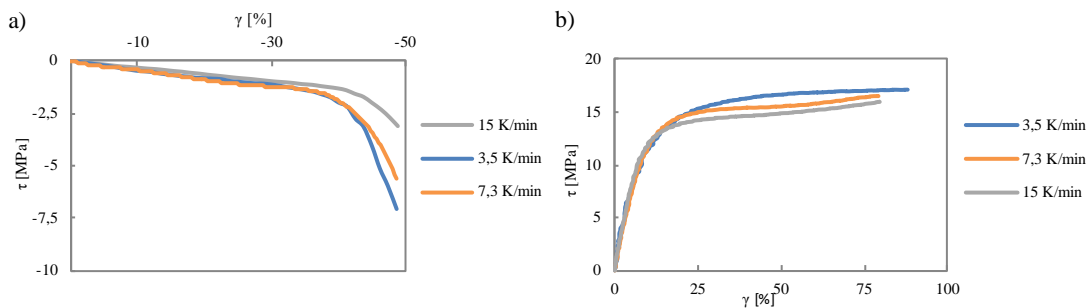


Abb. 7-21: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 50 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit dem Klebstoff S1 und unterschiedlichen Abkühlraten, Überlappungslänge 18 mm

Festzustellen ist, dass für das untersuchte Klebstoffsystem S1, ähnlich der Untersuchung von [5], eine höhere Festigkeit der Klebverbindung bei geringerer Abkühlrate erzielt wird. Dieser Effekt wird bei höheren Gleitungsbeanspruchungen verstärkt. Dabei ist zu beachten, dass die Prozesszeit bei 3.5 K/min mehr als verdoppelt wird und entsprechend ist je nach Anwendungsfall abzuwägen, ob dies wirtschaftlich und technisch umsetzbar ist. Da die Festigkeit allerdings nicht signifikant höher ist, bleibt diese Maßnahme kritisch zu hinterfragen.

7.3 Einflussfaktoren bei Gleitungsbeanspruchungen modifizierter Epoxidklebstoffe

Bereits Kapitel 7.2.2 zeigt, dass verschiedene Klebstoffsysteme stark unterschiedliche Eigenschaften bei Relativverschiebungen im Klebflansch zeigen. Es werden drei Klebstoffsysteme mit verschiedenen Steifigkeiten gegenübergestellt. In diesem Abschnitt sollen die relevanten Kennwerte der Klebstoffe T_G , E-Modul sowie der Anteil an Toughener-Systemen und Flexibilisatoren in der Klebstoffmatrix systematisch variiert werden. Die Eigenschaften von wärmehärtenden Epoxidklebstoffen können dabei durch deren chemische Zusammensetzung in einem sehr weiten Feld definiert werden. Basierend auf einem Epoxidharz und Härter können weitere Bestandteile wie Toughener, Flexibilisato-

ren, Füllstoffe oder Katalysatoren beigemischt werden. Ausgehend von einer Klebstoffformulierung werden einzelne chemische Bestandteile variiert, um die Glasübergangstemperatur, den E-Modul, die Zugfestigkeit oder die Bruchdehnung zu verändern. Neben der Untersuchung von Gleitungsbeanspruchungen in der Abkühlphase werden zusätzlich Experimente zur Bestimmung der Relativverschiebung und Dehnung in bauteilähnlichen Prüfkörpern durchgeführt (Kapitel 8.1.3). Basierend auf den Ergebnissen des Serienklebstoffes S1 mit einer maximalen Gleitungsbeanspruchung von 50 % ohne adhäsiv zu versagen, werden nachfolgend die Klebstoffe mit 25 % sowie 50 % Gleitung belastet und anschließend bei 70 °C im Schubversuch geprüft. Das Experiment mit 25 % Gleitung dient dazu, Klebstoffe zu vergleichen, falls diese bei 50 % Gleitung versagen. Falls Klebstoffe nach 50 % Gleitung im Schubversuch noch eine hohe Festigkeit aufweisen, werden diese zusätzlich mit 60 % Gleitung getestet.

7.3.1 Glasübergangstemperatur

Eichleiter [8] beschreibt, dass eine hohe Glasübergangstemperatur des Klebstoffes einem adhäsiven Versagen infolge von Gleitungsbeanspruchungen während des Fertigungsprozesses bei erhöhten Temperaturen entgegen wirkt. In Bezug auf die Abkühlphase des KTL-Trocknerprozesses bedeutet dies allerdings, dass bei einem höheren T_G des Klebstoffes die Temperaturdifferenz bis zum Abkühlen auf Raumtemperatur größer wird. Dabei ist anzumerken, dass nach Hüsgen [5] Gleitungsbeanspruchungen unterhalb der Glasübergangstemperatur zu signifikant höheren Festigkeitsverlusten führen, da Verformungen im Klebstoff im energie-elastischen Bereich behindert werden. Zudem wird von Habenicht [4] beschrieben, dass nur unterhalb der Glasübergangstemperatur signifikante Spannungen in der Klebschicht entstehen können. Beanspruchungen oberhalb von T_G können aufgrund des starken Abfalls des Elastizitätsmoduls keine bleibenden Spannungen ausbilden, da diese infolge der freien Verschiebbarkeit der Moleküle sofort abgebaut werden. Spannungen im messbaren Bereich können daher nur unterhalb von T_G entstehen, indem der Spannungszuwachs durch den Spannungsabbau nicht weiter kompensiert werden kann. Hohe Spannungen in der Klebverbindung können zu reduzierten Festigkeiten oder, vor allem bei Fügepartnern mit geringer Steifigkeit, zu Verformungen führen.

Nach [4, 5] ist demnach eine möglichst niedrige Glasübergangstemperatur ideal, um hohe Spannungen und reduzierte Festigkeiten zu vermeiden. Um dies zu überprüfen, wird nachfolgend die Glasübergangstemperatur an Entwicklungsklebstoffen gezielt variiert. In Tab. 8 sind die mechanischen Kennwerte der Entwicklungsklebstoffe E1a – E3b dargestellt. Die Glasübergangstemperatur führt ausgehend von den Serienklebstoffen S1 – S3 mit 85 °C – 98 °C zu tieferen Temperaturen. Die Klebstoffe E1a und E1b haben einen T_G im Bereich von 100 °C, die Klebstoffe E2a – E2d von 90 °C. Die Klebstoffe E3a und E3b haben einen sehr tiefen T_G von 65 °C. Der relevante Temperaturbereich bei der Auslegung von Fahrzeugen umfasst Temperaturen bis 80 °C. Hieraus resultiert die Anforderung, dass der T_G von Strukturklebstoffen oberhalb von 80 °C liegen muss. Dementsprechend sind die Klebstoffe E3a und E3b ohne Modifikation nicht für den Einsatz geeignet. In dieser Untersuchung dienen diese Klebstoffe, um den Einfluss einer sehr niedrigen Glasübergangstemperatur darzustellen.

Bei der Variation der Glasübergangstemperatur galt es, die weiteren Kennwerte, wie den E-Modul, die Zugfestigkeit und Bruchdehnung, in den drei Gruppen E1a – E1b, E2a – E2d sowie E3a – E3b in einem vergleichbaren Bereich zu halten. Die Bruchdehnung der Klebstoffe E3a und E3b ist mit 21.3 % beziehungsweise 30 % deutlich höher als bei den anderen Klebstoffen. Dies resultiert aus dem geringen T_G von 65 °C.

Tab. 8: Mechanische Kennwerte der gezielt modifizierten Epoxidklebstoffe laut Herstellerangaben, Variation T_G

Kennwert		E1a	E1b	E2a	E2b	E2c	E2d	E3a	E3b
E-Modul (DIN EN ISO 527-2)	MPa	1787	1551	1655	1768	1690	1678	1622	1496
Zugfestigkeit (DIN EN ISO 527-2)	MPa	34	30	33	32	32	32	32	32
Bruchdehnung (DIN EN ISO 527-2)	%	7.4	7.3	10.3	10.4	7.9	11.3	30	21.3
T_G (DSC) (DIN EN ISO 11357-1)	°C	102	98	94	90	93	87	65	66

Die Klebstoffe E1a und E1b besitzen einen T_G von etwa 100 °C und entwickeln bereits bei einer Gleitung von 25 % während der Abkühlphase bis 70 °C eine verhältnismäßig hohe Schubspannung. Im anschließenden Schubversuch werden akzeptable Festigkeiten erreicht (Abb. 7-22).

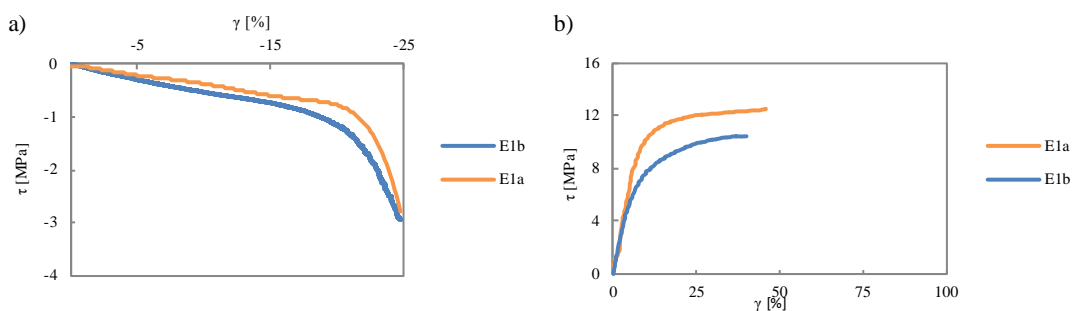


Abb. 7-22: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit den Klebstoffen E1a und E1b

Die Glasübergangstemperatur der Klebstoffe E2a – E2d liegt im Bereich von 90 °C. Die Schubspannung infolge der Gleitung der Klebstoffe E2a und E2b ist gegenüber den Varianten E1a und E1b deutlich geringer, während die Schubfestigkeit ähnlich und die Bruchgleitung deutlich größer ist (Abb. 7-22, Abb. 7-23). Bei den Varianten E2c und E2d entsteht bereits während der Gleitungsbeanspruchung in der Abkühlphase teilweise adhäsives Versagen mit einer deutlich reduzierten Festigkeit (Abb. 7-23). Die geringere Glasübergangstemperatur der Klebstoffe E2a – E2d im Vergleich zu E1a und E1b führt zu reduzierten Festigkeiten bis hin zum adhäsiven Versagen.

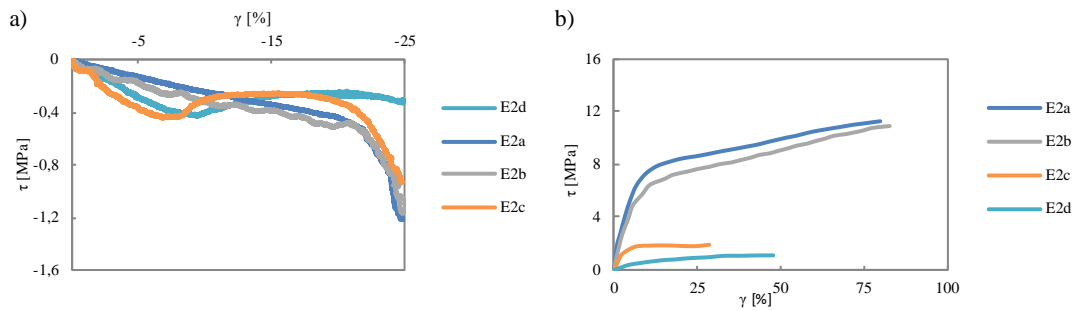


Abb. 7-23: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C (rechts) mit den Klebstoffen E2a – E2d

Die Glasübergangstemperatur der Klebstoffe E3a und E3b ist mit etwa 65 °C noch erheblich niedriger. Bei beiden Varianten entsteht adhäsives Versagen während der Gleitungsbeanspruchung in der Abkühlphase bei 150 °C beziehungsweise 130 °C. Daraus resultierend ist die Festigkeit der Klebverbindung stark reduziert (Abb. 7-24). Dabei ist anzumerken, dass der Schubversuch bei 70 °C im Bereich der Glasübergangstemperatur der Klebstoffe mit 65 °C liegt. Bei den anderen Klebstoffen liegt der T_G deutlich oberhalb von 70 °C und dementsprechend wird der Schubversuch nicht im Glasübergangsbereich durchgeführt. Daraus resultierend sind die Ergebnisse aus dem Schubversuch der Klebstoffe E3a und E3b nicht mit den weiteren Experimenten zu vergleichen. Allerdings ist bei beiden Klebstoffen E3a und E3b bereits adhäsives Versagen in der Abkühlphase aufgetreten. Der abschließende Schubversuch dient demnach nur der Vollständigkeit.

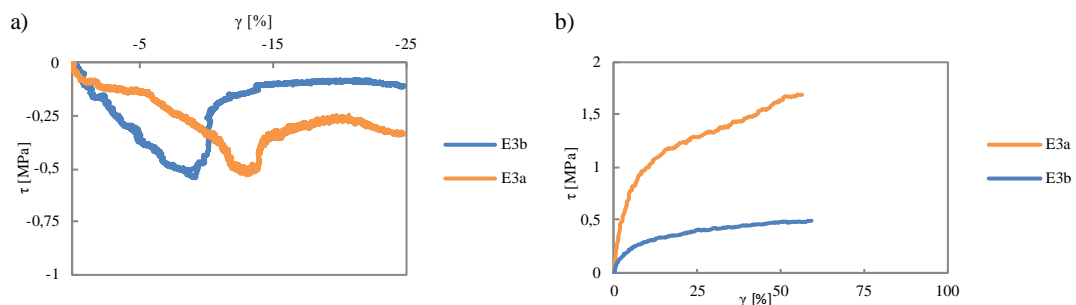


Abb. 7-24: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit den Klebstoffen E3a und E3b

Bei den Klebstoffen E1a und E1b mit einem T_G von 100 °C ist in diesen Experimenten eine höhere Schubspannung während der Gleitungsbeanspruchung in der Abkühlphase entstanden. Die Schubfestigkeit war dabei nur mit dem Klebstoff E1b reduziert. Mit den Klebstoffen E2a – E2d mit einem T_G von 90 °C entsteht während der Abkühlphase eine deutlich geringere Schubspannung im Vergleich zu den Klebstoffen E1a und E1b. Diese Klebstoffe neigen allerdings bereits zum adhäsiven Versagen bei höheren Temperaturen, wie die Klebstoffe E2c und E2d bestätigen. Klebstoffsysteme mit einem sehr niedrigen T_G von 65 °C, wie die Varianten E3a und E3b, versagen ebenfalls bei hohen Temperaturen adhäsiv und haben sehr niedrige Schubfestigkeiten.

[8] beschreibt, dass mit einem sehr hohen T_G von 142 °C adhäsives Versagen infolge einer Gleitungsbeanspruchung vermieden werden kann (Kapitel 3.1.6). Wird eine derart hohe Glasübergangstemperatur im Klebstoff realisiert, ist die Bruchdehnung dieser Systeme sehr klein (Tab. 2). Klebstoffe mit einer derart geringen Bruchdehnung sind jedoch nicht für den Einsatz in strukturellen Klebverbindungen mit Craschanforderungen geeignet. Nach [4, 5] ist eine möglichst niedrige Glasübergangstemperatur ideal, um Spannungen und Festigkeitsverluste zu reduzieren. Die Ergebnisse in diesem Kapitel zeigen, dass bei Klebstoffen mit sehr geringem T_G adhäsives Versagen infolge einer Gleitungsbeanspruchung bei hohen Temperaturen entsteht. Zudem ist aus Kapitel 7.2 bekannt, dass die Schubspannung während einer Gleitungsbeanspruchung keinen direkten Einfluss auf die Festigkeit der Klebverbindung hat. Basierend auf diesen Erkenntnissen ist ein T_G im Bereich von 100 °C optimal, um adhäsives Versagen zu vermeiden und gleichzeitig hohe Festigkeiten sowie Bruchdehnungen zu erhalten.

7.3.2 Elastizitätsmodul

Im vorherigen Kapitel wurde festgestellt, dass mit Klebstoffen, welche eine Glasübergangstemperatur im Bereich von 100 °C haben, adhäsives Versagen infolge von Gleitungsbeanspruchung vermieden werden kann. Basierend auf diesen Ergebnissen wurde im nächsten Schritt der E-Modul der Klebstoffe E4a – E4c variiert und der T_G im Bereich von 100 °C gehalten. Infolge der Variation des E-Moduls wird direkt die Zugfestigkeit sowie Bruchdehnung beeinflusst (Tab. 9).

Tab. 9: Mechanische Kennwerte der gezielt modifizierten Epoxidklebstoffe laut Herstellerangaben, Variation E-Modul

Kennwert		E4a	E4b	E4c
E-Modul (DIN EN ISO 527-2)	MPa	946	1662	2033
Zugfestigkeit (DIN EN ISO 527-2)	MPa	21	30	34
Bruchdehnung (DIN EN ISO 527-2)	%	13.2	5.1	4.4
T_G (DSC) (DIN EN ISO 11357-1)	°C	107	97	94

Die Klebstoffe E4a bis E4c entwickeln vergleichbare Schubspannungen während einer Gleitung von 25 %, wobei der Klebstoff E4c bereits teilweise adhäsiv versagt (Abb. 7-25). Dementsprechend ist die Festigkeit im anschließenden Schubversuch bei dieser Variante deutlich niedriger, während die beiden anderen Klebstoffe vergleichbare Festigkeiten als auch Bruchdehnungen zeigen.

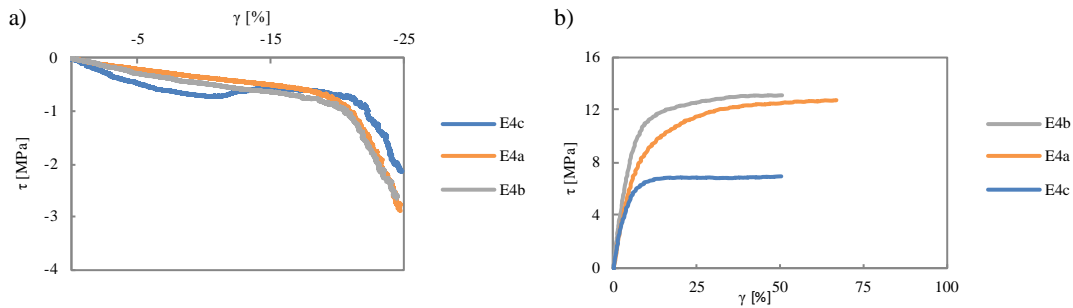


Abb. 7-25: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit den Klebstoffen E4a – E4c

Infolge der hohen Schubfestigkeiten und Gleitung nach einer Beanspruchung von 25 % wird nachfolgend die Belastung auf 50 % Gleitung in der Abkühlphase erhöht. Dabei versagt der hochmodulige Klebstoff E4c vollständig adhäsiv (Abb. 7-26). Der Klebstoff E4a entwickelt etwas höhere Schubspannungen als der Klebstoff E4b und hat gleichzeitig eine höhere Bruchgleitung bei vergleichbarer Schubfestigkeit. Zusätzlich ist in den Graphen der Schubfestigkeit der Variante E4b gegenüber E4a ein längerer und steilerer quasi-linearer Verlauf ersichtlich, welcher durch den höheren E-Modul verursacht wird.

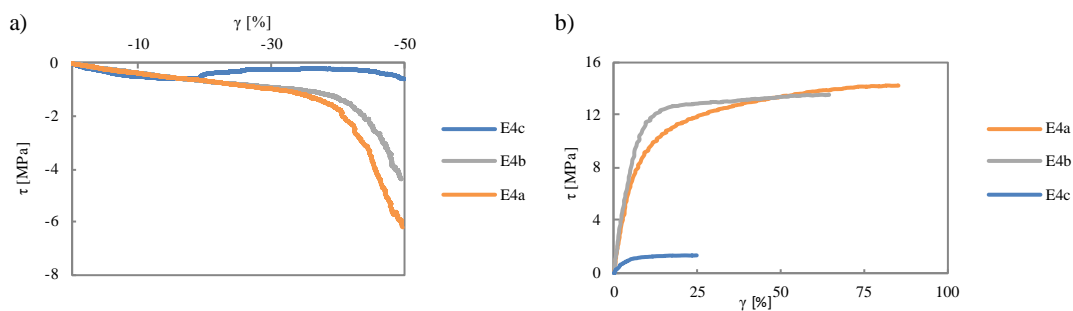


Abb. 7-26: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 50 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit den Klebstoffen E4a – E4c

Wird die Gleitung weiter auf 60 % erhöht, entsteht auch bei der Variante E4b adhäsives Versagen bei etwa 140 °C und es wird im anschließenden Schubversuch nur eine geringe Festigkeit erzielt (Abb. 7-27). Die Schubfestigkeit des Klebstoffes E4a ist ebenfalls reduziert, wobei kein adhäsives Versagen entsteht.

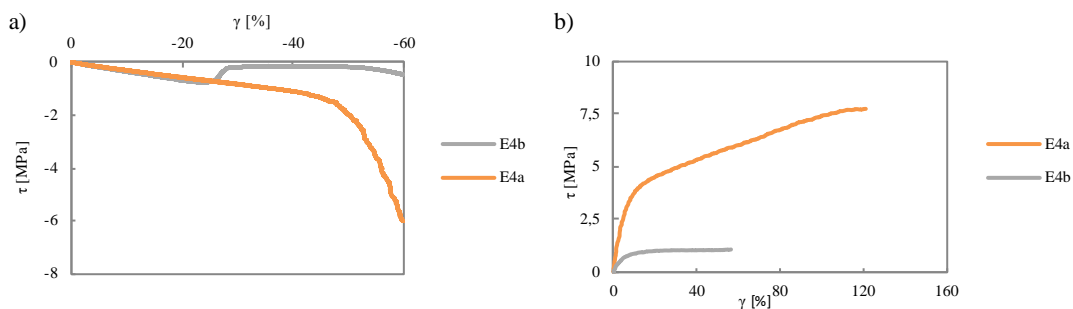


Abb. 7-27: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 60 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit den Klebstoffen E4a und E4b

Der Klebstoff E4a mit einem E-Modul von 946 MPa kann gegenüber den Klebstoffen E4b und E4c mit einem deutlich höheren E-Modul von 1662 MPa beziehungsweise 2033 MPa und dementsprechend geringeren Bruchdehnungen, adhäsives Versagen infolge einer Gleitbeanspruchung vermeiden (Abb. 7-26, Abb. 7-27). Dabei ist auf die geringere Steifigkeit und Zugfestigkeit des Klebstoffes E4a bei Raumtemperatur hinzuweisen (Tab. 9). Allerdings ist bereits nach einer Gleitbeanspruchung von 25 % im anschließenden Schubversuch bei 70 °C eine vergleichbare Schubfestigkeit sowie höhere Gleitung des Klebstoffes E4a gegenüber E4b festzustellen. Zudem zeigt die Variante E4c mit einem sehr hohen E-Modul, dass bereits durch eine Gleitung von 25 % die Festigkeit sehr stark reduziert ist und unterhalb der einer Klebverbindung mit einem nur halb so hohen E-Modul liegen kann, während die Gleitung vergleichbar ist (Abb. 7-25).

7.3.3 Flexibilisierung

1K-Klebstoffsysteme auf Epoxidharzbasis verfügen aufgrund der hohen Vernetzungsdichte meist über ein sprödes Verhalten, einen hohen T_G und hohen Schubmodul. Für Beanspruchungen, die eine Verformung der Klebschicht hervorrufen, sind Klebstoffe bevorzugt, die infolge von Relaxationsvorgängen in der Polymermatrix Spannungen abbauen können. Die Integration kautschukelastischer Partikel durch eine Phasenseparierung in der Epoxidmatrix ermöglicht dabei eine gewisse Verformbarkeit bei gleichzeitiger Erhöhung der Zähigkeit. Diese zäherten (engl. toughened) Klebschichten erfüllen die Anforderung hoher Festigkeiten bei gleichzeitig guter Verformbarkeit, indem die Elastomerpartikel sowohl die Dehnungsfähigkeit als auch den Bruchwiderstand verbessern. Auftretende Belastungen werden in der Polymermatrix im Bereich der Elastomere durch deren hohes Verformungsvermögen abgebaut. Zusätzlich werden lokale Mikrorisse durch die Kautschukphase (rote Kügelchen in Abb. 7-28) umverteilt [4].

Neben diesen Toughener-Systemen kann durch weitere Zusätze auf Basis von Polyurethan PU, Kautschuk oder einer Kombination beider die Matrix weiter flexibilisiert werden. Diese Systeme werden direkt in die Struktur des Epoxidharzes eingebaut und nicht wie die Toughener-Systeme durch Phasenseparierung integriert. In Bezug auf Abb. 7-28 sind die Zusätze zur Flexibilisierung der Matrix direkt in der blauen Epoxidmatrix integriert und nicht separat dargestellt. Dabei ist zu beachten, dass eine hohe Flexibilisierung geringere Steifigkeiten, Festigkeiten, eine niedrigere Glasübergangstemperatur und reduzierte Adhäsionskräfte verursacht [44].

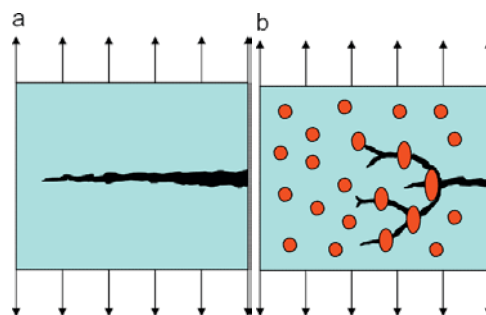


Abb. 7-28: Schematisches Versagensverhalten in Epoxidklebstoffen; a) Sprödebruch in einem Epoxidharz und b) Rissverteilung im Elastomer-Flexibilisierten Epoxidharz mit phasenseparierten Partikeln (rot) [52]

In Bezug auf den Flexibilisierungsanteil von Klebstoffen in Zusammenhang mit Gleitungsbeanspruchungen wird in [8] beschrieben, dass bei Gleitungen unterhalb von T_G eine hohe Flexibilisierung der Klebstoffe einen positiven Einfluss auf die Gleitungstoleranz hat. Indessen entsteht bei höheren Beanspruchungen partiell adhäsives Versagen bei Temperaturen deutlich oberhalb der Glasübergangstemperatur.

Basierend auf der hohen Gleitungstoleranz des Klebstoffes E4a und dessen geringer Neigung zu adhäsivem Versagen wird versucht, durch Variation von Toughener- und Flexibilisierungsanteilen ein Klebstoffsystem mit noch höherer Toleranz gegenüber Gleitungsbeanspruchungen zu entwickeln. Ausgehend von der Klebstoffvariante E4a wurde in der Variante E5a der Tougheneranteil verringert, während der Klebstoff E5b einen höheren Toughener- und geringeren Flexibilisierungsanteil aufweist. Dementsprechend weist der Klebstoffe E5a einen höheren E-Modul auf, während die Kennwerte des Klebstoffes E5b gegenüber E4a nahezu identisch sind (Tab. 10).

Tab. 10: Mechanische Kennwerte der gezielt modifizierten Epoxidklebstoffe laut Herstellerangaben, Variation Flexibilisierung und Toughening

Kennwert		E4a	E5a	E5b
E-Modul (DIN EN ISO 527-2)	MPa	946	1402	1030
Zugfestigkeit (DIN EN ISO 527-2)	MPa	21	26	22
Bruchdehnung (DIN EN ISO 527-2)	%	13.2	10.1	13.1
T_G (DSC) (DIN EN ISO 11357-1)	°C	107	93	100

Infolge einer Gleitung von 25 % entsteht mit dem Klebstoff E5a die höchste Schubspannung und im anschließenden Schubversuch wird eine deutlich größere Schubfestigkeit gegenüber den anderen beiden Klebstoffen erreicht (Abb. 7-29). Ursache sind wiederum der deutlich höhere Elastizitätsmodul sowie die Zugfestigkeit. Die Graphen der beiden weiteren Klebstoffe sind deckungsgleich mit der Ausnahme, dass die Bruchgleitung des Klebstoffes E5b geringfügig höher ist.

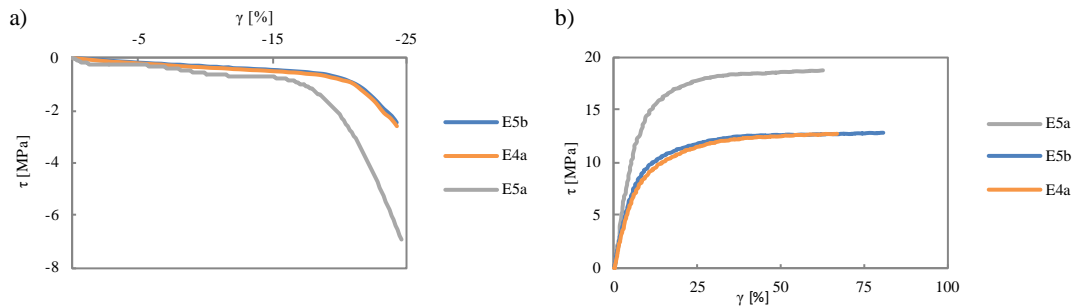


Abb. 7-29: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit den Klebstoffen E4a, E5a und E5b

Bei 50 % Gleitung steigt die resultierende Schubspannung ausgehend von dem Klebstoff E5a über E5b zu E4a leicht an (Abb. 7-30). Im anschließenden Schubversuch erreicht der Klebstoff E4a die höchste Schubfestigkeit und Bruchgleitung. Während die Kennwerte des Klebstoffes E5b dem gegenüber nur leicht reduziert sind, erzielt der Klebstoff E5a nur geringe Festigkeiten. Ursache für die geringen Festigkeiten des Klebstoffes E5a ist adhäsives Versagen, gekennzeichnet durch den hier nur sehr schwach ausgeprägten Knick im Verlauf der Schubspannung in der Abkühlphase. Während der Klebstoff E5a größtenteils adhäsiv versagt, zeigt das Bruchbild des Klebstoffes E5b ebenfalls kleinere adhäsive Bereiche (Abb. 7-31). Ein Versuch mit einer höheren Belastung von 60 % ist nicht sinnvoll, da bereits bei 50 % Gleitung teilweise adhäsives Versagen aufgetreten ist.

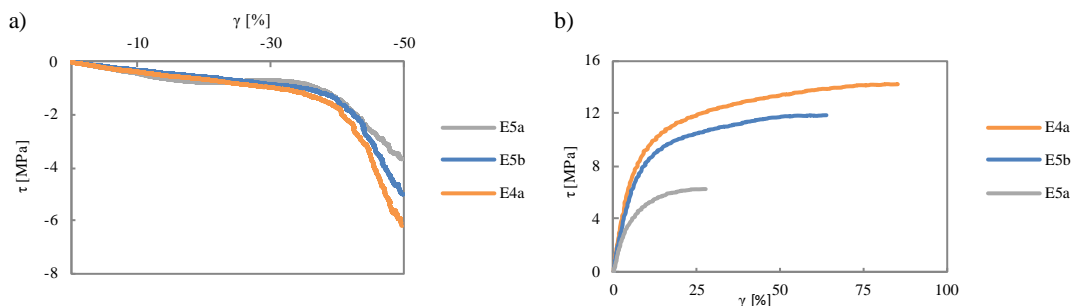


Abb. 7-30: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 50 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit den Klebstoffen E4a, E5a und E5b



Abb. 7-31: Bruchbilder Schubversuch bei 70 °C nach 50 % Gleitungsbeanspruchung mit zunehmend adhäsivem Anteil a) Klebstoff E4a, b) Klebstoff E5b und c) Klebstoff E5a

Bei niedrigen Gleitungsbeanspruchungen von 25 % gewährleistet ein geringerer Tougeheranteil im Klebstoff E5a gegenüber dem Klebstoff E4a eine höhere Festigkeit der Klebverbindung (Abb. 7-29). Bei höheren Gleitungen von 50 % ist die Festigkeit bei diesen

Klebstoffen hingegen stark reduziert (Abb. 7-30). Der Klebstoff E5b mit einem höheren Toughener- und geringeren Flexibilisierungsanteil zeigt erst bei höheren Gleitungsbeanspruchungen von 50 % eine reduzierte Festigkeit gegenüber dem Klebstoff E4a, während bei geringen Gleitungsbeanspruchungen von 25 % eine höhere Bruchgleitung erreicht wird. Der Klebstoff E4a mit dem höchsten Flexibilisierungsanteil der Matrix zeigt, dass dadurch eine hohe Toleranz gegenüber Gleitungsbeanspruchungen erzielt werden kann.

Falls es gelingt, den Anteil an Flexibilisatoren weiter zu erhöhen und gleichzeitig weitere signifikante Materialparameter wie den Elastizitätsmodul, Festigkeit oder Glasübergangstemperatur annähernd konstant zu halten, ist es möglich, noch höhere Gleitungen ohne adhäsive Schädigung oder reduzierte Festigkeiten zu tolerieren. Dabei ist nach [44] zu beachten, dass eine hohe Flexibilisierung geringere Steifigkeiten, Festigkeiten, eine niedrigere Glasübergangstemperatur und reduzierte Adhäsionskräfte verursacht. Der Anteil an Flexibilisatoren kann dementsprechend nicht beliebig erhöht werden, ohne weitere Zusätze oder die Epoxidharzbasis anzupassen. Auf Basis des Klebstoffes E4a konnte schließlich durch eine ideale Abstimmung der einzelnen Klebstoffzusätze eine deutlich höherer Anteil an Flexibilisatoren beigemischt werden, wobei der Elastizitätsmodul leicht erhöht und die Bruchdehnung der Klebstoffe E6a und E6b reduziert ist (Tab. 11).

Tab. 11: Mechanische Kennwerte der gezielt modifizierten Epoxidklebstoffe laut Herstellerangaben, Variation Flexibilisierung

Kennwert		E4a	E6a	E6b
E-Modul (DIN EN ISO 527-2)	MPa	946	1183	1066
Zugfestigkeit (DIN EN ISO 527-2)	MPa	21	21	22
Bruchdehnung (DIN EN ISO 527-2)	%	13.2	5.8	7.4
T _G (DSC) (DIN EN ISO 11357-1)	°C	107	102	109

Die Klebstoffe E6a und E6b wurden direkt mit 60 % Gleitung getestet, ohne zuvor 25 % und 50 % Gleitung zu untersuchen. Ursache ist, dass bei einer Gleitung von 60 % der Referenzklebstoff E4a, bereits erheblich reduzierte Festigkeiten aufweist (Abb. 7-27). Dementsprechend haben die Klebstoffe E6a und E6b nur eine erhöhte Gleitungstoleranz gegenüber dem Klebstoff E4a, falls bei 60 % Gleitung bessere Ergebnisse erzielt werden.

Bei einer Gleitungsbeanspruchung von 60 % sind die resultierenden Schubspannungen der Klebstoffe E4a, E6a und E6b nahezu identisch (Abb. 7-32). Die Schubfestigkeit dieser Klebstoffe ist bei 70 °C deutlich oberhalb des Klebstoffes E4a. Demgegenüber sind die Bruchgleitungen um etwa die Hälfte reduziert.

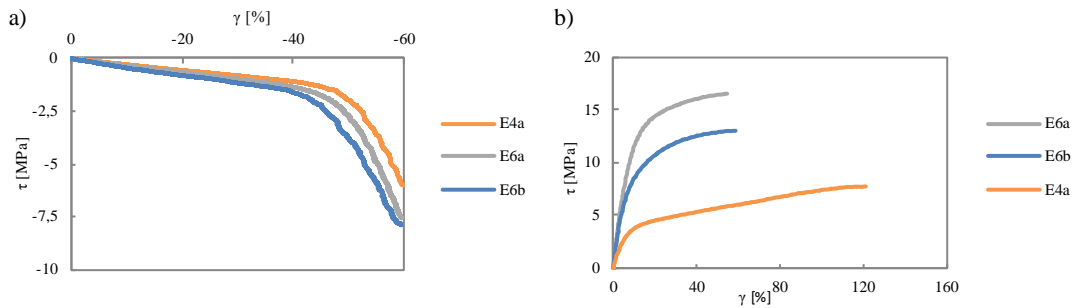


Abb. 7-32: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 60 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit den Klebstoffen E4a, E6a und E6b

Ein hoher Anteil an Flexibilisatoren in der Epoxidmatrix ermöglicht demnach, hohe Gleitungsbeanspruchungen in der Abkühlphase bis unterhalb der Glasübergangstemperatur zu tolerieren. Gleichzeitig werden sehr hohe Schubfestigkeiten von etwa 16 MPa bei 70 °C nach einer Gleitung von 60 % erzielt. Diese Gleitung entspricht einer Relativverschiebung von 0.75 mm, die beispielsweise in einer Aluminium-Stahl-Kleiverbindung während des KTL-Trocknerprozesses bei einer freien Länge von 350 mm infolge der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten entsteht. Während Toughener-Systeme im Klebstoff die Bruchdehnung erhöhen, ist dies bei einem höheren Anteil an Flexibilisatoren nicht der Fall. In diesem Experiment haben die Klebstoffe E6a und E6b bei vergleichbarem E-Modul, Zugfestigkeit und T_G eine geringere Bruchdehnung als der Klebstoff E4a.

Dabei ist anzumerken, dass der Elastizitätsmodul dieser Klebstoffe gegenüber den klassischen Strukturklebstoffen, wie dem Klebstoff S1 mit 2400 MPa, um mehr als die Hälfte geringer ist und somit die Klebverbindung eine geringere Steifigkeit aufweist. Dem hingegen ist die Energieaufnahme, gekennzeichnet durch die Fläche unter dem Graphen, bei einem Crash infolge der höheren Bruchdehnung um ein vielfaches größer (Abb. 7-33).

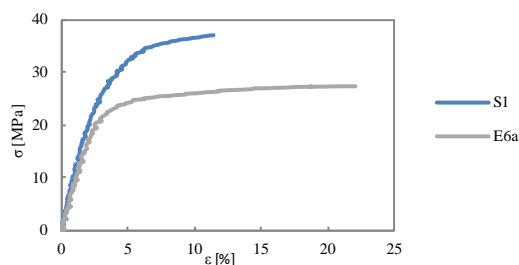


Abb. 7-33: Zugfestigkeit der Klebstoffe S1 und E6a bei Raumtemperatur

7.4 Diskussion der Ergebnisse

Die Festigkeit wärmehärtender Epoxidklebstoffe während des KTL-Trocknerprozesses ist in erster Linie von dem Vernetzungsgrad und der Temperatur abhängig. Bei den untersuchten wärmehärtenden 1K-Epoxidklebstoffen in Kombination mit den verwendeten Fügeteiloberflächen wurde beobachtet, dass bei Temperaturen oberhalb von T_G die Kohäsionskräfte gegenüber den Adhäsionskräften dominieren. Demnach entsteht bei zu hohen

mechanischen Beanspruchungen in der Abkühlphase bei Temperaturen oberhalb von T_G adhäsives Versagen, während bei niedrigeren Temperaturen eine charakteristische plastische Verformung der Klebstoffe mit kohäsivem Versagen auftritt. Relativverschiebungen während der Abkühlphase, die bei Klebverbindungen aus Materialien mit unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten oder infolge von Temperaturdifferenzen entstehen, führen zu reduzierten Festigkeiten oder adhäsivem Klebstoffversagen.

Die Charakterisierung von Materialkennwerten der Klebstoffe nach den üblichen Normprüfungen DIN EN 527-2, DIN EN ISO 6721-1 und DIN EN ISO 11357-1 als auch die Bestimmung der Klebfestigkeit durch quasistatische Zug- und Schubversuche nach DIN EN 15870, DIN EN 1465 und DIN EN 14869-2 auch unter Temperatur ermöglichen kaum eine Aussage über die Anwendbarkeit von Klebstoffen in Mischbauklebungen [9, 35, 36, 39, 42, 53]. Dementsprechend sind zur Bestimmung der Toleranz von Klebstoffen gegenüber Relativverschiebungen in Zug- und Schubrichtung Experimente durchzuführen, in denen diese Belastung im relevanten Temperaturbereich nachgestellt wird (Abb. 7-9, Abb. 7-10). Dabei scheint die resultierende Spannung infolge der Relativverschiebung während der Abkühlphase keinen direkten Einfluss auf die Festigkeit der Verbindung im anschließenden Zugversuch zu haben. Diese Beobachtung von [8] kann auch bei steifen Fügepartnern und minimierter Fügepartnerverformung bestätigt werden. Zu beachten ist, dass die Spannungen unterhalb von T_G überproportional stark ansteigen und vor allem bei Fügepartnern mit geringer Steifigkeit zu erheblichen Verformungen führen können. Adhäsives Versagen ist im Verlauf der Spannung während der Relativverschiebung durch einen Knick im Graphen ersichtlich (Abb. 7-5). In Abhängigkeit der Dimension und Orientierung der Relativverschiebung kann die Festigkeit der Klebverbindung je nach Klebstoff kaum oder sehr stark reduziert sein. Grundsätzlich gilt, dass Dehnungsbeanspruchungen gegenüber Gleitungsbeanspruchungen infolge vergleichbarer Relativverschiebungen eine deutlich höhere Reduzierung der Festigkeit und vermehrt adhäsives Versagen verursachen (Abb. 7-5, Abb. 7-7).

Durch die Variation von Geometrie-, Material- oder Prozessparametern ist es möglich, auch bei hohen Relativverschiebungen adhäsives Versagen zu vermeiden sowie eine hohe Festigkeit zu gewährleisten. Die wichtigsten Stellgrößen sind das Klebstoffsystem, die Klebspaltdicke, die Überlappungslänge und die Abkühlrate. Angemerkt sei, dass weitere Anforderungen und Randbedingungen, wie beispielsweise die Steifigkeit der Klebverbindung, nicht zu vernachlässigen sind. Vielmehr ist ein Optimum durch die Anpassung der relevanten Parameter zu erzielen. Bezüglich der Ergebnisse sei darauf hingewiesen, dass die Experimente mit steifen Fügepartnern durchgeführt wurden und dementsprechend Erkenntnisse von einfach überlappten Normprüfkörpern nicht zwangsläufig zutreffen, da hier der Spannungszustand ein erheblicher Einflussfaktor ist [4].

Während Epoxidklebstoffe bei einem Nullspalt oder möglichst geringen Klebspaltdicken eine maximale Steifigkeit und Festigkeit gewährleisten, ist ein höherer Klebspalt bei Relativverschiebungen vorteilhaft. Gegenüber einem Klebspalt von 0.3 mm ist mit einem Klebspalt von 1.5 mm bei identischer Gleitung eine deutlich höhere Relativverschiebung bei akzeptabler Festigkeit möglich. Bei noch höheren Klebspalten von 3.0 mm ist die Festigkeit stark reduziert (Abb. 7-13, Abb. 7-14).

Während ein höherer Klebspalt zu geringeren Festigkeiten führt, wurde anhand der Experimente mit steifen Fügepartnern nach einer Gleitungsbeanspruchung in der Abkühlphase bei größerer Überlappungslänge eine höhere Festigkeit bestimmt (Abb. 7-18, Abb. 7-19). Dabei ist anzumerken, dass die Überlappungslänge nur im technisch relevanten Bereich von 12 mm bis 18 mm variiert wurde. Die Untersuchung von [4] an einfach überlappten Zugscherproben zeigt eine reduzierte Festigkeit bei zunehmender Überlappungslänge. In dieser Arbeit wurden deutlich steifere Fügepartner verwendet, wodurch die Fügepartnerverformung und daraus resultierende Spannungsspitzen an den Überlappungsenden reduziert sind. Demnach trägt ein höherer Anteil der Klebfläche zur Kraftübertragung bei und es wird bei größerer Überlappungslänge eine höhere Festigkeit erzielt.

Schließlich konnte gezeigt werden, dass eine langsamere Abkühlrate zu höheren Festigkeiten nach einer Gleitungsbeanspruchungen führt. Ursache sind die längere Zeit bei erhöhten Temperaturen und somit beschleunigte Relaxationsprozesse [5]. Dabei ist der Unterschied der Festigkeit allerdings nicht signifikant, um die Abkühlrate ausgehend von 7.3 K/min auf 3.5 K/min im Prozess zu ändern und damit die doppelte Prozesszeit zu rechtfertigen (Abb. 7-20, Abb. 7-21).

Das Klebstoffsystem stellt den wichtigsten Einflussfaktor bei der Entstehung von Spannungen während einer Relativverschiebung und der resultierenden Festigkeit dar. Eine gezielte Auslegung der Klebstoffeigenschaften bietet die Möglichkeit, hohe Relativverschiebungen bei gleichzeitig hohen Festigkeiten ohne adhäsives Versagen zu tolerieren. Dazu wird in [4, 5] beschrieben, dass ein hohes T_G bei Relativverschiebungen ungünstig ist, da Spannungen nur oberhalb der Glasübergangstemperatur durch Relaxationsvorgänge kompensiert werden können. [8] stellt dazu fest, dass mit einem hohen T_G adhäsives Versagen bei erhöhten Temperaturen vermieden werden kann. Dabei entstehen hohe Spannungen und Verformungen. Der Ansatz, den T_G möglichst weit zu senken, zeigt allerdings, dass diese Klebstoffe bei hohen Temperaturen zu adhäsivem Versagen neigen (Abb. 7-22 bis Abb. 7-24). Der ideale der Glasübergangstemperatur liegt demnach im Bereich von 100 °C.

Konventionelle Epoxidharz-Strukturklebstoffe sind gekennzeichnet durch eine hohe Steifigkeit und Festigkeit bei verhältnismäßig geringen Bruchdehnungen. Bereits niedrige Gleitungsbeanspruchungen verursachen eine erhebliche Reduzierung der Festigkeit und partielles adhäsives Versagen. Klebstoffe mit einem niedrigeren Elastizitätsmodul weisen eine geringere Festigkeit jedoch höhere Bruchdehnung auf. Die Festigkeit dieser Klebstoffe wird allerdings infolge von Gleitungsbeanspruchungen deutlich weniger reduziert, als bei den steifen Klebstoffen. Höhere Gleitungsbeanspruchungen verstärken diesen Effekt, da steife Klebstoffe zunehmend adhäsiv versagen (Abb. 7-25 bis Abb. 7-27).

Klebstoffzusätze, wie Toughener-Systeme oder Flexibilisatoren ermöglichen eine höhere Toleranz der Klebstoffe gegenüber Gleitungsbeanspruchungen zu erreichen. Diese Zusätze reduzieren allerdings die Steifigkeit, die Festigkeit, den T_G als auch die Adhäsionskräfte. Diese Effekte sind idealerweise durch eine Modifikation der chemischen Zusammensetzung der Klebstoffe, wie einer Anpassung der Harzsysteme oder durch weitere

Additive, zu kompensieren. Gelingt dies und wird zusätzlich die Reaktionskinetik der Klebstoffe so ausgelegt, dass der Gelpunkt erst in der isothermen Haltephase des KTL-Trockners erreicht wird, sind erhebliche Gleitungsbeanspruchungen in der Abkühlphase bei geringer Festigkeitsreduzierung ohne adhäsives Versagen möglich (Abb. 7-29 bis Abb. 7-32). Diese Klebstoffsysteme bieten in Kombination mit einem verhältnismäßig hohen Klebspalt von 1.5 mm die Möglichkeit, hohe Gleitungsbeanspruchungen zu tolerieren und große Bauteile mit unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten, zu fügen.

Die Untersuchung der Festigkeit von Klebverbindungen während des KTL-Trocknerprozesses zeigt, dass für Klebverbindungen aus Werkstoffen mit unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten entscheidend ist, welches Klebstoffsystem verwendet wird. Neu entwickelte, mischbauoptimierte Klebstoffsysteme tolerieren eine hohe Relativverschiebung während der Abkühlphase bei gleichzeitig hohen Festigkeiten. Weiterhin kann durch einen erhöhten Klebspalt von 1.5 mm eine deutlich höhere Relativverschiebung toleriert werden. Mit diesem Klebspalt kann eine hohe Gleitung als auch Dehnung bei gleichzeitig akzeptablen Festigkeiten erreicht werden. Eine weitere Erhöhung der Klebspaltdicke war bei den analysierten Klebstoffen kontraproduktiv. Demgegenüber haben weitere Einflussgrößen, wie die Überlappungslänge oder die Abkühlrate nur einen untergeordneten Effekt. Nachfolgende Experimente werden demnach mit einem Klebspalt von 1.5 mm durchgeführt. Neben den Referenzklebstoffen S1 – S3 werden auch die mischbauoptimierten Klebstoffe aus diesem Kapitel verwendet.

In dieser Untersuchung war bei den Experimenten an Zugscherprüfkörpern mit Relativverschiebung die Bewegung während der Abkühlphase und dem anschließenden Schubversuch entgegengesetzt (Kapitel 4.2.3). Als Ausblick gilt, weitere Kombinationen der Bewegungsrichtung zu analysieren.

8 Bestimmung der Relativverschiebung und Dehnung in Mischbauklebungen

In Klebverbindungen aus Materialien mit unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten entstehen in Kombination mit wärmehärtenden Klebstoffen Spannungen während des Vernetzungsprozesses im KTL-Trockner. Daraus resultieren Bauteilverformungen, reduzierte Verbundfestigkeiten oder Materialversagen. Um diese Schädigungen zu reduzieren, ist der Zusammenhang zwischen den Relativverschiebungen und der Entstehung von Spannungen sowie Verformungen zu analysieren. Hierzu werden im folgenden Kapitel Experimente zur Bestimmung der Relativverschiebung und Dehnung während des Vernetzungsprozesses im KTL-Trockner durchgeführt. Analysiert wird ein Fügeverbund aus Materialien mit unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten und wärmehärtenden Epoxidklebstoffen. In Prüfkörpern nach Abb. 4-8 wird auf den Außenseiten Stahl und in der Mitte Aluminium beziehungsweise CFK mit unterschiedlichen Laminataufbauten eingesetzt. Neben den Fügepartnern werden als weitere Stellgrößen das Klebstoffsystem, die Klebspaltdicke, die Bauteildimension sowie die Maximaltemperatur variiert. Als Referenz dient der Serienklebstoff S1 mit dem zuvor ermittelten optimalen Klebspalt von 1.5 mm. Die entwickelten mischbauoptimierten Klebstoffe mit erhöhter Gleitungstoleranz werden in den Experimenten zum Einfluss des Klebstoffes analysiert.

8.1 Einflussfaktoren auf die Relativverschiebung während des KTL-Trocknerprozesses

Die Bestimmung von Relativverschiebungen in Mischbauklebungen nach Kapitel 4.4 dient als Indiz für Dehnungen und dementsprechend Spannungen im Verbund. Diese resultieren aus den unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten der Fügepartner in Kombination mit wärmehärtenden Klebstoffsystemen (Kapitel 3.1). Neben der maximalen Verschiebung bei Maximaltemperatur T_{\max} ist vor allem die verbleibende Verschiebung nach dem Abkühlen auf Raumtemperatur entscheidend. Zusätzlich wird eine zerstörende Prüfung nach Kapitel 4.6 zur Bewertung des Bruchbildes durchgeführt, um adhäsives Klebstoffversagen festzustellen.

Im direkten Vergleich der Relativverschiebung in einem Fügeverbund aus Materialien mit unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten mit und ohne Klebstoff ist es möglich, den Zeitpunkt der Entstehung von Spannungen zu bestimmen. Interessant ist, wann der Gelpunkt des Klebstoffes erreicht wird und anschließend eine weitere Relativverschiebung bis zum Erreichen der Maximaltemperatur erfolgt. Im Bereich des Gelpunktes ist das Klebstoffsystem noch nicht ausreichend hoch vernetzt, um signifikante Kräfte infolge der Dehnungen zu übertragen. In diesem Bereich kann die Festigkeit der Klebverbindung durch Relativverschiebungen erheblich reduziert werden sowie adhäsives Versagen entstehen. Um dies zu vermeiden, wurde das Temperaturprofil so definiert, dass der Gelpunkt erst während der isothermen Haltephase erreicht wird.

Abb. 8-1 zeigt die Relativverschiebung am freien Ende des Klebverbundes sowie die Bauteiltemperatur während des KTL-Trocknerprozesses in Abhängigkeit der Zeit. Es sind die Graphen eines Fügeverbundes aus Stahl und einem CFK-Laminat $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_S$ nach Tab. 6 (Kapitel 4.4.2) mit dem Klebstoff S1 gegenüber einem Verbund ohne Klebstoff dargestellt. Die Graphen verlaufen etwa 40 Minuten deckungsgleich. Ab diesem Zeitpunkt steigt die Temperatur im Verbund mit Klebstoff infolge der exothermen Reaktion des Klebstoffes stark an. Dieser Effekt wird durch das verwendete Prüfkonzept und daraus resultierende Massenverhältnis der Fügepartner gegenüber dem Klebstoff verursacht. Infolge der geringen Bauteiloberfläche kann die Wärme aus der exothermen Klebstoffreaktion nicht ausreichend schnell abgeführt werden. Da zu diesem Zeitpunkt der Gelpunkt des Klebstoffes nicht erreicht ist, führt der Temperaturanstieg zu einer größeren Relativverschiebung.

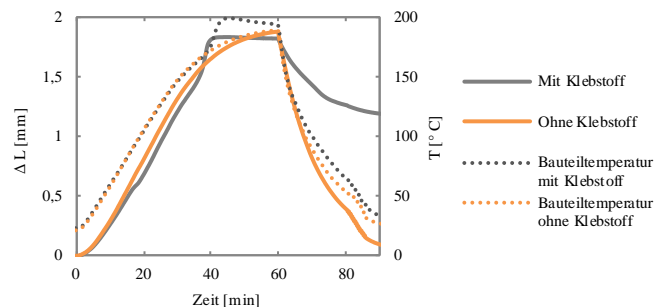


Abb. 8-1: Relativverschiebung und Temperatur im Stahl-CFK-Verbund mit $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_S$ -Laminat – Vergleich Fügeverbund mit und ohne Klebstoff

Am Ende der isothermen Haltephase bei etwa 60 Minuten sind die Temperaturen und Relativverschiebungen der beiden Fügeverbunde identisch. Demnach wurde die Bewegung in der Aufheizphase nicht durch den Klebstoff eingeschränkt. Indessen wird ab dem Beginn der Abkühlphase die thermische Dehnung der Fügepartner erheblich durch den Klebstoff eingeschränkt. Dementsprechend verläuft der Graph der Relativverschiebung im Fügeverbund mit Klebstoff deutlich flacher. Ab dem Bereich der Glasübergangstemperatur des Klebstoffes, bei etwa 100 °C, findet nur eine sehr geringe Bewegung trotz weiter sinkender Temperaturen im Verbund statt. In diesem Bereich wechselt der Klebstoff vom entropie-elastischen in den energie-elastischen Bereich, gekennzeichnet durch eine überproportionale Zunahme des Schubmoduls bei abnehmender Bruchdehnung. Bei Raumtemperatur verbleibt eine irreversible Verschiebung von 1.2 mm.

Bei der zerstörenden Prüfung der Klebverbindungen aus Abb. 4-8 wurden die beiden äußeren Stahlbleche bei Raumtemperatur abgeschält. Die Bewertung der Bruchflächen nach Kapitel 4.6 zeigt ein vollständig kohäsives Bruchbild beziehungsweise eine Delamination im CFK. Diese Delamination wird ebenfalls als in Ordnung bewertet, da die Festigkeit des Klebstoffes oberhalb der Matrix des Verbundwerkstoffes liegt. Infolge der Delamination verbleibt auch auf den Stahlbauteilen eine Faserschicht (Abb. 8-2). Zusätzlich ist ein Bruchbild mit adhäsivem Versagen zum Stahl, gekennzeichnet durch die glänzende,

klebstofffreie Oberfläche, dargestellt. Von kleineren Fehlstellen abgesehen wurde bei allen Experimenten in diesem Kapitel ein vollständig kohäsives Bruchbild beziehungsweise Delamination im CFK festgestellt.

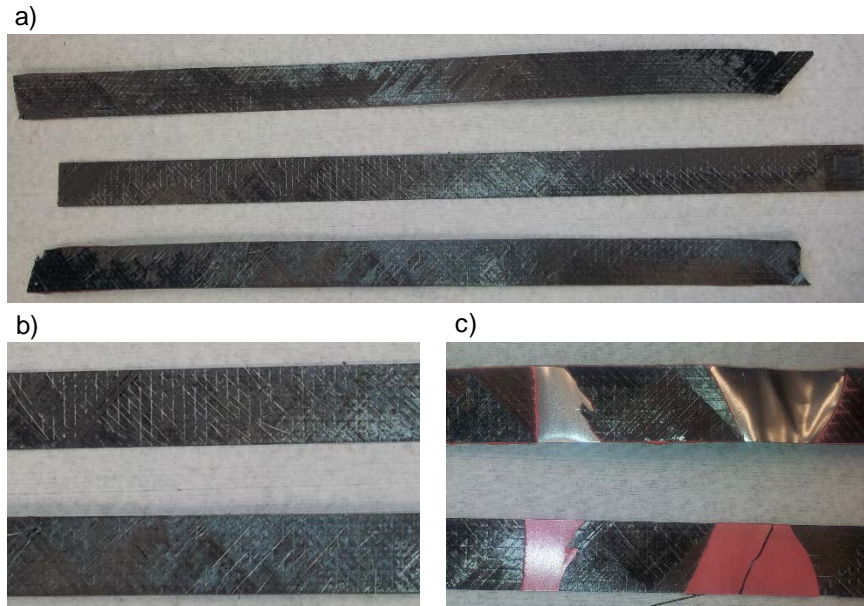


Abb. 8-2: a) Bruchbild Stahl-CFK-Stahl Klebverbindung mit b) Delamination im CFK sowie c) teilweise adhäsivem Versagen zum Stahl (unten rechts)

8.1.1 Laminataufbau CFK

Neben dem thermischen Dehnungsverhalten beeinflusst die Faserorientierung im CFK-Laminat vor allem die mechanischen Kennwerte, wie den Elastizitäts- und Schubmodul. In dieser Untersuchung wurde der Laminataufbau in erster Linie nach dem thermischen Ausdehnungskoeffizienten ausgelegt. Der Einfluss der unterschiedlichen Steifigkeiten wird nicht detailliert betrachtet. Diese Annahme ist insofern gerechtfertigt, da die Dehnung bei Temperaturen deutlich oberhalb von T_G der Matrix erfolgt und dabei die Faserorientierung im Laminat einen wesentlich geringeren Einfluss auf die Steifigkeit hat als bei Raumtemperatur (Kapitel 6.1). Allerdings ist zu beachten, dass die Festigkeits- und Steifigkeitsanforderungen bei der mechanischen Auslegung nicht zu vernachlässigen sind. Die analysierten Materialien zeigen vielmehr die Grenzen bei einer Auslegung nach dem thermischen Ausdehnungskoeffizienten auf.

Um eine möglichst große Spreizung des thermischen Dehnungsverhaltens zu erzielen, wurden drei CFK-Lamine $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_S$, $[\pm 45/90_2/\bar{90}]_S$ und $[\pm 45/90_2/\bar{0}]_S$ nach Tab. 6 (Kapitel 4.4.2) gefertigt. Die ersten beiden stellen die Extremwerte hinsichtlich minimalem und maximalem Dehnungsverhalten dar, letzteres wird durch eine Laminatschicht in 0° -Orientierung ergänzt. Wie in Kapitel 5.4.3 beschrieben, ist bereits diese eine Schicht im Laminat ausreichend, um den thermischen Ausdehnungskoeffizienten oberhalb von T_G zu sehr niedrigen Werten zu verschieben. Abb. 8-3 zeigt die thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Stahl, Aluminium sowie den drei CFK-Laminaten im ungetemperten (links) und getemperten Zustand (rechts).

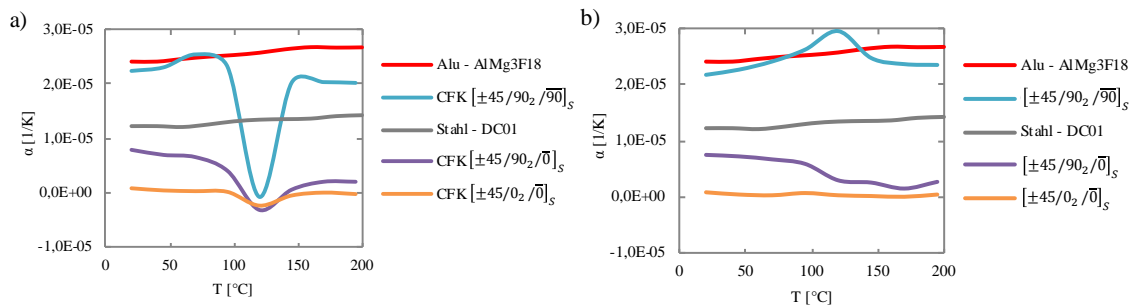


Abb. 8-3: Thermischer Ausdehnungskoeffizient in Abhängigkeit der Temperatur von Stahl, Aluminium und drei CFK-Laminaten – a) mit Nachvernetzung und b) getempert und daher ohne Nachvernetzung

Werden diese drei CFK-Laminaten mit Stahl und dem Epoxidklebstoff S1 gefügt (Abb. 4-8), entsteht eine Relativverschiebung während des KTL-Trocknerprozesses, wie in Abb. 8-4 dargestellt.

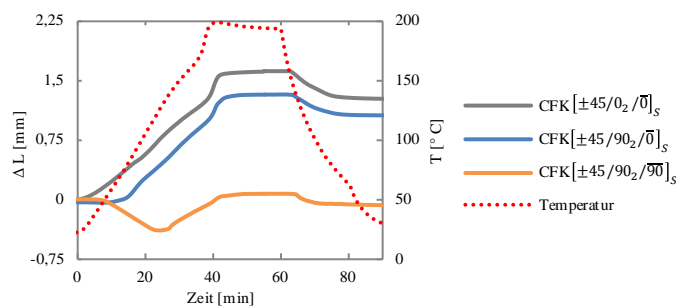


Abb. 8-4: Relativverschiebung Stahl-CFK-Klebverbund mit dem Klebstoff S1 – Variation Laminataufbau CFK

Der thermische Ausdehnungskoeffizient des Laminates $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_S$ ist im gesamten Temperaturbereich nahezu konstant bei $0 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$. Lediglich im Glasübergangsbereich ab 100 °C ist ein leicht negativer Ausdehnungskoeffizient festzustellen (Abb. 8-3). Der Ausdehnungskoeffizient der verwendeten Stahlgüte DC01 ist im gesamten Temperaturbereich konstant bei etwa $12,5 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$. Daraus resultierend steigt der Graph der Relativverschiebung im Klebverbund mit Stahl ausgehend von 23 °C bis zu einer Temperatur von 170 °C linear an (Abb. 8-4). Anschließend nimmt die Relativverschiebung infolge der exothermen Klebstoffreaktion und dem damit verbundenen Temperaturanstieg bis zur isothermen Haltephase zu. Die geringfügige Änderung des Ausdehnungskoeffizienten im CFK-Laminat im Bereich von T_G ist in der Relativverschiebung nicht zu erkennen.

Der Ausdehnungskoeffizient des Laminates $[\pm 45/90_2/\bar{0}]_S$ nimmt von $8,5 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ bei Raumtemperatur bis zum Glasübergangsbereich auf $5 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ leicht ab. Im Bereich von T_G werden leicht negative Werte bestimmt und der Ausdehnungskoeffizient verbleibt bei höheren Temperaturen bei $2 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ (Abb. 8-3). Im Klebverbund mit einem $[\pm 45/90_2/\bar{0}]_S$ -Laminat entsteht erst nach etwa 15 Minuten bei 80 °C eine messbare Relativverschiebung (Abb. 8-4). Bis zu dieser Temperatur war die Differenz der Ausdehnungskoeffizienten von Stahl und dem CFK-Laminat sehr gering. Im Bereich von T_G

sinkt der Ausdehnungskoeffizient im CFK-Laminat erheblich und daraus resultierend entsteht eine größere Relativverschiebung. Im folgenden Verlauf ist die Relativverschiebung im Klebverbund mit einem $[\pm 45/90_2/\bar{0}]_S$ -Laminat sehr ähnlich zum $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_S$ -Laminat, da die thermischen Ausdehnungskoeffizienten dieser Lamine mit Beginn des Glasübergangsbereiches sehr ähnlich sind.

Der Ausdehnungskoeffizient eines $[\pm 45/90_2/\bar{90}]_S$ -Laminates ist bis zum Glasübergangsbereich nahezu identisch zur Aluminiumlegierung AlMg3F18 bei $23 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ (Abb. 8-3). Anschließend sinkt der Ausdehnungskoeffizient infolge der Nachvernetzungsreaktion auf null. Nach Abschluss der Vernetzungsreaktion wurde der Ausdehnungskoeffizient bei Temperaturen oberhalb von 150 °C zu $20 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ bestimmt. Der Graph der Relativverschiebung im CFK-Stahl-Klebverbund verläuft zu Beginn entgegengesetzt der anderen Graphen, da die Ausdehnung des CFK-Laminates größer ist, als die von Stahl (Abb. 8-4). Im Bereich der Glasübergangstemperatur ändert der Graph die Orientierung hin zu positiven Werten. Ursache ist, dass in diesem Bereich der Ausdehnungskoeffizient des CFK-Laminates infolge der Nachvernetzungsreaktion geringer als von Stahl ist. Bei der Kombination dieses CFK-Laminates mit Stahl als Fügepartner und dem Klebstoff S1 resultiert nahezu keine Relativverschiebung in der Haltephase des KTL-Trockners.

In der isothermen Haltephase verbleibt die Relativverschiebung bei allen Graphen konstant. Mit dem Beginn der Abkühlphase entstehen Relativverschiebungen in entgegengesetzter Richtung zur Aufheizphase, deren Steigung erheblich geringer ist, obwohl die Abkühlrate im Vergleich zur Aufheizrate größer ist. Die Graphen im Verbund mit den Laminaten $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_S$ und $[\pm 45/90_2/\bar{0}]_S$ verlaufen nahezu parallel (Abb. 8-4). Ursache ist, dass die Ausdehnungskoeffizienten der beiden CFK-Lamine beim Abkühlen von 185 °C bis zum T_G nahezu identisch sind (Abb. 8-3). Der Unterschied der Ausdehnungskoeffizienten bei tieferen Temperaturen ist nicht in der Relativverschiebung zu sehen, da ab dem Erreichen der Glasübergangstemperatur des Klebstoffes S1 von 90 °C bei allen Graphen keine weitere Relativverschiebung festzustellen ist. Die Relativverschiebung mit dem $[\pm 45/90_2/\bar{90}]_S$ -Laminat verläuft in der Abkühlphase flacher als bei den anderen beiden Laminaten (Abb. 8-4). Ursache ist wiederum die geringere Differenz des Ausdehnungskoeffizienten bei Temperaturen von 185 °C bis 90 °C im $[\pm 45/90_2/\bar{90}]_S$ -Laminat mit etwa $20 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ zu Stahl mit $12.5 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ gegenüber den beiden anderen CFK-Laminaten mit $0 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ (Abb. 8-3).

In einem geklebten Mischbauverbund mit einem CFK-Laminat $[\pm 45/90_2/\bar{90}]_S$ verbleibt bei den vorliegenden Versuchsbedingungen und einer Bauteillänge von 900 mm nach dem KTL-Prozess keine Relativverschiebung im System. Es ist daher von einem dehnungsfreien Zustand auszugehen, wobei anzumerken ist, dass die Dehnungsverteilung über die Bauteillänge nicht als konstant anzunehmen ist. Im Verbund mit den CFK-Laminaten $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_S$ und $[\pm 45/90_2/\bar{0}]_S$ ist eine Verschiebung von 1.3 mm beziehungsweise 1.1 mm und von einer deutlich höheren Dehnung sowie Spannung im Klebverbund auszugehen.

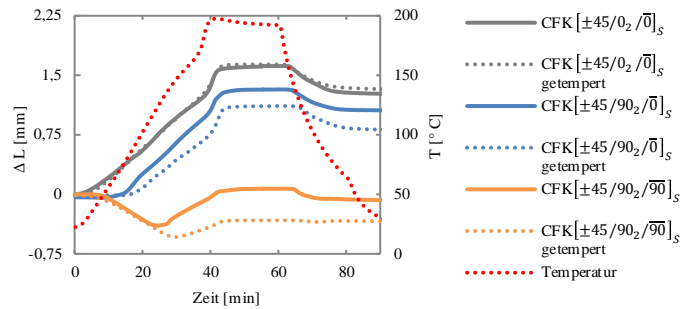


Abb. 8-5: Relativverschiebung Stahl-CFK-Klebverbund mit dem Klebstoff S1 – Vergleich drei unterschiedlicher CFK Lamine jeweils mit und ohne Tempern

Abb. 8-3 zeigt die thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Lamine mit und ohne Temperprozess. Um den Einfluss der Nachvernetzung zu quantifizieren, wird erneut die Relativverschiebung im CFK-Stahl Klebverbund mit getemperten Laminaten bestimmt und in Abb. 8-5 durch gepunktete Graphen dargestellt.

Im Laminat $[\pm 45/90_2/\overline{90}]_S$ ist die Änderung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten im Bereich der Glasübergangstemperatur infolge der Nachvernetzungsreaktion am stärksten ausgeprägt (Abb. 8-3). Daraus resultierend ist der Unterschied der Relativverschiebung im Klebverbund mit und ohne Temperprozess am Größten (Abb. 8-5). Der Ausdehnungskoeffizient des getemperten CFK-Laminates ist im gesamten Temperaturbereich größer als von Stahl. Daraus resultiert eine Relativverschiebung in entgegengesetzter Richtung zu den anderen Klebverbindungen. Bei diesem Laminat verursacht der zusätzliche Temperprozess Dehnungen im Klebverbund und daraus resultierend höhere Spannungen im Gegensatz zum ungetemperten Laminat.

Die Änderung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten mit und ohne Temperprozess ist im $[\pm 45/90_2/\overline{0}]_S$ -Laminat deutlich geringer ausgeprägt (Abb. 8-3). Dementsprechend ist der Verlauf der Relativverschiebung im CFK-Stahl Klebverbund mit und ohne Temperprozess sehr ähnlich (Abb. 8-5). Mit Temperprozess ist die Differenz des Ausdehnungskoeffizienten gegenüber Stahl geringer und es verbleibt eine geringere Relativverschiebung im Klebverbund. Bei diesem Laminat führt der Temperprozess somit zu geringeren Spannungen im Klebverbund.

Im $[\pm 45/0_2/\overline{0}]_S$ -Laminat ist die Nachvernetzungsreaktion nur schwach ausgeprägt und die Graphen der Relativverschiebung sind mit und ohne Temperprozess nahezu deckungsgleich (Abb. 8-3, Abb. 8-5). Bei diesem Laminat hat der Temperprozess demnach keinen Einfluss auf die verbleibende Relativverschiebung als auch Spannung im Klebverbund.

Für den vorliegenden Prüfkörper ist demnach das CFK-Laminat $[\pm 45/90_2/\overline{90}]_S$ ohne Temperprozess ideal, um eine möglichst geringe Relativverschiebung nach dem Abkühlen auf Raumtemperatur zu erhalten. Dies gilt allerdings nur bei Betrachtung der Relativverschiebung am Bauteilende. Die Steifigkeit des CFK-Laminates sowie mögliche Spannungen im CFK-Laminat sind dabei nicht berücksichtigt. Eine Änderung der Dehnung über die Bauteillänge im Klebspalt sowie im CFK-Laminat wird in Kapitel 8.2 analysiert.

8.1.2 Variation der Fügepartner

Wird die Differenz der thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Stahl zu Aluminium sowie von Stahl zum getemperten $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_S$ -Laminat gebildet, ist ein annähernd deckungsgleicher Verlauf zu sehen (Abb. 8-6).

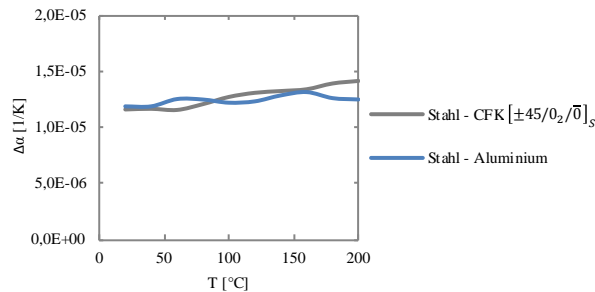


Abb. 8-6: Differenz der thermischen Ausdehnungskoeffizienten in Abhängigkeit der Temperatur – Stahl zu Aluminium gegenüber Stahl zu getemperten CFK $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_S$

Wie zu erwarten, ist die Relativverschiebung in einem Stahl-Aluminium- und Stahl-CFK-Verbund mit einem $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_S$ -Laminat ohne Klebstoff nahezu identisch (Abb. 8-7 links). Lediglich im Bereich der maximalen Relativverschiebung am Ende der Aufheizphase ist die Bewegung mit CFK geringfügig größer. Werden die Fügepartner mit Klebstoff gefügt, sind die Graphen bis zum Beginn der Kühlphase deckungsgleich (Abb. 8-7 rechts). In der Abkühlphase wird im Bauteil mit CFK gegenüber Aluminium deutlich mehr Relativverschiebung abgebaut. Ursache scheint eine Stauchung des CFK-Laminates zu sein, da im Bereich hoher Temperaturen Kriech- und Relaxationsprozesse bei faserverstärkten Kunststoffen beschleunigt ablaufen. Erstere bewirken idealerweise den Abbau von Spannungsspitzen, wodurch das Spannungsniveau gleichmäßig wird [11]. Im Vergleich zum Klebverbund mit Aluminium verbleibt mit CFK als Fügepartner eine um 24 % geringere Relativverschiebung bei Raumtemperatur.

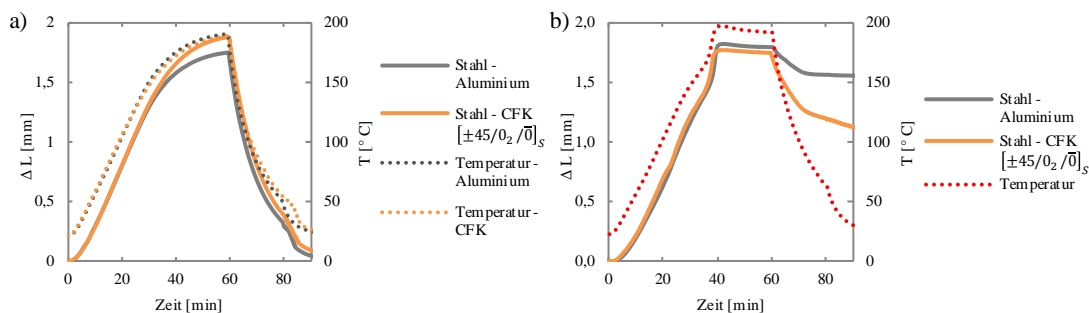


Abb. 8-7: Vergleich Relativverschiebung und Temperatur im Stahl-Aluminium- gegenüber Stahl-CFK-Verbund mit $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_S$ -Laminat – a) ohne Klebstoff sowie b) mit dem Klebstoff S1

8.1.3 Klebstoffsystem

Neben dem Einfluss der thermischen Ausdehnungskoeffizienten und der Werkstoffe der Fügepartner ist das Klebstoffsystem eine wichtige Stellgröße für Relativverschiebungen im Mischbauverbund. Abb. 8-8 stellt die Graphen der Relativverschiebung im Verbund

aus Stahl mit drei unterschiedlichen CFK-Laminaten mit dem Klebstoff S2 (Kapitel 4.2.2) analog Abb. 8-4 mit dem Klebstoff S1 dar.

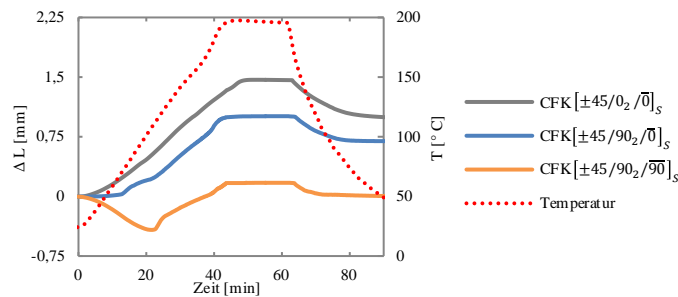


Abb. 8-8: Relativverschiebung Stahl-CFK-Kleverbund – Variation Laminataufbau CFK mit dem Klebstoff S2

Die Graphen mit dem Klebstoff S2 verlaufen dabei sehr ähnlich zu den Experimenten mit dem Klebstoff S1. Die maximale aber vor allem die verbleibende Relativverschiebung ist bei den $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_S$ - und $[\pm 45/90_2/\bar{0}]_S$ -Laminaten mit dem Klebstoff S2 geringer. Zum Teil wird dies durch die fehlende exotherme Reaktion des Klebstoffes S2 und der daraus resultierenden geringeren maximalen Relativverschiebung in der isothermen Haltephase verursacht. Bedeutender ist dabei die geringere Steifigkeit des Klebstoffes S2 gegenüber dem Klebstoff S1, einhergehend mit der höheren Flexibilisierung der Klebstoffmatrix. Daraus resultierend werden die Fügepartner in der Abkühlphase weniger daran gehindert, in ihre Ausgangslänge zurückzukehren und die verbleibende Relativverschiebung ist niedriger. Auch in den Graphen des $[\pm 45/90_2/\bar{90}]_S$ -Laminates wird dies deutlich. Im Verbund mit dem Klebstoff S2 ist die maximale Relativverschiebung größer als mit dem Klebstoff S1, wobei bei beiden Systemen nach der Abkühlphase die Ausgangslänge wieder erreicht wird.

Der Einfluss des Klebstoffsystems auf die Relativverschiebung ist ebenfalls in einem Stahl-CFK-Verbund mit einem $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_S$ -Laminat und den drei unterschiedlichen 1K-Epoxid-Strukturklebstoffen aus Tab. 3 (Kapitel 4.2.2) ersichtlich (Abb. 8-9). Verursacht durch eine exotherme Reaktion der Klebstoffe S1 und S3 ist die maximale Relativverschiebung in der isothermen Haltephase größer als mit dem Klebstoff S2. In der Kühlphase hindert der Klebstoff S3 die Fügepartner nahezu vollständig an einer Bewegung und es verbleibt eine sehr große Relativverschiebung. Im Vergleich dazu ist mit den Klebstoffen S1 und S2 eine deutlich größere Relativverschiebung möglich und die verbleibende Bewegung ist niedriger. Auch die Experimente in Kapitel 7.2.2 zeigen, dass die Klebstoffe S1 und S2 deutlich besser für Mischbauklebungen geeignet sind als der Klebstoff S3. Der Klebstoff S3 versagt bereits nach einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % größtenteils adhäsiv mit sehr geringen Festigkeiten der Klebverbindung. Im Gegensatz dazu weisen die Klebverbindungen mit den Klebstoffen S1 und S2 noch deutlich höhere Festigkeiten nach einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % sowie 50 % auf (Abb. 7-10). Dabei ist der E-Modul des Klebstoffes S1 mit 2400 MPa, S3 mit 1500 MPa und S2 mit 1070 MPa stark unterschiedlich. Die Glasübergangstemperaturen aller drei Klebstoffsysteme sind ähnlich. Es wird ersichtlich, dass kein direkter Zusammenhang zwischen Kennwerten, wie dem E-Modul oder T_G , und der Einschränkung von Relativverschiebungen

besteht. In Kapitel 7.3 wurde dies ebenfalls bestätigt, indem der E-Modul, der T_G als auch die Flexibilisierung der Klebstoffe variiert wurde. Es wurde festgestellt, dass eine hohe Flexibilisierung der Klebstoffmatrix eine hohe Toleranz der Klebstoffe gegenüber Gleitungsbeanspruchungen ermöglicht. Diese Systeme weisen nach einer Relativverschiebung in der Abkühlphase hohe Festigkeiten auf, ohne adhäsiv zu versagen (Kapitel 7.3.3). Während die Klebstoffe S1 und S3 erhebliche Unterschiede in der Zusammensetzung aufweisen, ist der Klebstoff S1 die Basis für den Klebstoff S2. Eine deutlich höhere Flexibilisierung der Matrix des Klebstoffes S2 reduziert die Steifigkeit, aber erhöht vor allem die Gleitungstoleranz und ermöglicht die größte Relativverschiebung in der Abkühlphase im Vergleich zu den Klebstoffen S1 und S3.

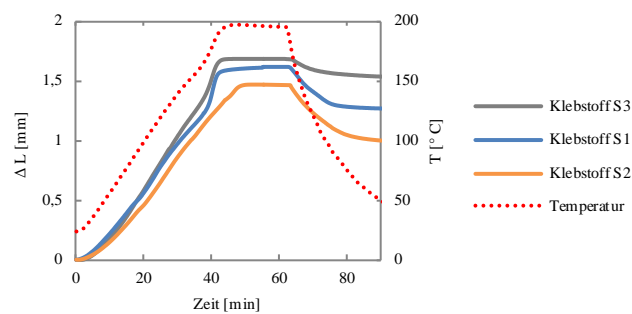


Abb. 8-9: Relativverschiebung Stahl-CFK-Kleverbund mit $[\pm 45/0_2/0]_S$ -Laminat – Variation Klebstoff

Zusätzlich wurden die modifizierten Klebstoffe aus Kapitel 7.3 analysiert. Dabei ist bei den Klebstoffen E1a bis E3b (Tab. 8), die hinsichtlich der Glasübergangstemperatur variiert wurden, im vorliegenden Versuchsaufbau großflächig adhäsives Versagen entstanden. Dementsprechend sind die Graphen der Relativverschiebung nicht bewertbar. Demgegenüber ist die Relativverschiebung mit den Klebstoffvarianten E4a bis E4c (Tab. 9) aussagefähig, da ein vollständig kohäsives Bruchbild erreicht wurde (Abb. 8-10).

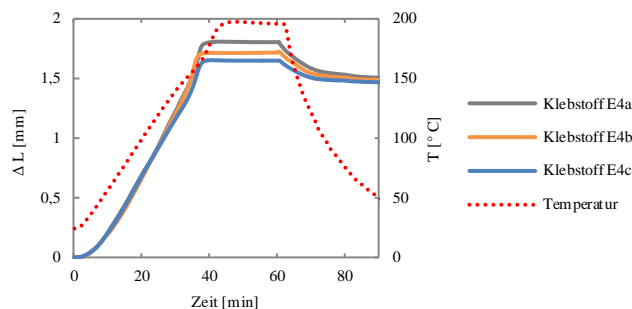


Abb. 8-10: Relativverschiebung Stahl-Aluminium-Kleverbund – Variation E-Modul Klebstoff

Im Stahl-Aluminium-Fügeverbund entsteht bei Maximaltemperatur mit dem Klebstoff E4a die größte Relativverschiebung, gefolgt von den Varianten E4b und E4c. Dieser Unterschied wird vermutlich durch unterschiedliche Gelpunkte der Klebstoffe und einem Spannungsaufbau in der Aufheizzone verursacht. Interessant ist dabei der Verlauf der Relativverschiebung in der Abkühlphase. Bei Raumtemperatur resultiert mit allen drei

Klebstoffen eine Längenänderung von 1.5 mm. Ausgehend von unterschiedlichen maximalen Relativverschiebungen wird demnach mit dem Klebstoff E4c die Gleitung am stärksten und mit dem Klebstoff E4a am wenigsten behindert. Somit besteht ein direkter Zusammenhang zu den Experimenten in Kapitel 7.3.2, wobei der Klebstoff E4a die höchste Verformbarkeit zeigt (Abb. 7-25 bis Abb. 7-27). Bei diesen Varianten besteht eine Korrelation zwischen dem E-Modul und der Verformbarkeit, wobei der Klebstoff E4a den geringsten und E4c den höchsten E-Modul aufweist (Tab. 9).

Auch bei den Klebstoffvarianten aus Kapitel 7.3.3, die hinsichtlich der Flexibilisierung modifiziert sind, wurde ein kohäsives Bruchbild erzielt. Dabei wird mit dem verwendeten Temperaturprofil in diesem Experiment der Gelpunkt der Klebstoffe E5a und E5b bereits vor der isothermen Haltephase erreicht. Dementsprechend ist die maximale Relativverschiebung gegenüber einem Verbund mit dem Klebstoff E4a erheblich reduziert. Allerdings ist auch bei diesen Klebstoffen zu erkennen, dass eine zum Klebstoff E4a vergleichbare Relativverschiebung in der Abkühlphase erfolgt (Abb. 8-11).

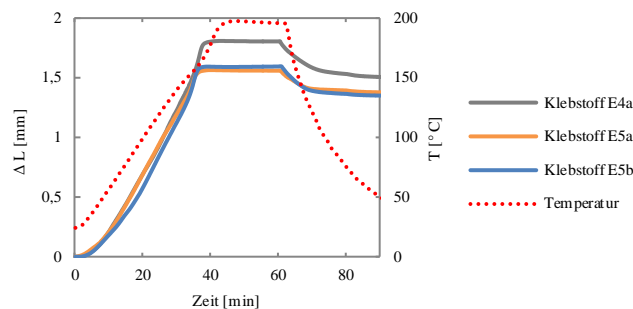


Abb. 8-11: Relativverschiebung Stahl-Aluminium-Kleverbund – Variation Flexibilisierung Klebstoff

Während der Klebstoff E4a gegenüber E5a und E5b in den Experimenten in Kapitel 7.3.3 eine höhere Festigkeit nach einer Gleitungsbeanspruchung zeigt, ist in den Experimenten mit Relativverschiebung kein signifikanter Unterschied festzustellen. Bei allen Klebstoffen entsteht kein adhäsives Versagen, wobei die Festigkeit der Klebverbindung in diesem Experiment nicht bestimmt werden kann. Die Behinderung von Relativverschiebungen in der Aufheizphase nach überschreiten des Gelpunktes führt nach [5] zu erheblichen Festigkeitsverlusten und ist zu vermeiden. Daher ist davon auszugehen, dass die Festigkeit des Klebverbundes mit den Klebstoffen E5a und E5b gegenüber E4a erheblich reduziert ist. Der Klebstoff E4a ist demnach deutlich besser für Mischbauklebungen geeignet als die Klebstoffe E5a und E5b, bei denen zusätzlich die Reaktionskinetik angepasst werden müsste, um den Gelpunkt zu verschieben.

8.1.4 Klebspaltdicke

Die Dicke des Klebspaltes von 0.3 mm, 1.5 mm und 3.0 mm hat einen signifikanten Einfluss auf die irreversible Relativverschiebung der Fügepartner (Abb. 8-12). In der Aufheizphase verlaufen die Graphen deckungsgleich, wobei im Verbund mit 3.0 mm Klebspalt infolge der stärkeren exothermen Reaktion am Ende der Aufheizphase eine größere Relativverschiebung entsteht. Am Ende der Haltephase sind sowohl die Temperaturen als

auch die Relativverschiebungen der drei Klebverbunde identisch. In der Abkühlphase wird bei einem Klebspalt von 0,3 mm und 1,5 mm die Relativverschiebung stark eingeschränkt. Mit einem Klebspalt von 3,0 mm ist eine deutlich größere Bewegung durch die verbesserten Gleitungseigenschaften im Klebstoff bei höheren Spaltdicken möglich. Die verbleibende Relativverschiebung ist daher niedriger. Die Ergebnisse zeigen, dass kein direkt proportionaler Zusammenhang zwischen Spaltdicke und Gleitung besteht. In den Experimenten in Kapitel 7.2.3 wurde zudem festgestellt, dass bei einem Klebspalt von 3,0 mm die Festigkeit erheblich reduziert ist.

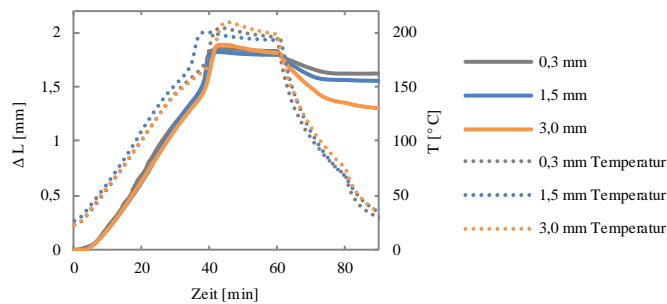


Abb. 8-12: Relativverschiebung und Temperatur im Stahl-Aluminium-Kleverbund – Vergleich Klebspaltdicken

8.1.5 Bauteildimension

Eine Längenänderung infolge einer Temperaturänderung steht nach Formel (1) in direktem Zusammenhang zur Ausgangslänge der Fügepartner (Kapitel 3.1.1). Bezogen auf den Versuchsaufbau in Abb. 4-8 bedeutet dies, dass die Relativverschiebung direkt von der Bauteillänge abhängig ist, falls diese nicht eingeschränkt wird. Dies gilt bei vorliegendem Temperaturprofil bis zum Ende der isothermen Haltephase. Abb. 8-13 stellt die Relativverschiebung von Stahl-Aluminium-Kleverbunden mit einer Bauteillänge von 450 mm, 650 mm und 900 mm dar. Wird die Relativverschiebung der kürzeren Bauteile auf eine Bauteillänge von 900 mm skaliert, sind die Graphen bis zu Beginn der Kühlphase deckungsgleich. Anschließend ist ein deutlicher Unterschied zu erkennen. Je kürzer der Klebverbund, desto geringer sind die verbleibenden Relativverschiebungen. Bei einer Bauteildimension von 450 mm sind diese im Vergleich zum Experiment mit 900 mm um 29 % und bei 650 mm um 17 % geringer. Somit ist eine Überproportionale Zunahme der verbleibenden Relativverschiebung mit steigender Bauteildimension festzustellen. Ergebnisse aus Experimenten an einfach überlappten Fügepartnern oder mit geringen Bauteildimensionen können demnach nicht direkt auf große Strukturen übertragen werden.

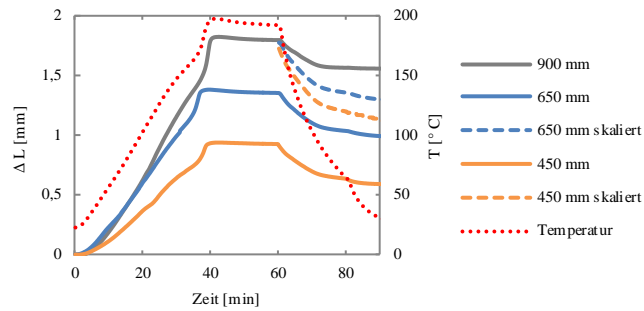


Abb. 8-13: Relativverschiebung Stahl-Aluminium-Klebverbund – Variation Bauteillänge

8.1.6 Maximaltemperatur

Abb. 8-14 stellt die Relativverschiebung in einem Aluminium-Stahl-Klebverbund bei Variation der Maximaltemperatur von 194 °C, 189 °C und 184 °C dar.

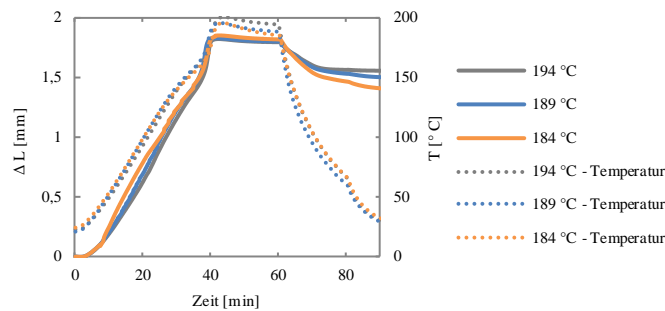


Abb. 8-14: Relativverschiebung und Temperatur im Stahl-Aluminium-Klebverbund – Variation Maximaltemperatur

Infolge der exothermen Reaktion und dem daraus resultierenden Anstieg auf Temperaturen oberhalb der Umlufttemperatur im Trockner, ist die maximale Relativverschiebung aller drei Graphen identisch. Nach der Abkühlung auf Raumtemperatur ist ausgehend von einer Maximaltemperatur von 194 °C bei einer Reduzierung um jeweils 5 °C eine um 3,5 % beziehungsweise 10 % geringere verbleibende Relativverschiebung festzustellen. Demnach verbleibt durch eine Reduzierung der Maximaltemperatur eine zunehmend geringere Relativverschiebung im Klebverbund. Zu beachten ist, dass die erforderliche Maximaltemperatur von weiteren Anforderungen an den KTL-Trockner, wie beispielsweise der Aushärtung des kathodischen Tauchlacks, bestimmt wird (Kapitel 9.2).

8.1.7 Folgetrockner

Im Anschluss an den KTL-Trockner durchlaufen die Karosserien im Fertigungsprozess je nach Lackierereikonzept zwei bis drei weitere Trockner mit Temperaturen bis zu 165 °C. Dementsprechend wurden die Klebverbunde im Anschluss an den KTL-Trockner erneut erhitzt, um den Einfluss auf die verbleibende Relativverschiebung zu bewerten. Ausgehend vom Niveau der verbleibenden Bewegung bei Raumtemperatur entsteht erneut eine Relativverschiebung, die aufgrund der niedrigeren Maximaltemperatur von 165 °C gegenüber 185 °C geringer ist (Abb. 8-15).

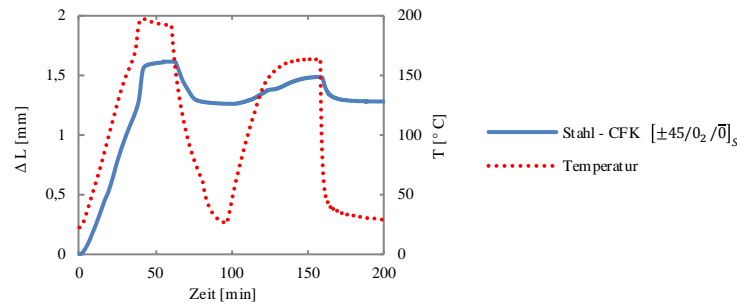


Abb. 8-15: Relativverschiebung Stahl-CFK-Kleverbund mit $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_S$ -Laminat – KTL-Trockner mit Folgetrockner

Nach dem Abkühlen auf Raumtemperatur wird erneut das Niveau der Relativverschiebung nach dem KTL-Trockner erreicht. Somit wird durch die nachfolgenden Trocknerprozesse keine höhere Relativverschiebung im Verbund verursacht. Zu beachten ist, dass der Einfluss auf die Festigkeit der Klebverbindung an dieser Stelle nicht betrachtet werden kann. Zusätzlich können Relativverschiebungen bei hohen Temperaturen infolge von zu schnellen Aufheiz- oder Abkühlraten sowie aufgrund von Temperaturdifferenzen zu adhäsivem Klebstoffversagen, erheblichen Bauteilverformungen oder gar zu Materialversagen im CFK-Laminat führen.

8.2 Einflussfaktoren auf die Dehnung während des KTL-Trocknerprozesses

Basierend auf den Ergebnissen zur Relativverschiebung in Mischbauklebungen wurde durch faseroptische Messungen die Dehnung im Klebspalt sowie CFK-Laminat an Mischbauklebungen nach Abb. 4-8 über die gesamte Bauteillänge bestimmt. Nach dem Messprinzip in Kapitel 4.5 wurde hierfür eine Messfaser aus Glas mit einem Polyimide-Coating zwischen den einzelnen CFK-Laminatschichten eingearbeitet sowie im viskosen Klebspalt verlegt. Zusätzlich wurde im Klebstoff als auch im CFK die Messfaser in einem Glasröhrchen entkoppelt, um die thermische Dehnung der freien Glasfaser zu bestimmen. Diese ist zur exakten Bestimmung der Dehnung erforderlich, indem die thermische Dehnung der Messfaser subtrahiert wird.

Die Messfaser verläuft in einem Stück parallel durch die einzelnen Schichten (Abb. 4-9). Im Übergangsbereich von einer Schicht zur nächsten wird die Faser in einer Schlaufe aus dem Bauteil herausgeführt. Die Messung erfolgt in einem Messintervall von fünf Sekunden bei einer Auflösung von 0.05 mm. Tab. 12 zeigt den Zusammenhang zwischen der Länge der Messfaser und der Position, an welcher die Faser jeweils in die einzelnen Schichten eintritt. Zusätzlich sind die Spezifikation der CFK-Lamine nach Tab. 7, die Bauteillänge, die Klebspaltdicke sowie der Klebstoff angegeben. Bei dem Bauteil 1 ist gegenüber den anderen Experimenten eine zusätzliche Messstrecke in einem Glasrohr im Klebstoff sowie im CFK integriert. Ein X kennzeichnet dabei, dass für diese Strecke keine Messung möglich war, da keine Faser integriert war oder die Faser gebrochen ist und demnach auch die folgenden Strecken nicht erfasst werden konnten. Bei allen Experimenten wurde eine Zweifachbestimmung durchgeführt.

Im Gebiet der faseroptischen Messung wird die Dehnung meist in der Einheit $\mu m/m$ angegeben und entspricht somit einer Dehnung von E^{-06} , wie beispielsweise der thermischen Ausdehnung. Als Bezeichnung sind Microstrain oder Microepsilon $\mu\varepsilon$ gebräuchlich, wobei ein $\mu\varepsilon$ einer Dehnung von einem Mikrometer pro Meter $\mu m/m$ entspricht. Die Dehnungen sind auf den Ausgangszustand bei Messbeginn bezogen und resultierende Dehnungen aus dem Fertigungsprozess werden nicht berücksichtigt. Dies betrifft vor allem die Messstrecken im CFK-Laminat, bei denen infolge des Aushärteprozesses der Epoxidmatrix Eigenspannungen beim Abkühlen auf Raumtemperatur entstehen.

Tab. 12: Bauteilspezifikation mit Position Messfaser

Bauteil	1	2	3	4	5	6	7
Laminataufbau	$[\pm 45 / 0_2 / \bar{0}]_s$	$[\pm 45 / 0_2 / \bar{0}]_s$	$[\pm 45 / 0_2 / \bar{0}]_s$	$[\pm 45 / 0_2 / \bar{0}]_s$	$[\pm 45 / 0_2 / \bar{0}]_s$	$[\pm 45 / 90_2 / \bar{90}]_s$	$[\pm 45 / 90 / -45 / \bar{90}]_s$
Bauteillänge	450	450	450	900	900	900	900
Klebspalt [mm]	1.5	3.0	0.3	1.5	1.5	1.5	1.5
Klebstoff	S1	S1	S1	S1	S2	S1	S1
Glasrohr - Klebstoff	1.9 m	X	X	X	X	X	X
Klebstoff	2.4 m	2.7 m	2.5 m	2.6 m	2.8 m	2.6 m	2.4 m
Glasrohr - CKF +45 °	2.9 m	3.2 m	X	3.4 m	3.7 m	3.5 m	3.3 m
CFK +45 °	3.4 m	3.7 m	X	4.5 m	4.7 m	4.5 m	4.3 m
CFK - Schicht 1	3.8 m	X	X	X	X	X	X
CFK - Schicht 2	4.3 m	4.1 m	X	5.4 m	5.6 m	5.4 m	5.2 m
CFK - Schicht 5	4.8 m	4.6 m	X	6.3 m	6.5 m	6.4 m	X
Glasrohr - Schicht 5	5.3 m	5.1 m	X	7.2 m	7.5 m	X	X
Klebstoff	5.8 m	X	X	X	8.4 m	X	X

Abb. 8-16 stellt die Dehnung im Bauteil 1 zu Beginn der Aufheizphase nach 60 Sekunden über die gesamte Länge dar. Dabei kennzeichnen die Peaks jeweils die Position, an welcher die Faser in das Bauteil eintritt (vergleiche Abb. 8-16 und Tab. 12), da die freiliegende Faser schneller erwärmt wird und dadurch eine Dehnung entsteht. In dieser Darstellung ist die Unterteilung in die neun parallelen Messstrecken, gekennzeichnet durch die Bereiche zwischen den Peaks ohne Dehnung, zu sehen.

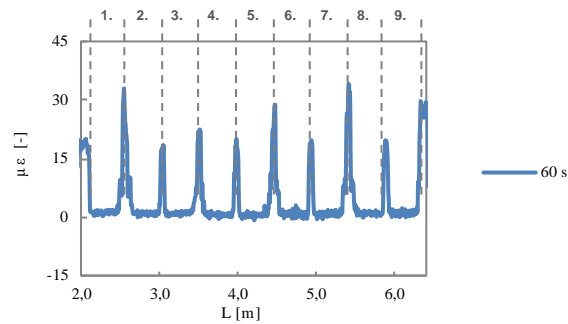


Abb. 8-16: Dehnung im Bauteil 1 über die gesamte Faserlänge zum Zeitpunkt $t = 60\text{s}$

Wird die Dehnung im Bauteil 1 kurz vor Beginn der Abkühlphase bei Maximaltemperatur T_{max} nach 3600 Sekunden beziehungsweise nach dem Abkühlen auf Raumtemperatur T_{RT} nach 5500 Sekunden dargestellt, entsteht Abb. 8-17.

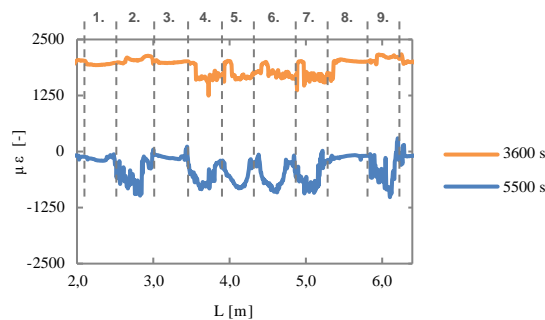


Abb. 8-17: Dehnung im Bauteil 1 über die gesamte Faserlänge zum Zeitpunkt $t = 3600\text{s}$ (T_{max}) und 5500s (T_{RT})

Bei 3600 s sind zwei unterschiedliche Niveaus der Dehnung bei etwa $2000\ \mu\epsilon$ und $1600\ \mu\epsilon$ zu erkennen. Letzteres beschreibt die Dehnung in den vier Messstrecken im CFK-Laminat. Im Klebstoff als auch den Messfasern in den Glasröhrchen wird eine Dehnung von etwa $2000\ \mu\epsilon$ erreicht. Somit ist zu diesem Zeitpunkt im Klebstoff keine nennenswerte Dehnung entstanden. Demgegenüber ist in den Fasern im CFK-Laminat eine niedrigere Dehnung bei gleichzeitig deutlich unruhigerem Verlauf ersichtlicher. Dies resultiert aus dem Fertigungsprozess der CFK-Lamine, welche bei $100\ \text{°C}$ ausgehärtet wurden. Die Temperatur von $100\ \text{°C}$ stellt somit das Nullniveau für die Dehnung der einlaminieren Fasern dar, während für die freien Fasern im Klebstoff oder im Glasröhrchen die Dehnung bei Raumtemperatur als Ausgangszustand gilt. Bis zur Maximaltemperatur im KTL-Trockner von $185\ \text{°C}$ ist die Temperaturdifferenz und Dehnung der einlaminieren Fasern gegenüber den freien Fasern geringer. Die Höhe der Dehnung ist über die Länge der Messstrecke von 450 mm in allen CFK-Schichten annähernd konstant.

Nach der Abkühlphase entsteht bei Raumtemperatur eine Dehnung, wie in Abb. 8-17 blau dargestellt. Die Messstrecken werden nun von links nach rechts von eins bis neun nummeriert und sind durch die Längen in Tab. 12 beziehungsweise die Peaks in Abb. 8-16 charakterisiert. Dabei zeigen die Messstrecken eins, drei und acht, welche die Dehnung der Faser in den drei Glasrohren beschreiben, dass diese annähernd auf das Nullniveau

zurückgehen. Die Entkopplung der Faser in diesem Bereich funktioniert demnach sehr gut und die Kompensation der thermischen Dehnung ist korrekt. Demgegenüber ist sowohl in den beiden Messstrecken im Klebstoff (Strecke zwei und neun) als auch den vier Messstrecken im CFK (Strecke vier bis sieben) eine negative Dehnung entstanden. Diese Dehnung ist im Klebstoff sowie CFK vergleichbar bei etwa $-750 \mu\epsilon$ und charakterisiert eine Stauchung und somit eine Druckspannung. Im CFK steigt die Stauchung zur Bauteilmitte an, während kein Unterschied in den vier Peaks zu sehen ist. Demnach ist die Stauchung über die Dicke des Laminates konstant. Im Klebstoff steigt die Stauchung über die Länge von 450 mm deutlich an. Die Ursache hierfür liegt in der Fest-Los-Lagerung der Fügepartner. Die Faser tritt dabei an der Position des Festlagers ein und verläuft in Richtung des Loslagers, bei dem die höchste Relativverschiebung der Fügepartner entsteht. Dementsprechend ist die Gleitung im Klebspalt und die daraus resultierende Stauchung am Größten. Im CFK-Laminat ist dieser Effekt nicht zu sehen.

8.2.1 Klebspaltdicke

Wird der Klebspalt (gegenüber dem Bauteil 1) von 1.5 mm auf 3.0 mm erhöht, entsteht eine Dehnung wie in Abb. 8-18 dargestellt. Bei Maximaltemperatur ist erneut ein geringer Unterschied der Dehnung zwischen den parallel verlaufenden Fasern im Klebstoff (Strecke eins) beziehungsweise Glasrohr (Strecke zwei und sechs) gegenüber dem CFK (Strecke drei bis fünf) zu sehen. Erstaunlich bei diesem Bauteil ist, dass nach dem Abkühlen auf Raumtemperatur nahezu keine Dehnung im Klebstoff verbleibt. Im CFK ist eine Dehnung im Bereich von $-500 \mu\epsilon$ messbar. Dementsprechend konnte durch den höheren Klebspalt sowohl die Dehnung im CFK reduziert als auch im Klebstoff nahezu eliminiert werden. Dieses Ergebnis korreliert zu der geringeren Relativverschiebung bei einem Klebspalt von 3.0 mm gegenüber 1.5 mm aus Kapitel 8.1.4, wobei diese Experimente mit einer größeren Bauteillänge durchgeführt wurden. Demnach kann die Relativverschiebung als Indiz für Dehnungen im Klebspalt herangezogen werden, wobei an dieser Stelle kein direkter Zusammenhang zwischen der Höhe der Relativverschiebung und der Dehnung zu erkennen ist. Allerdings wurde in den Experimenten in Kapitel 7.2.3 festgestellt, dass bei einem Klebspalt von 3.0 mm die Festigkeit erheblich reduziert ist.

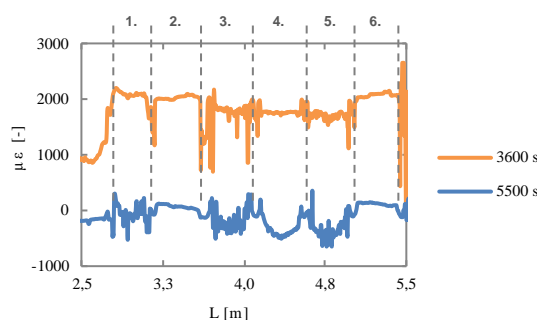


Abb. 8-18: Dehnung im Bauteil 2 über die gesamte Faserlänge zum Zeitpunkt $t = 3600 \text{ s}$ (T_{\max}) und 5500 s (T_{RT})

Bei den beiden Bauteilen mit einem Klebspalt von 0.3 mm ist die Faser nach der ersten Messstrecke im Klebstoff gebrochen (Abb. 8-19). Auf Basis der verbleibenden Messstrecke im Klebstoff ist festzustellen, dass die Dehnung im Klebspalt mit 0.3 mm, gegenüber 1.5 mm in Abb. 8-17, leicht angestiegen ist. Zusätzlich ist bei diesem Bauteil partiell adhäsives Versagen entstanden. Auch hier besteht wiederum ein Zusammenhang zur Relativverschiebung in Kapitel 8.1.4, wonach bei einem Klebspalt von 0.3 mm eine höhere Relativverschiebung verbleibt, als mit 1.5 mm Klebspalt. Nach Kapitel 7.2.3 ist die Festigkeit bei geringerem Klebspalt höher. Dabei ist zu beachten, dass partielles adhäsives Versagen auf die Grenze der Belastbarkeit des Klebstoffes hinweist und zudem die Bruchlast des Klebverbundes reduziert, indem die intakte Klebfläche reduziert ist.

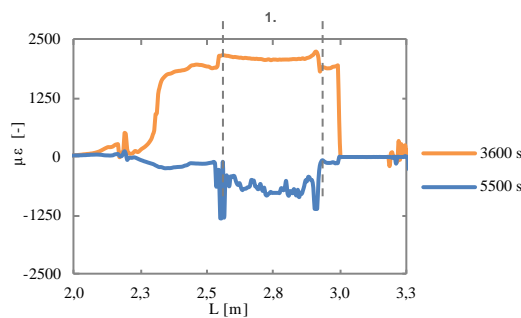


Abb. 8-19: Dehnung im Bauteil 3 über die gesamte Faserlänge zum Zeitpunkt $t = 3600$ s (T_{\max}) und 5500 s (T_{RT})

8.2.2 Bauteildimension

In Bauteil 4 wurde die Länge gegenüber Bauteil 1 von 450 mm auf 900 mm erhöht. Ein Abgleich der Dehnung in Abb. 8-17 und Abb. 8-20 zeigt, dass vor Beginn der Abkühlphase die Dehnung in beiden Bauteilen vergleichbar ist.

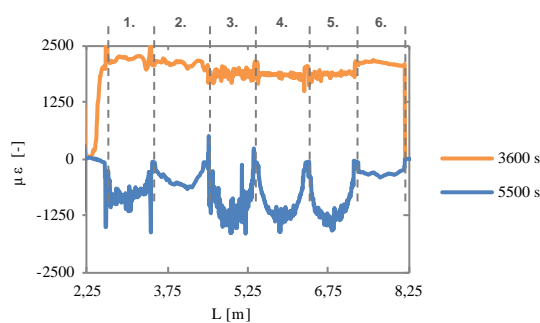


Abb. 8-20: Dehnung im Bauteil 4 über die gesamte Faserlänge zum Zeitpunkt $t = 3600$ s (T_{\max}) und 5500 s (T_{RT})

Bei Raumtemperatur werden allerdings in Bauteil 4 gegenüber Bauteil 1 nahezu doppelt so hohe Stauchungen im Klebstoff (Strecke eins) als auch im CFK (Strecke drei bis fünf) gemessen. In der Messstrecke des Bauteils 4 ist im Klebstoff erneut ein Anstieg der Stauchung vom Fest- zum Loslager zu erkennen. In diesem Bauteil war die Messrichtung vom Fest- zum Loslager und die Steigung verläuft entgegengesetzt zu Bauteil 1. Der überproportionale Einfluss der Bauteildimension auf die Relativverschiebung konnte ebenso in Kapitel 8.1.5 nachgewiesen werden.

8.2.3 Klebstoffsystem

Bauteil 5 wurde gegenüber Bauteil 4 mit dem Klebstoff S2 anstatt S1 gefügt. Bezogen auf die Dehnung bei Maximaltemperatur hat dies keinen Einfluss (Abb. 8-21). Auch bei Raumtemperatur ist kein signifikanter Unterschied der Stauchung im CFK (Strecke drei bis fünf) festzustellen. Bei Betrachtung der Stauchung im Klebstoff (Strecke eins und sieben) wird ersichtlich, dass die maximale Stauchung mit dem Klebstoff S2 im Bereich der Bauteilmitte liegt, während mit dem Klebstoff S1 ein Anstieg der Stauchung vom Fest- zum Loslager zu sehen ist. Kapitel 8.1.3 zeigt, dass mit dem Klebstoff S2 eine geringere Relativverschiebung verbleibt als mit dem Klebstoff S1. Die Ursache liegt in der höheren Flexibilisierung des Klebstoffes S2, der zusätzlich deutlich schubweicher ist. Scheinbar ist die maximale Stauchung am Bauteilende aufgrund der höheren Flexibilisierung weiter in Richtung Bauteilmitte verlagert.

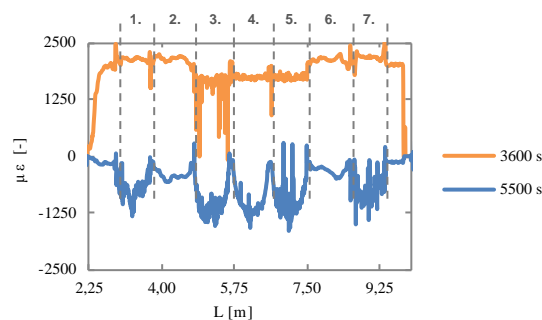


Abb. 8-21: Dehnung im Bauteil 5 über die gesamte Faserlänge zum Zeitpunkt $t = 3600 \text{ s}$ (T_{\max}) und 5500 s (T_{RT})

8.2.4 Laminataufbau CFK

In Bauteil 6 wird wiederum der Klebstoff S1 eingesetzt und die Faserorientierung im CFK-Laminat von $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_S$ auf $[\pm 45/90_2/\bar{90}]_S$ verändert, um den Ausdehnungskoeffizient des Laminates zu erhöhen (Abb. 5-11, Abb. 8-22).

Die thermische Ausdehnung des CFK-Laminates ist dabei deutlich größer als die von Stahl. Der extrem sprunghafte Verlauf bei 3600 Sekunden im Glasrohr (Strecke zwei) als auch bei den drei CFK-Schichten (Strecke drei bis fünf) deutet auf erhebliche Dehnungen hin, die lokal behindert werden. Entgegen der vorherigen Laminare verläuft die Messfaser nun nicht parallel zu den Fasern, sondern senkrecht beziehungsweise im 45° -Winkel dazu. Zusätzlich scheint das Glasrohr entweder massiv verformt zu werden, da die Dehnung auch in dieser Messstrecke erfasst wird, oder es ist Harz während des Fertigungsprozesses in das Rohr eingedrungen. Diese Ergebnisse konnten auch durch das zweite Bauteil bestätigt werden. Da dieses parallel gefertigt wurde kann nicht abschließend geklärt werden, wodurch die Dehnung im Glasrohr entsteht. Bei diesem Bauteil werden zur Kompensation der thermischen Dehnung der Messfaser die Daten aus den anderen Experimenten verwendet, da diese eine gute Übereinstimmung der Temperatur zeigen.

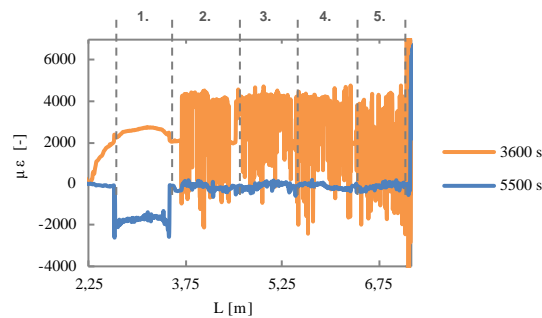


Abb. 8-22: Dehnung im Bauteil 6 über die gesamte Faserlänge zum Zeitpunkt $t = 3600$ s (T_{\max}) und 5500 s (T_{RT})

Nach dem Abkühlen auf Raumtemperatur ist eine deutlich höhere Stauchung im Klebstoff (Strecke eins) von $2000 \mu\epsilon$ gegenüber den vorherigen Experimenten zu erkennen. Bei diesem Klebverbund ist gegenüber allen bisherigen Ergebnissen nahezu keine Dehnung im CFK festzustellen. In Kapitel 8.1.1 wurde für diesen Klebverbund keine verbleibende Relativverschiebung nach dem Abkühlen auf Raumtemperatur bestimmt. Die hohe Stauchung in der Klebschicht deutet darauf hin, dass die Relativverschiebung in der Klebschicht kompensiert wird. Aufgrund der geringeren Steifigkeit des Klebstoffes gegenüber dem CFK-Laminat ist die Spannung infolge der Dehnung im gesamten Klebverbund deutlich geringer. Dementsprechend ist es möglich, durch eine gezielte Auslegung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten im Fügeverbund, die resultierenden Dehnungen und Spannungen erheblich zu reduzieren. Bei der Auslegung sind die grundlegenden Anforderungen hinsichtlich Steifigkeit oder Festigkeit nicht zu vernachlässigen.

Der Ausdehnungskoeffizient eines $[\pm 45/90_2/90]_S$ -Laminates ist im gesamten Temperaturbereich mit etwa $23 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ gegenüber Stahl deutlich höher und nur im Glasübergangsbereich in Abhängigkeit der Nachvernetzungsreaktion reduziert (Abb. 8-3). Ein höherer Anteil an $\pm 45^\circ$ -Lagen im CFK-Laminat reduziert den Ausdehnungskoeffizienten und somit die Differenz gegenüber Stahl (Kapitel 5.4). In Bauteil 7 wurde daher ein $[+45/90/-45/90]_S$ -Laminat integriert und die Dehnung bestimmt (Abb. 8-23).

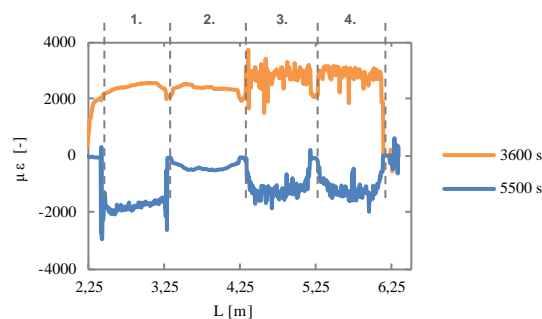


Abb. 8-23: Dehnung im Bauteil 7 über die gesamte Faserlänge zum Zeitpunkt $t = 3600$ s (T_{\max}) und 5500 s (T_{RT})

Auch bei diesem Laminat ist eine hohe Streuung der Dehnung bei Maximaltemperatur festzustellen. Zusätzlich ist gegenüber den $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_S$ -Laminaten die Dehnung bei Maximaltemperatur im CFK (Strecke drei und vier) höher als die Dehnung im Klebstoff

(Strecke eins). Nach dem Abkühlen auf Raumtemperatur wird erneut eine sehr hohe Stauchung im Klebstoff bestimmt, die wiederum vom Fest- zum Loslager ansteigt. Zusätzlich ist die höchste Dehnung im CFK unter allen Experimenten festzustellen. Das thermische Dehnungsverhalten des CFK-Laminates scheint durch den stark abnehmenden Ausdehnungskoeffizienten unterhalb von T_G infolge des großen Anteils an $\pm 45^\circ$ -Lagen eine sehr hohe Stauchung im Klebverbund zu erzeugen. Ursache scheint die geringe Verformbarkeit des Klebstoffes unterhalb von T_G zu sein. Geringe Dehnungen erzeugen aufgrund des zunehmenden Schubmoduls bei sinkenden Temperaturen eine hohe Spannung. Hingegen können im Klebstoff bei Temperaturen oberhalb von T_G Dehnungen in der Polymermatrix abgebaut werden [5].

8.3 Diskussion der Ergebnisse

Die Bestimmung von Relativverschiebungen und Dehnungen in einem Klebverbund aus Fügepartnern mit unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten und wärmehärtenden Epoxidklebstoffen während des Vernetzungsprozesses ermöglicht es, die wichtigsten Einflussfaktoren der Delta-Alpha-Problematik zu charakterisieren. Dies sind der thermische Ausdehnungskoeffizient der Fügepartner, das Klebstoffsystem, die Klebspaltstärke, die Bauteildimension, die Maximaltemperatur sowie die Abkühlrate. Bei der Bestimmung der Relativverschiebung am Bauteilende nach Abb. 4-8 ist neben der maximalen Verschiebung in der Haltephase des KTL-Trockners vor allem die verbleibende Relativverschiebung nach dem Abkühlen auf Raumtemperatur ausschlaggebend. Experimente mit faseroptischen Sensoren nach Abb. 4-9 ermöglichen darüber hinaus, die Dehnung in den einzelnen Laminatschichten als auch dem Klebstoff über die gesamte Bauteillänge zu bestimmen.

Der thermische Ausdehnungskoeffizient der Fügepartner hat den größten Einfluss auf die Delta-Alpha-Problematik. Dabei ist in Bezug auf den KTL-Trocknerprozess die Änderung des Ausdehnungskoeffizienten im Temperaturbereich von 23°C bis 185°C entscheidend. CFK-Lamine, gefertigt aus einer Epoxidmatrix, zeigen im Glasübergangsbereich in Abhängigkeit der Faserorientierung eine erhebliche Änderung der Ausdehnungskoeffizienten (Kapitel 5.1). Die Relativverschiebung in einer Klebverbindung aus Fügepartnern mit unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten folgt in Abhängigkeit der Temperatur dem Graphen aus der Differenz der Ausdehnungskoeffizienten (Abb. 8-3, Abb. 8-5, Abb. 8-6, Abb. 8-7). Dies gilt nur bis zum Erreichen der Maximaltemperatur, in der Abkühlphase hindert der vernetzte Klebstoff die Fügepartner daran, in ihre Ausgangslänge zurückzukehren. Neben der Änderung des Ausdehnungskoeffizienten von CFK im Bereich von T_G führen Nachvernetzungsreaktionen einhergehend mit Schwund bei Temperaturen oberhalb der Fertigungstemperatur ebenfalls zu einer signifikanten Änderung der Ausdehnungskoeffizienten (Kapitel 5.1, Abb. 8-3). Diese Änderung des Ausdehnungskoeffizienten ist direkt in der Relativverschiebung im Klebverbund ersichtlich und kann in Abhängigkeit der Fügepartner zu einer geringeren als auch höheren verbleibenden Relativverschiebung führen (Abb. 8-3, Abb. 8-5).

In CFK-Laminaten kann der thermische Ausdehnungskoeffizient in einem sehr weiten Bereich durch eine Anpassung der Faserorientierung eingestellt werden. Eine optimale Kombination der Fügepartner zusammen mit dem Klebstoffsystem ermöglicht es, einen Klebverbund ohne verbleibende Relativverschiebung zu fertigen. Dies gilt beispielsweise für einen Klebverbund aus Stahl mit einem $[\pm 45/90_2/\overline{90}]_S$ -Laminat und den Klebstoffen S1 und S2 (Abb. 8-4, Abb. 8-8). Dabei ist zu beachten, dass dies nur für die verwendete Bauteillänge von 900 mm gilt.

Bei der Auslegung der CFK-Laminat ist zu beachten, dass bereits ein geringer Anteil an Fasern in Orientierungsrichtung den Ausdehnungskoeffizienten im gesamten Temperaturbereich erheblich reduziert. Während das Laminat $[\pm 45/90/\overline{90}]_S$ bis 200 °C einen Ausdehnungskoeffizienten im Bereich von $23 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ hat, ist die Ausdehnung durch eine einzelne 0 °-Lage erheblich reduziert. Das Laminat $[\pm 45/90_2/\overline{0}]_S$ hat bei Raumtemperatur einen Ausdehnungskoeffizienten von $10 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ und ist dementsprechend ähnlich zu Stahl mit $12.5 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$. Oberhalb von T_G ist der Ausdehnungskoeffizient allerdings auf nahezu null reduziert (Abb. 5-12). Hieraus resultiert in einem Klebverbund mit dem $[\pm 45/90_2/\overline{0}]_S$ -Laminat eine annähernd so hohe Relativverschiebung gegenüber Stahl, wie mit einem $[\pm 45/0_2/\overline{0}]_S$ -Laminat (Abb. 8-4). Eine hohe Relativverschiebung in der Abkühlphase des KTL-Trockners bei Temperaturen oberhalb von T_G der Klebstoffe im Bereich von 90 °C verursacht allerdings adhäsives Versagen mit einer erheblich reduzierten Festigkeit (Kapitel 7.2). Der Vorschlag von [8], Klebstoffe mit einem hohen T_G einzusetzen, der möglichst nah im Bereich der Maximaltemperatur des KTL-Trockners liegt, ist nur eingeschränkt realisierbar. Während mit diesen Systemen adhäsives Versagen reduziert werden kann, werden die Materialanforderungen bei Raumtemperatur nicht erfüllt. Einkomponentige Epoxidklebstoffe mit Glasübergangstemperaturen deutlich oberhalb von 100 °C haben bei Raumtemperatur nur sehr geringe Bruchdehnungen und sind dementsprechend für den Einsatz in crashrelevanten Strukturbauteilen im Fahrzeug nicht geeignet (Kapitel 7.3.1). Im Hinblick auf die Auslegung der CFK-Laminat nach dem thermischen Ausdehnungskoeffizienten ist anzumerken, dass die Anforderungen nach Steifigkeit und Festigkeit keinesfalls zu vernachlässigen sind.

Neben den thermischen Ausdehnungskoeffizienten sind ebenso die Materialeigenschaften der Fügepartner im gesamten Temperaturbereich relevant. Ein Aluminium-Stahl- und CFK-Stahl Klebverbund mit einem $[\pm 45/0_2/\overline{0}]_S$ -Laminat hat die identische Differenz des thermischen Ausdehnungskoeffizienten im Temperaturbereich bis 185 °C (Abb. 8-6). Daraus resultierend wurde im Fügeverbund ohne Klebstoff die gleiche Relativverschiebung bestimmt. Im Fügeverbund mit dem Klebstoff S1 verbleibt allerdings nach dem Abkühlen auf Raumtemperatur mit CFK als Fügepartner eine deutlich geringere Relativverschiebung als mit Aluminium (Abb. 8-7). Ursache scheint eine Stauchung des CFK-Laminates infolge der beschleunigt ablaufenden Kriech- und Relaxationsprozesse bei Temperaturen oberhalb von T_G der Matrix zu sein. Erstere bewirken idealerweise den Abbau von Spannungsspitzen, wodurch das Spannungsniveau gleichmäßig wird [11].

Die Analyse der Dehnung mittels faseroptischer Sensoren in den CFK-Laminaten zeigt, dass die Stauchung in allen Laminatschichten identisch ist. Bezogen auf die Position im

Bauteil variiert die Stauchung in Abhängigkeit der Faserorientierung von null bis $-2000 \mu\epsilon$ und ist in der Bauteilmitte maximal (Abb. 8-20, Abb. 8-22, Abb. 8-23). Im Klebverbund mit dem Laminat $[\pm 45/90/\overline{90}]_S$ wurde keine verbleibende Relativverschiebung als auch Dehnung im CFK bestimmt (Abb. 8-4, Abb. 8-22). Dabei wurde allerdings eine sehr hohe Dehnung im Klebstoff ermittelt.

Wie bereits in Kapitel 7 festgestellt, sind bei unterschiedlichen Klebstoffsystemen in Bezug auf Mischbauklebungen weniger die mechanischen Kennwerte, wie beispielsweise der E-Modul, als vielmehr die Flexibilisierung der Klebstoffmatrix entscheidend. Optimale Klebstoffsysteme besitzen dabei die Eigenschaft, hohe Relativverschiebungen durch innere Verformungen zu reduzieren, ohne dabei adhäsiv zu versagen. Im direkten Vergleich der Klebstoffe S1 bis S3 wird mit dem Klebstoff S2 während der Abkühlphase die höchste Relativverschiebung kompensiert. Indessen behindert der Klebstoff S3 die Relativverschiebung im Mischbauverbund nahezu vollständig. In Kapitel 7 wurde festgestellt, dass der Klebstoff S3 infolge einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % größtenteils adhäsiv versagt und dementsprechend geringe Festigkeiten zeigt, während die Klebstoffe S1 und S2 auch nach einer Gleitungsbeanspruchung von 50 % kein adhäsives Versagen zeigen (Abb. 7-10, Abb. 8-9). Hinsichtlich der gezielt modifizierten Klebstoffe aus Kapitel 7.3 konnte auch in den Experimenten mit Relativverschiebung gezeigt werden, dass eine hohe Flexibilisierung eine gute Kompensation der Gleitung während der Abkühlphase ermöglicht (Abb. 8-10, Abb. 8-11). Die Analyse der Dehnung im Klebspalt als auch im CFK zeigt, dass bei Verwendung des steifen Klebstoffes S1 eine Zunahme der Stauchung ausgehend vom Festlager hin zum Loslager ermittelt wird. Demgegenüber wurde mit dem schubweicheren Klebstoff S2 die maximale Stauchung in der Bauteilmitte bestimmt (Abb. 8-20, Abb. 8-21). Ebenso wurde in allen CFK-Laminaten die maximale Stauchung in der Bauteilmitte gemessen. Die genaue Ursache hierfür gilt es in folgenden Arbeiten zu untersuchen.

In Bezug auf die Relativverschiebung und Dehnung sind bei einem Klebspalt von 3.0 mm gegenüber 1.5 mm sowohl die verbleibende Relativverschiebung als auch die Dehnung im Klebstoff und CFK reduziert (Abb. 8-12, Abb. 8-17, Abb. 8-18). Bei einem Klebspalt von 3.0 mm ist die Festigkeit als auch Steifigkeit erheblich geringer (Abb. 7-13, Abb. 7-16) [4]. Wird der Klebspalt auf 0.3 mm eingestellt, ist die Festigkeit deutlich größer, allerdings steigt auch die verbleibende Relativverschiebung sowie die Dehnung im Klebspalt an (Abb. 7-14, Abb. 8-12, Abb. 8-19). Dabei scheint der Klebstoff bei einer Bauteillänge von 450 mm und einem Klebspalt von 0.3 mm in einem Stahl-CFK-Kleverbund mit einem $[\pm 45/0_2/\overline{0}]_S$ -Laminat im Grenzbereich der Belastung zu liegen, da bereits partiell adhäsives Versagen entsteht. Hierdurch wird die Gesamtfestigkeit des Klebverbundes erheblich reduziert.

Die Bauteildimension geht nach Formel (1) direkt in die Berechnung der Gleitung im Klebstoff ein (Kapitel 3.1.1). Hierzu wurde festgestellt, dass mit steigender Bauteildimension sowohl die Relativverschiebung als auch die Dehnung im Klebstoff und CFK überproportional ansteigen (Abb. 8-13, Abb. 8-17, Abb. 8-20). Deutlich wird, dass Er-

gebnisse aus Experimenten an kleinen Prüfkörpern oder gar einfach überlappten Zug-scherprüfkörpern nicht ohne weiteres auf größere Bauteile oder Strukturen übertragbar sind.

Schließlich konnte der direkte Einfluss des Temperaturverlaufs im KTL-Trocknerprozess belegt werden. Eine Reduzierung der Maximaltemperatur um 5 °C ermöglicht geringere verbleibende Relativverschiebungen bei Raumtemperatur (Abb. 8-14). Hierbei sind die Anforderungen einer Vielzahl weiterer Prozessmaterialien für die Anpassung der Maximaltemperatur zu berücksichtigen. Zusätzlich ist in Bezug auf die weiteren Trocknerprozesse im Anschluss an den KTL-Trockner festzuhalten, dass in diesen Experimenten die irreversible Relativverschiebung nach dem KTL-Trockner nicht weiter erhöht wird, falls die Maximaltemperatur geringer als im KTL-Trockner ist (Abb. 8-15).

Die Ergebnisse dieser Untersuchung haben gezeigt, dass eine gesamthafte Auslegung von Material, Konstruktion und Prozess erforderlich ist. Dabei ist vor allem der thermische Ausdehnungskoeffizient der Fügepartner im Temperaturbereich des KTL-Trockners bis 185 °C entscheidend. Durch eine optimale Materialkombination ist es möglich, Relativverschiebungen zu reduzieren und somit adhäsives Versagen sowie reduzierte Festigkeiten der Klebverbindung zu minimieren. Basierend auf den Experimenten hinsichtlich der mechanischen Eigenschaften wird im folgenden Kapitel auf die Konstruktion sowie den KTL-Trocknerprozess eingegangen.

9 Mischbauklebungen in Karosserien

Bei der Bewertung unterschiedlicher Leichtbau-Karosseriekonzepte hinsichtlich der Delta-Alpha-Problematik sind in erster Linie die thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Fügepartner sowie die Bauteilgeometrie entscheidend (Kapitel 3.3). Zusätzlich sind in Gesamtkarosserien die inhomogene Temperaturverteilung sowie das Verhältnis der Steifigkeiten der Fügepartner unter Berücksichtigung angrenzender Bauteile zu beachten. In Bezug auf die Karosserie sind demnach vor allem Mischbauverbindungen in x- und y-Orientierung mit deutlich größeren Dimensionen gegenüber Bauteilen in z-Orientierung relevant (Abb. 9-1).

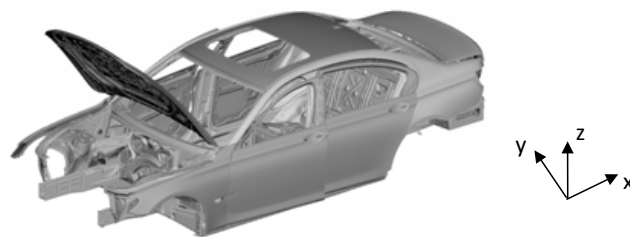


Abb. 9-1: Koordinatensystem in einer Fahrzeugkarosserie

9.1 Auslegung Material und Geometrie

In Kapitel 8 wurde der Einfluss der wichtigsten Stellgrößen auf Relativverschiebungen in Mischbauklebungen an ebenen Streifen mit einer Länge von bis zu 900 mm analysiert. Demgegenüber entstehen bei einer lokalen CFK-Verstärkung in einer Stahlkarosserie, welche einem U-Profil gleicht, Relativverschiebungen in zwei Orientierungsrichtungen. Während die thermische Dehnung in x-Orientierung mit einer Länge von 1500 mm zu einer Gleitbeanspruchung der Klebschicht führt, entsteht bei einer Breite von 300 mm in den Flanken des U-Profiles in y-Orientierung zusätzlich eine Dehnungsbeanspruchung im Klebspalt (Abb. 9-2).

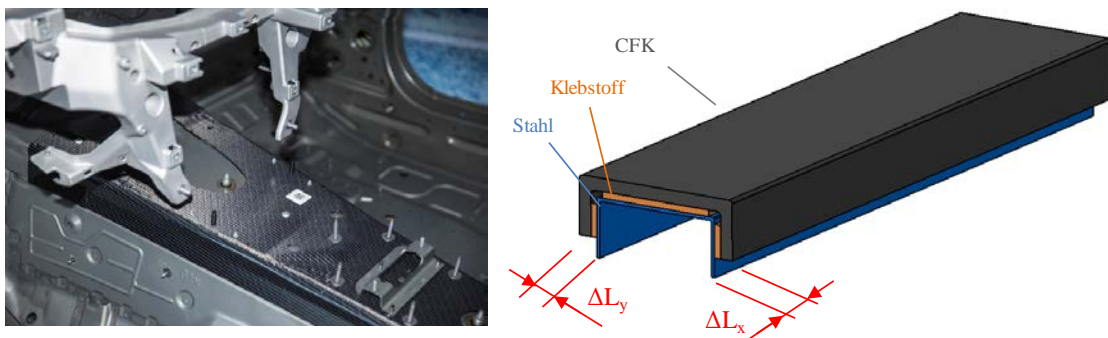


Abb. 9-2: CFK-Stahl Mischbauklebung in einer Karosserie (links) [30] und schematische Darstellung der Relativverschiebung in x- und y-Orientierung (rechts)

In Kapitel 7.2 wurde nachgewiesen, dass Epoxidklebstoffe unter Zugbeanspruchung deutlich geringere Festigkeiten als auch Bruchdehnungen aufweisen und bei erheblich niedrigeren Relativverschiebungen adhäsiv versagen, als bei Gleitungsbeanspruchungen. Dementsprechend ist in Bezug auf das U-Profil vor allem die Klebverbindung in den Flanken kritisch, da hier zusätzlich eine Überlagerung von Gleitungs- und Dehnungsbeanspruchungen vorliegt. Die Relativverschiebungen als auch Dehnungen in Mischbauklebungen werden dabei durch den Ausdehnungskoeffizienten der Fügepartner, den Klebstoff und die Klebspaltdicke beeinflusst (Kapitel 8). Neben diesen Faktoren hat auch das Temperaturprofil im Lackiererei-Trocknerprozess einen erheblichen Einfluss, worauf in Kapitel 9.2 eingegangen wird. Um eine hohe Festigkeit der Klebverbindung ohne adhäsives Versagen im CFK-Stahl-Verbund zu gewährleisten, bedarf es einer optimalen Abstimmung dieser Einflussgrößen.

Bei der Definition der Faserorientierung zur Auslegung des thermischen Dehnungsverhaltens besteht grundsätzlich das Ziel, die Relativverschiebung in Richtung der größeren Bauteildimension möglichst gering zu halten und dementsprechend den Ausdehnungskoeffizienten an Stahl anzupassen. Dabei ist in Bezug auf den KTL-Trocknerprozess der Ausdehnungskoeffizient im Temperaturbereich bis 185 °C relevant. Bei einer Bauteilgeometrie nach Abb. 9-2 ist die Relativverschiebung in y-Orientierung kritischer, falls der Ausdehnungskoeffizient des CFK-Laminates kleiner als der von Stahl ist. Hieraus resultiert eine Zugbeanspruchung in der Klebverbindung während der Abkühlphase, wodurch adhäsives Versagen entstehen kann. Demnach wäre es ideal, wenn der Ausdehnungskoeffizient in y-Orientierung vergleichbar zu Stahl ist und somit keine Relativverschiebungen entstehen. Alternativ wäre ein größerer Ausdehnungskoeffizient im Vergleich zu Stahl ebenfalls vorteilhaft, da somit während der Abkühlphase der Klebstoff auf Druck belastet wird, wodurch keine signifikanten Festigkeitsverluste auftreten. Um einen verhältnismäßig hohen Ausdehnungskoeffizienten in y-Orientierung zu erhalten, muss der überwiegende Anteil der Kohlenstofffasern in x-Orientierung oder im 45 °-Winkel verlaufen (Kapitel 5.4). Hieraus resultiert wiederum ein sehr geringer Ausdehnungskoeffizient in x-Orientierung mit dementsprechend hohen Relativverschiebungen infolge der großen Bauteildimension. Die beste Lösung hierfür wäre ein multiaxiales Laminat mit einem zu Stahl vergleichbaren Ausdehnungskoeffizienten in α_{11} und α_{22} . Dieses Laminat hat demzufolge keine Vorzugsrichtung mit erhöhter Festigkeit und Steifigkeit und es ist zu prüfen, ob die Auslegungskriterien erfüllt werden. Die Festigkeit als auch Steifigkeit kann wiederum durch eine größere Bauteildicke durch zusätzliche Laminatschichten erhöht werden, wobei das Bauteilgewicht steigt. Insgesamt ist eine optimale Lösung hinsichtlich der Festigkeit, Steifigkeit sowie der Auslegung des CFK-Laminates in Bezug auf den thermischen Ausdehnungskoeffizienten zu finden.

Durch eine Anpassung der Geometrie des Bauteils in Abb. 9-2 könnte die hohe Belastung der Klebschicht in den Flanken verhindert werden, indem das Stahlprofil auf der Innenseite mit CFK verstärkt wird (Abb. 9-3). Bei einem hohen Ausdehnungskoeffizienten in x-Orientierung würden kaum Relativverschiebungen in Bauteillängsrichtung auftreten.

Zusätzlich würde die geringe Ausdehnung in y-Orientierung keinen signifikanten Einfluss haben, da die Klebschicht in der Abkühlphase auf Druck belastet wird. Bei diesem Konzept ist zudem eine Vorzugsrichtung im CFK-Bauteil vorhanden.

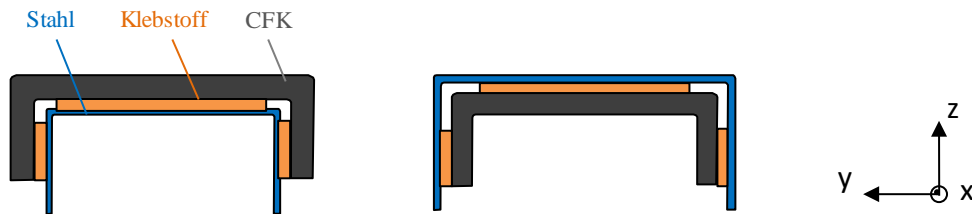


Abb. 9-3: Schematische Darstellung CFK-Stahl-Mischbauklebung mit CFK-Verstärkung auf der Außen- beziehungsweise Innenseite

Neben Relativverschiebungen ist bei der Verstärkung von Stahlbauteilen mit CFK das Verhältnis der Steifigkeiten der Fügepartner zu beachten. In der Karosserie haben Bleche, abgesehen von einzelnen massiven Stahlbauteilen, wie beispielsweise der B-Säule, üblicherweise eine Stärke von 0.8 mm bis 1.5 mm. CFK-Bauteile haben in Abhängigkeit der Faserorientierung im Laminat stark unterschiedliche mechanische Eigenschaften und sind zudem mit mindestens 2.5 mm Wandstärke deutlich dicker als die Stahlbleche. Hieraus resultiert ein erheblicher Unterschied der Steifigkeit, der zusätzlich durch angrenzende Fügepartner beeinflusst wird. In der Abkühlphase des KTL-Trockners können infolge der Relativverschiebung im Klebspalt Verformungen auftreten, welche durch den Bimetalleffekt beschrieben werden. Demnach findet bei ebenen Bauteilen eine Verformung in Richtung des Fügepartners mit geringerem Ausdehnungskoeffizienten statt. In Bezug auf Abb. 9-2 entsteht mit einem $[\pm 45/0]_5$ CFK-Laminat eine Verformung nach oben mit dem Maximum in Bauteilmitte (Abb. 9-4).

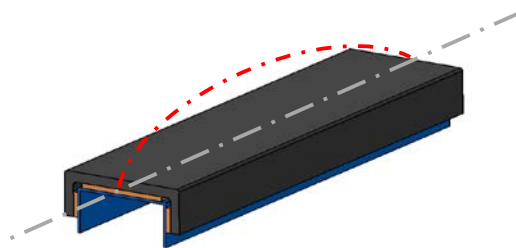


Abb. 9-4: Schematische Darstellung der Verformung einer CFK-Stahl-Mischbauklebung durch den Bimetalleffekt

Ausgehend von einer CFK-Stahl-Klebverbindung mit einem $[\pm 45/0]_5$ -Laminat, gefügt mit dem Klebstoff S1 und einem Klebspalt von 1.5 mm, konnte durch eine Optimierung der Faserorientierung im Laminat sowohl der Anteil von adhäsivem Klebstoffversagen als auch die Verformung eliminiert werden. Dabei wurde der Ausdehnungskoeffizient des CFK-Laminates durch ein ideales Verhältnis von $\pm 45^\circ$ - und 90° -Lagen in x- und y-Orientierung weitestgehend an Stahl angepasst. Dabei ist eine höhere Anzahl an Laminatschichten erforderlich ist, um die Festigkeits- und Steifigkeitsanforderungen zu erreichen. Zusätzlich konnte mit dem Klebstoff S2 ohne Anpassung der Faserorientierung

ebenfalls eine Reduzierung der Verformung erreicht sowie adhäsives Versagen vermieden werden. Dieser Klebstoff hat allerdings eine deutlich geringere Steifigkeit sowie Festigkeit gegenüber dem Klebstoff S1.

Während die Verformung bei dem soeben beschriebenen U-Profil aus der Kombination der beiden Fügepartner mit unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten entsteht, kann diese bei äußeren Belastungen auch in Klebverbindungen mit Fügepartnern aus gleichen Materialien resultieren. Werden beispielsweise die Querverstärkungen im Dachbereich aus CFK gefertigt, entsteht eine zur Stahlkarosserie abweichende Ausdehnung. Diese Querverstärkungen sind meist aus zwei Schalen gefertigt, die miteinander verklebt und durch zusätzliche Fügelemente, wie beispielsweise Blindnieten, fixiert werden (Abb. 9-5).

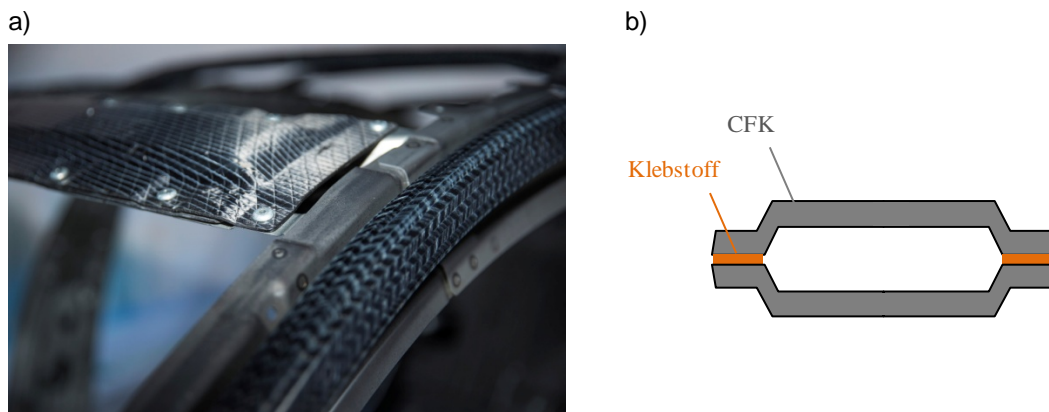


Abb. 9-5: a) Zweischaliges CFK-Profil zur Querverstärkung im Dachbereich [30] und b) schematische Darstellung

Je nach Faserorientierung der CFK-Bauteile und dem daraus resultierenden Ausdehnungskoeffizienten entsteht eine Zug- oder Druckspannung in diesen Bauteilen. Ursache ist die thermische Ausdehnung der Stahlkarosserie, die über den Seitenrahmen auf die Querverbindungen im Dachbereich übertragen wird (Abb. 9-6). Diese Kräfte können zu einer Verformung der Bauteile und somit auch zu einer Relativverschiebung im Klebspalt zwischen den beiden Schalen führen. Aus diesem Grund wird bei Stahlkarosserien das Aluminiumdach erst im Anschluss an den Lackierereiprozess gefügt, um Verformungen zu vermeiden (Kapitel 3.3.1).

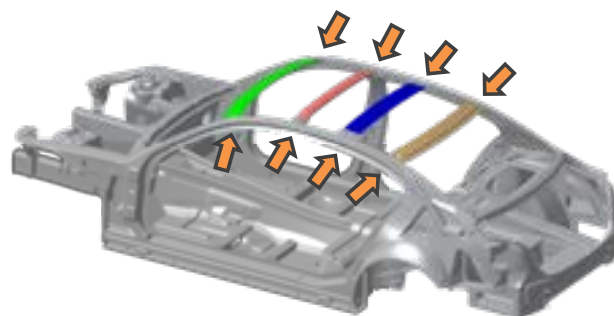


Abb. 9-6: Resultierende Kräfte aus der thermischen Dehnung der Stahl-Karosserie auf die CFK-Querverstärkungen im Dachbereich

Die Querverstärkungen im Dachbereich müssen sowohl in y- als auch z-Orientierung bei einem Seitencrash oder Überschlag des Fahrzeuges sehr hohe Kräfte aufnehmen können und zudem eine hohe Steifigkeit der Karosserie gewährleisten. Hinsichtlich der Faserorientierung im Bauteil entsteht dadurch der Konflikt einer hohen Steifigkeitsanforderung in y-Orientierung, welche durch einen überwiegenden 0°-Faseranteil erreicht wird und dem daraus resultierenden geringen Ausdehnungskoeffizienten. Dabei wird bei einer hohen Steifigkeit in y-Orientierung die Verformung des Bauteils durch Zug- und Druckspannungen während des Lackiererei-Trocknerprozesses reduziert, wobei die Kräfte infolge der größeren Differenz der Ausdehnungskoeffizienten und hohen Steifigkeit zunehmen. Neben der Faserorientierung wird die Steifigkeit sehr stark durch die Bauteildicke vorgegeben. Die äußere Kontur des Profils in Abb. 9-5 ist dabei durch den Bauraum beschränkt und eine höhere Wandstärke muss auf der Bauteilinnenseite realisiert werden. Eine höhere Wandstärke ermöglicht wiederum, die Faserorientierung in gewisser Weise anzupassen, wobei das Gewicht steigt. Ein geringeres Gewicht im Dachbereich ist allerdings für die Fahrdynamik optimal, da der Schwerpunkt der Karosserie weiter in Richtung Straße verschoben wird. Durch eine Optimierung der Faserorientierung ist es möglich, die Verformung in z-Orientierung nach den Lackiererei-Trocknerprozessen erheblich zu reduzieren (Abb. 9-7). Hierbei wurde der Anteil an 90°-Lagen im Laminat zunehmend verringert. Zur Bestimmung der Abweichung wurde ein 3D-Modell der Karosserie vor und nach den Lackiererei-Trocknerprozessen mit einem Laserscanner der Firma GOM erstellt und abgeglichen.

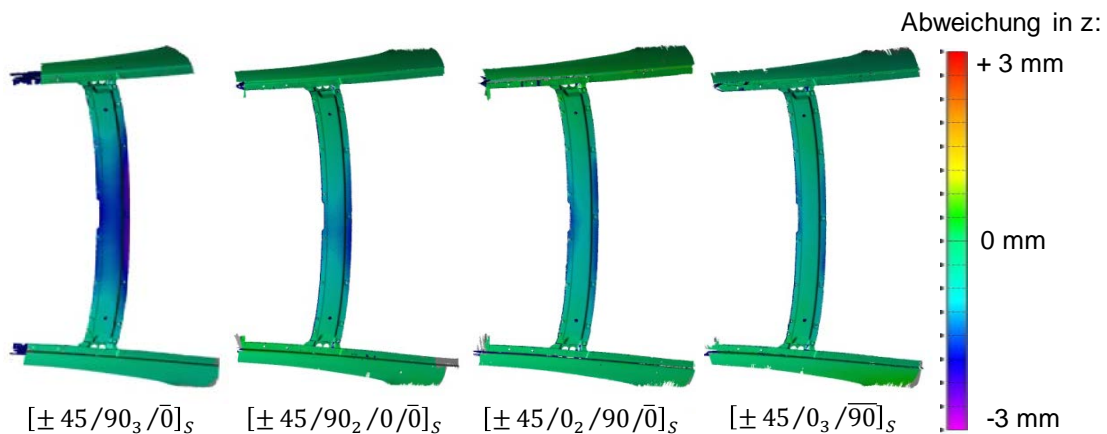


Abb. 9-7: Draufsicht - Verformung einer CFK-Querverstärkung im Dachbereich in z-Orientierung, Variation Faserorientierung im Bauteil mit optimierter Faserorientierung von links nach rechts

Dabei bietet die Voraushärtung des Klebstoffes zwischen den beiden Schalen die Möglichkeit, die Steifigkeit der Querverstärkungen während des KTL-Trocknerprozesses zu erhöhen und dadurch die Verformung zu reduzieren. Am deutlichsten ist dies mit einem $[\pm 45/90_3/0]_S$ -Laminat zu sehen, mit dem in Abb. 9-7 die höchste Verformung bestimmt wurde (Abb. 9-8). Hierzu werden die beiden Bauteilschalen gefügt und vor dem Verbau in der Karosserie für 15 Minuten bei 185 °C ausgehärtet.

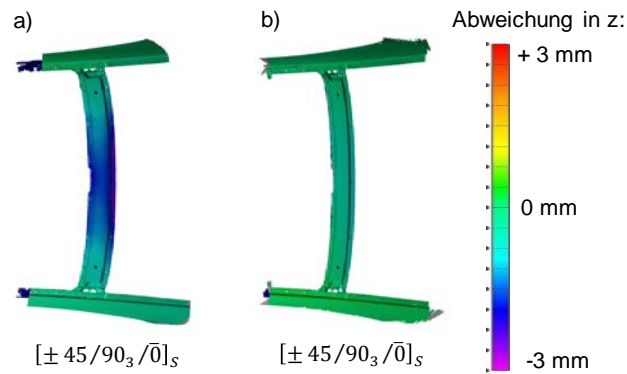


Abb. 9-8: Draufsicht - Verformung einer CFK-Querverstärkung im Dachbereich in z-Orientierung, a) ohne Voraushärtung des Klebstoffes gegenüber b) mit Voraushärtung

9.2 Auslegung Multimaterial-Trocknerprozess

Temperaturdifferenzen in Klebverbindungen verursachen zusätzliche Relativverschiebungen und verstärken die Effekte der Delta-Alpha-Problematik. Die Temperaturverteilung in Karosserien während des Lackiererei-Trocknerprozesses kann nur in Experimenten unter realen Bedingungen, also im KTL-Trockner, oder in der Simulation nachgestellt werden. Lokale Temperaturunterschiede resultieren aus der Position der Bauteile in der Karosserie, den Werkstoffeigenschaften, der Geometrie und den Materialstärken. Einzelne Bereiche sind dabei durch Bauteile, wie beispielsweise die Türen, abgeschirmt und können somit nur durch Wärmeleitung oder -strahlung aufgeheizt und abgekühlt werden. Abb. 9-9 zeigt exemplarisch die Temperaturverteilung in einer Karosserie während der Abkühlphase des KTL-Trockners basierend auf einer FEM-Simulation (Türen und Frontklappe sind ausgeblendet). Dabei werden Temperaturdifferenzen bis zu 100 °C bestimmt.

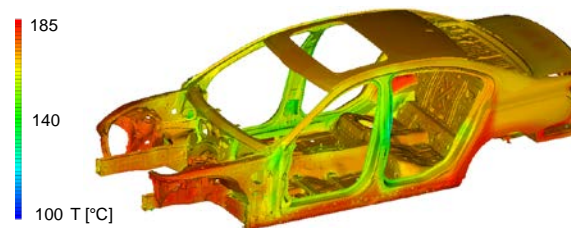


Abb. 9-9: FEM-Simulation der Temperaturverteilung in einer Karosserie während der Abkühlphase des KTL-Trocknerprozesses

Temperaturdifferenzen infolge einer unterschiedlichen Anströmung der Karosserien mit warmer beziehungsweise kalter Luft in den Trocknern werden zusätzlich durch die Materialeigenschaften in Hinblick auf die Wärmekapazität und -leitung verstärkt. Sowohl CFK als auch Aluminium haben eine deutlich größere Wärmekapazität als Stahl und somit wird mehr Energie benötigt, um diese Werkstoffe zu erhitzen. Zusätzlich ist die Wärmeleitfähigkeit dieser Materialien stark unterschiedlich, wobei Aluminium Wärme deutlich besser leitet als Stahl, während CFK ein sehr schlechter Wärmeleiter ist. Der Einfluss dieser materialspezifischen Eigenschaften auf die Temperaturverteilung in der Karosserie wird zusätzlich durch unterschiedliche Materialdicken in Abhängigkeit der Werkstoffe überlagert. Sowohl CFK als auch Aluminiumdruckgussbauteile haben in der Karosseriestruktur sehr hohe Wandstärken gegenüber den meist dünnen Stahlblechen.

Lackierereitrockner sind üblicherweise als Durchluftrockner aus mehreren hintereinandergeschalteten Zonen mit unterschiedlichen Temperaturen gefertigt. In KTL-Trocknern werden die Karosserien dabei durch die Anströmung mit Luft erwärmt und abgekühlt. Um eine möglichst homogene Erwärmung in Mischbau-Karosserien zu gewährleisten sind Haltezeiten während der Aufheizphase zu integrieren. Hierdurch wird die gesamte Karosserie in einer Temperaturzone auf eine nahezu einheitliche Temperatur erwärmt, bevor im nächsten Trocknerabschnitt der Aufheizvorgang fortgeführt wird. Hieraus resultiert ein treppenförmiges Aufheizprofil (Abb. 9-10).

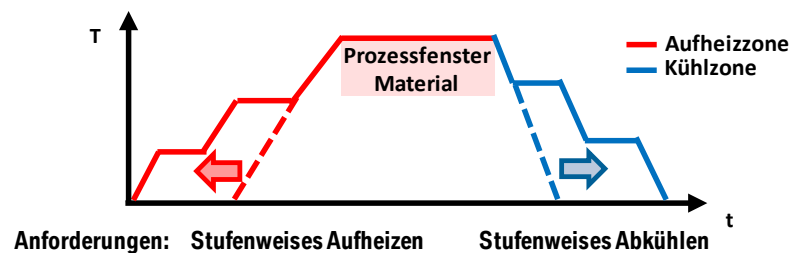


Abb. 9-10: Schematische Darstellung des Temperaturverlaufs in einem Multimaterial-Trocknerprozess

In der Aufheizphase ist zusätzlich darauf zu achten, dass der Gelpunkt der Klebstoffe erst in der isothermen Haltephase erreicht wird. Hierdurch kann eine erhebliche Schädigung der Klebverbindungen durch Relativverschiebungen im Bereich der maximalen Vernetzungsreaktion vermieden werden [5, 8].

Die erforderliche Zeit und Temperatur in der isothermen Haltephase wird durch das Prozessfenster der Klebstoffe, des kathodischen Tauchlackes sowie weiteren Anforderungen, wie beispielsweise den Bake-Hardening Kriterien, welche eine Festigkeitssteigerung in Metallen durch erwärmen beschreiben, definiert.

In konventionellen Trocknern wird in der anschließenden Kühlzone die Karosserie möglichst schnell abgekühlt. In Klebverbindungen mit Gleitbeanspruchungen kann eine langsame gegenüber einer schnellen Abkühlrate die resultierenden Festigkeitsverluste vermindern. Dies gilt nach [5] und Kapitel 7.2.5 allerdings nur für extrem langsame Abkühlraten, die im Fertigungsprozess der Automobilindustrie nicht wirtschaftlich umsetzbar sind. In der Untersuchung von Keller [10] wird dazu festgestellt, dass zu hohe Abkühlraten auch in einer sortenreinen Stahlkarosserie zu Temperaturdifferenzen zwischen dem dünnen Dach und der Karosserie und dadurch zu adhäsivem Klebstoffversagen infolge von Relativverschiebungen führen können.

Dementsprechend sind die Temperaturdifferenzen in Multimaterial-Karosserien möglichst gering zu halten, um keine zusätzlichen Relativverschiebungen zu erzeugen. In konventionellen Lackierereitrocknern wird die Karosserie in der Kühlzone meist mit einer Lufttemperatur von etwa 20 °C gekühlt. Hieraus resultiert ein sehr hoher Temperaturunterschied in der Karosserie zu Beginn der Abkühlphase (Abb. 9-11).

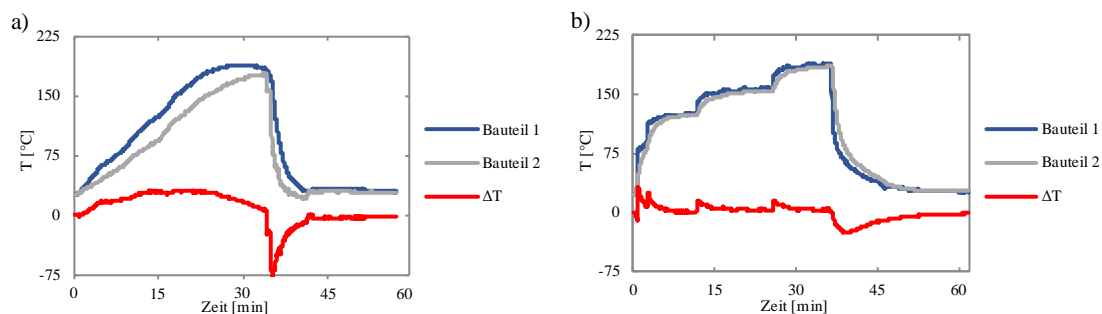


Abb. 9-11: Temperaturverlauf zweier angrenzender Bauteile im KTL-Trockner mit Darstellung der Temperaturdifferenz – a) konventioneller Prozess mit hoher Temperaturdifferenz und b) mischbauoptimierter Prozess mit geringer Temperaturdifferenz

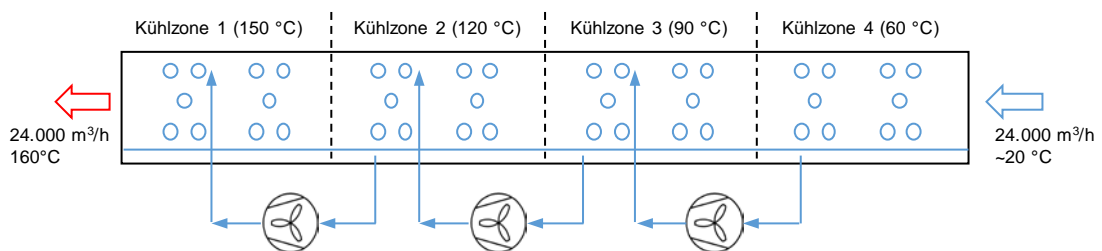
Um diesen extremen Temperaturunterschied zwischen der heißen Karosserie und der Kühlluft zu reduzieren, sind in der Kühlphase analog der Aufheizphase unterschiedliche Temperaturzonen einzurichten (Abb. 9-10). Wird die Karosserie demnach im ersten Schritt nicht mit einer Lufttemperatur von 20 °C sondern mit 150 °C gekühlt, ist die resultierende Temperaturdifferenz in der Karosserie erheblich geringer. Ausgehend von etwa 185 °C wird die Karosserie in den einzelnen Kühlzonen um jeweils 30 °C gekühlt. Infolge der deutlich kürzeren Kühlzonen im Vergleich zu den Aufheizzonen sind die Temperaturschritte der Kühlzone im Verlauf der Bauteiltemperatur in Abb. 9-11 nicht ersichtlich.

Eine homogene Aufheiz- und Kühlzone erfordert eine längere Zeit der Karossen im Trockner und somit einen längeren Trocknerstrang (Abb. 9-12). Dieser Trockner verursacht höhere Investitionskosten, wobei die Betriebskosten insgesamt und vor allem im Bereich der Kühlzone niedriger sind. Eine längere Zeit der Karossen im Trockner ermöglicht es, die Maximaltemperatur und somit den Energiebedarf zu reduzieren, da die Reaktion der Materialien einer Funktion der Zeit und Temperatur folgt. Um einen möglichst guten Wärmeübergang der Luft zur Karosserie zu ermöglichen, liegt die Umlufttemperatur in den Aufheiz- und Haltezeiten üblicherweise 10 °C bis 15 °C oberhalb der gewünschten Objekttemperatur. Auch diese Temperatur kann bei längeren Verweilzeiten in den Zonen reduziert werden und somit ist auch hier der Energieverbrauch reduziert.

Die Kühlzone in konventionellen Trocknern ist darauf ausgelegt, die Karossen möglichst schnell abzukühlen. Bei einer Fertigung von 30 Karossen pro Stunde werden in zwei Kühlzonen jeweils 55.000 m³/h auf etwa 20 °C temperierte Luft verwendet (Abb. 9-12). In Abhängigkeit des Produktionsstandortes ist die Außenluft somit zusätzlich zu erwärmen oder zu kühlen. Bei einer stufenweisen Kühlzone kann hingegen das Konzept der kaskadierten Luftführung verwendet werden. Hierbei sind mehrere Kühlzonen hintereinandergeschaltet, die jeweils mit der Luft aus der nachfolgenden Kühlzone versorgt werden. Bei diesem Konzept ist es ausreichend, in einer Kühlzone 24.000 m³/h Frischluft einzublasen. Die erforderliche Luftmenge ist somit um 80 % reduziert. Ein weiterer Vorteil dieses Konzeptes ist es, dass die hierbei in vier Zonen auf etwa 160 °C erwärmte Luft dem Trockner als Frischluft zugeführt werden kann. Diese Frischluftzufuhr ist erforderlich, um die Reaktionsprodukte infolge der Aushärtung des Lackes und der Klebstoffe abzuführen. Gegenüber der kaskadierten Luftführung muss die zugeführte Frischluft bei

konventionellen Trocknern von Umgebungstemperatur auf 160 °C erwärmt werden, da infolge der hohen Abluftmenge der beiden Kühlzonen die Lufttemperatur zu gering ist. Der Energieverbrauch um diese Frischluft zu erwärmen nimmt einen erheblichen Anteil am Gesamtenergieverbrauch ein. Während die erhöhten Wandwärmeverluste bei längeren Trocknern nahezu vernachlässigbar sind, verursachen die Umluftventilatoren in den zusätzlichen Zonen einen höheren Stromverbrauch. Insgesamt ist der Energieverbrauch des längeren, multimaterial gerechten Trockners gegenüber einem konventionellen Trockner geringer.

Multimaterial Kühlzone



Konventionelle Kühlzone

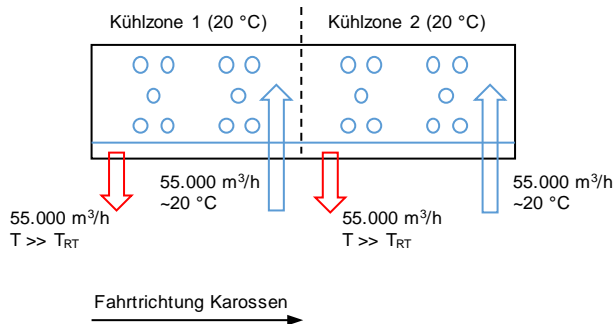


Abb. 9-12: Schematische Darstellung Verfahrensschema – Gegenüberstellung Multimaterial-Kühlzone mit kaskadierter Luftführung und konventionelle Kühlzone

10 FEM Simulation

Ziel der FEM Simulation ist es, adhäsives Klebstoffversagen sowie Verformungen infolge unterschiedlicher thermischer Ausdehnungskoeffizienten der Fügepartner und Temperaturdifferenzen in Kombination mit wärmehärtenden Klebstoffsystemen in Fahrzeugkarosserien während des Lackiererei-Trocknerprozesses abzubilden.

In Kapitel 7.1 wurde an Zug- und Zugscherproben mit steifen Fügepartnern das mechanische Verhalten von Epoxid-Strukturklebstoffen bei Temperaturen bis 190 °C analysiert. Die Vernetzung von wärmehärtenden Klebstoffsystemen erfolgt während der Lackiererei-Trocknerprozesse bei Temperaturen um 185 °C. Nach Überschreiten des Gelpunktes in der Aufheizphase des Trockners der kathodischen Tauchlackierung ist erstmals eine Verbundfestigkeit in der Klebschicht festzustellen. Im weiteren Verlauf der Aufheizphase und der anschließenden Kühlzone können Relativverschiebungen im Klebeflansch entstehen (Abb. 10-1). Ursachen sind Temperaturdifferenzen in der Karosserie zusammen mit den unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Fügepartner Stahl, Aluminium und faserverstärkte Kunststoffe.

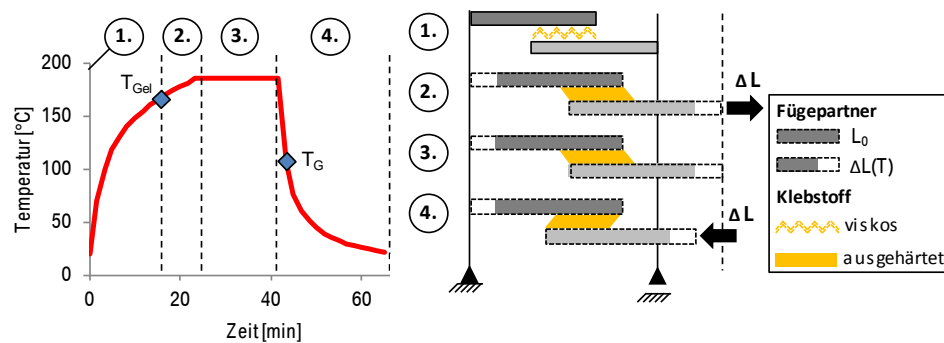


Abb. 10-1: Temperaturverlauf KTL-Trockner mit resultierender Relativverschiebung im Klebeflansch während der Aufheiz- und Kühlzone

Abb. 10-2 zeigt exemplarisch den Schubspannungs-Gleitungsverlauf für einen Zugscherversuch nach Kapitel 4.2 mit dem Klebstoff S1. Zum einen ist quasi-lineares Verhalten im Temperaturbereich oberhalb von T_G dargestellt. Der Klebstoff versagt adhäsiv zur Bauteiloberfläche. Zum anderen ist das linear-viskoelastische Materialverhalten mit plastischer Verformung bis zum kohäsiven Bruch bei Temperaturen unterhalb der Glasübergangstemperatur aufgetragen.

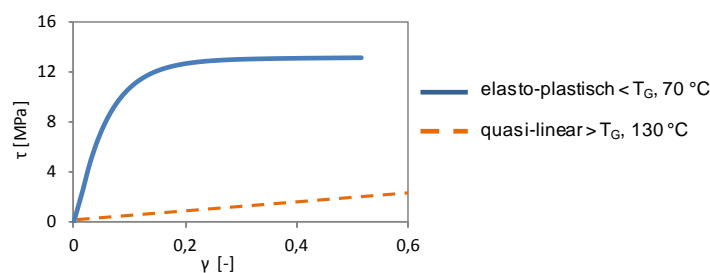


Abb. 10-2: Vergleich Schubspannungs-Gleitungsverhalten des Epoxidklebstoffes S1 bei Temperaturen unter- und oberhalb von T_G

Zur numerischen Berechnung von Klebstoffversagen ist das Materialverhalten der Klebstoffe realitätsnah abzubilden. Die Rechenzeiten von FEM-Simulationen werden dabei durch die Modellgröße, die Prozessdauer und die Komplexität der Modellierung beeinflusst. Eine Anforderung an das ABAQUS-Simulationsmodell ist es, neben der Berechnung von Experimenten im Labormaßstab auch in gesamten Karosseriemodellen Anwendung zu finden. Die Simulation der Klebstoffeigenschaften in Fahrzeugkarosserien während des Lackiererei-Trocknerprozesses steht jedoch vor der Herausforderung der Modellgröße sowie der langen Prozesszeiten. 100 Meter strukturelle Klebnahtlängen sind ebenso üblich wie eine Prozessdauer von mehr als einer Stunde. Bei der Klebstoffmodellierung muss daher einerseits ein besonderes Augenmerk auf effiziente Berechnungsalgorithmen gelegt werden, andererseits ist eine hohe Qualität der Ergebnisse gefordert. Um dennoch realitätsnahe Simulationsergebnisse bei vertretbarem Rechenaufwand zu generieren, besteht die Möglichkeit, die Klebstoffeigenschaften in Abhängigkeit der Temperatur durch zwei unterschiedlich komplexe Materialmodelle zu beschreiben.

Das Materialverhalten oberhalb von T_G kann durch ein viskoelastisches Materialmodell beschrieben werden. Dabei ist zusätzlich die Reaktionskinetik des Klebstoffes zu implementieren, um den Gelpunkt des Klebstoffes in der Aufheizphase des KTL-Trockners zu bestimmen [7]. Die Theorie dieser Modelle und Umsetzung in der FEM-Simulation wurde in einer Vielzahl an Publikationen, wie unter anderem in [54, 55, 56, 57] beschrieben. Der numerisch effizienteste Ansatz, adhäsives Klebstoffversagen oberhalb der Glasübergangstemperatur darzustellen, ist die Definition dehnungsbasierter Versagenskriterien. Dies sind die Bruchgleitung und -dehnung, welche experimentell in Abhängigkeit der Temperatur bestimmt und in der Materialkarte hinterlegt werden (Abb. 7-4). Im Postprocessing werden diese Versagenskriterien mit den numerisch berechneten Dehnungen an den Klebstoffelementen abgeglichen. Aufgrund des unterschiedlichen Materialverhaltens von Epoxidklebstoffen in Schub- und Normalspannungsrichtung sind numerisch zwei Ausgabevariablen zu definieren. Dehnungen im Klebflansch werden getrennt in flanschparalleler und -normaler Richtung ausgegeben (Abb. 10-3). Es ist darauf hingewiesen, dass im verwendeten FE-Modell kein mechanisches Versagen der Klebstoffelemente implementiert ist. Die Bewertung von Klebstoffversagen erfolgt im Postprocessing und es wird eine höhere Belastung benachbarter Klebstoffelemente nicht berücksichtigt.

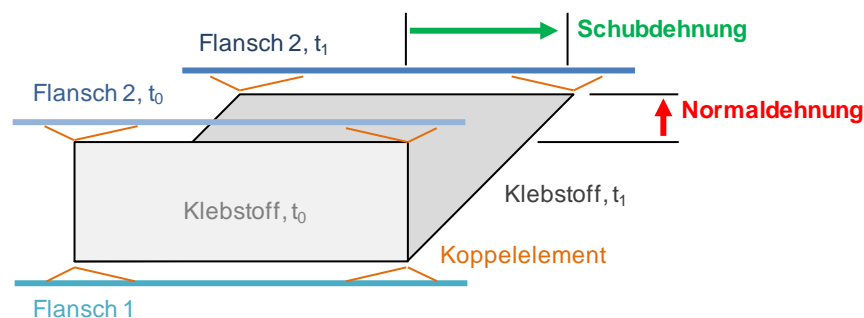


Abb. 10-3: Klebstoffelement im Fügeflansch zum Zeitpunkt t_0 und t_1 , Aufteilung Dehnung in Normal- und Schubrichtung nach [56]

Zur Darstellung der plastischen Verformung von Epoxidklebstoffen bei Temperaturen unterhalb von T_G ist ein deutlich komplexeres Materialmodell zu implementieren. Dies kann beispielsweise durch ein Modell von Schlimmer/Mahnken [52, 58, 59, 60, 61, 62, 63] erfolgen, welches elasto-plastisches Verhalten mit isotroper Verfestigung beschreibt. Dieses Modell erfordert einen erhöhten Rechenaufwand und zur Darstellung der Klebstoffeigenschaften sind eine Vielzahl an Parameter durch komplexe Experimente zu bestimmen [59, 64].

10.1 Validierung mit Laborprüfkörpern

Im folgenden Kapitel werden die Ergebnisse aus Kapitel 7.1 zur Bestimmung der Zug- und Schubfestigkeit, Bruchdehnung und -gleitung von 1K-Epoxidklebstoffen während des KTL-Trocknerprozesses den Ergebnissen der FEM-Simulation gegenübergestellt. Abb. 10-4 zeigt exemplarische das FE-Modell anhand der geklebten Zugscherprüfkörper.

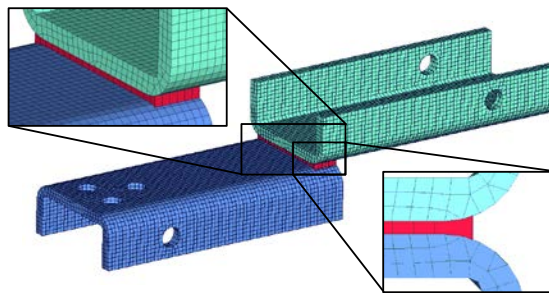


Abb. 10-4: FE-Modell der geklebten Zugscher-Fügepartner mit Detailansicht Diskretisierung des Klebstoffes

10.1.1 Vergleich Simulation und Experiment bei konstanter Temperatur

Der Klebstoff S1 mit einem T_G von $90\text{ }^\circ\text{C}$ zeigt bei Temperaturen oberhalb von T_G in Zug- sowie Zugscherversuchen quasi-lineares Materialverhalten mit adhäsivem Versagen (Abb. 7-2, Abb. 7-3). Die Ergebnisse aus der Simulation und den Experimenten zeigen eine gute Übereinstimmung im Schubspannungs-Gleitungsverlauf sowie Zugspannungs-Dehnungs-Diagramm (Abb. 10-5). Das adhäsive Versagen wird im Postprocessing durch die Versagenskriterien Bruchdehnung sowie Bruchgleitung aus Abb. 7-4 bestimmt.

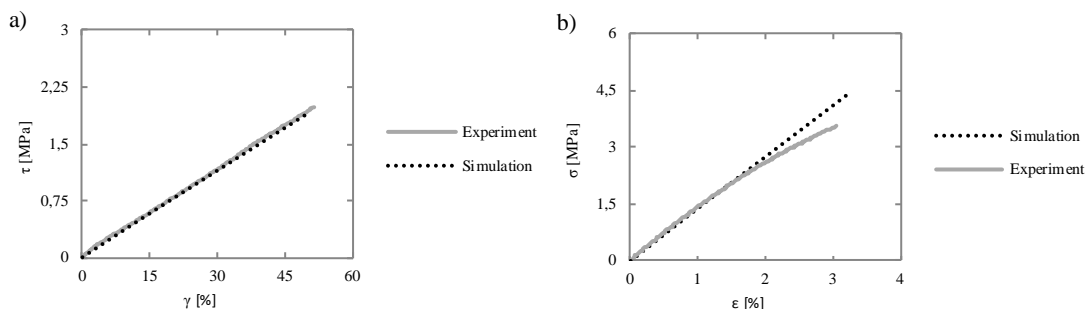


Abb. 10-5: Vergleich Simulation zu Experiment bei $130\text{ }^\circ\text{C}$, a) Schubspannungs-Gleitungs-Diagramm und b) Zugspannungs-Dehnungs-Diagramm

Abb. 10-6 demonstriert das Schubspannungs-Gleitungs- und Zugspannungs-Dehnungs-Verhalten des Klebstoffes S1 bei 23 °C und somit unterhalb von T_G . Beginnend mit einem steigenden, linearen-viskoelastischem Verhalten gefolgt von dem Bereich der plastischen Verformung und anschließend abrupten kohäsiven Versagen. Zur Abbildung dieses Verhaltens ist es essenziell, elasto-plastisches Materialverhalten zu implementieren. Es ist wiederum eine gute Übereinstimmung der experimentell bestimmten und numerisch berechneten Graphen festzustellen.

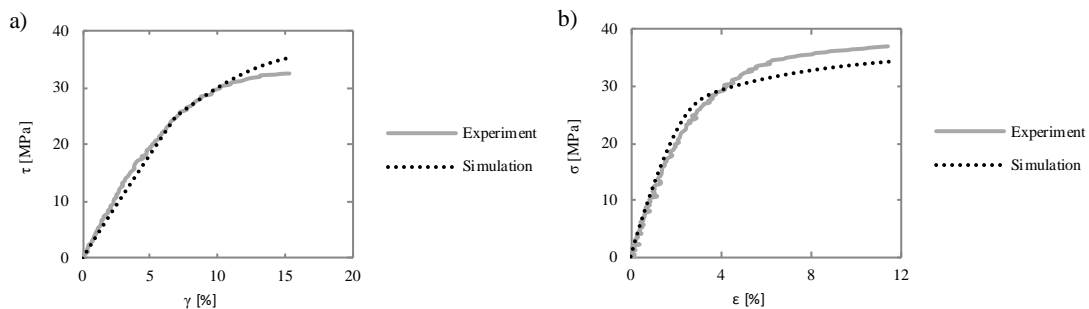


Abb. 10-6: Vergleich Simulation und Experiment bei 23 °C, a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen und b) Zugspannungs-Dehnungs-Graphen

10.1.2 Vergleich Simulation und Experiment bei Gleitungsbeanspruchungen in der Abkühlphase

Im Fügeverbund aus Materialien mit unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten entstehen Relativverschiebungen infolge einer Temperaturänderung oder -differenz. Diese Relativverschiebungen sind in der Aufheizphase des KTL-Trockners am größten, da der Klebstoff noch viskos ist und die thermische Dehnung der Fügepartner nicht eingeschränkt wird. Nach der Aushärtung des Klebstoffes bei Maximaltemperatur wird die Klebeschicht in der Abkühlphase durch den temperaturbedingten Schrumpfung der Fügepartner belastet. Dieses Verhalten wird durch die Experimente in Kapitel 7.2 nachgebildet, wobei in der Kühlzone des KTL-Trockners, beginnend bei 190 °C, während konstanter Kühlung bis 70 °C eine zunehmende Gleitung durch die Fügepartner in die Klebeschicht eingebracht wird (Kapitel 4.2.3, Abb. 4-7).

In Abb. 10-7 sind die Schubspannungs-Gleitungs-Kurven im Verlauf der Kühlphase bei einer Gleitung von 50 % in Bezug auf die Klebspaltdicke von 1.5 mm im Experiment mit dem Klebstoff S1 den Ergebnissen aus der Simulation gegenübergestellt. Dabei nimmt die Spannung bis zum Erreichen der Glasübergangstemperatur bei 90 °C annähernd linear zu, während diese im Temperaturbereich unterhalb von T_G überproportional ansteigt. Verursacht wird dies durch die zunehmend plastische Verformung des Epoxidklebstoffes bei Temperaturen unterhalb der Glasübergangstemperatur. Insgesamt ist eine gute Übereinstimmung zwischen den numerisch berechneten und experimentellen Daten zu erkennen. Im anschließenden Schubversuch entsteht ein kohäsives Bruchbild (Abb. 7-6).

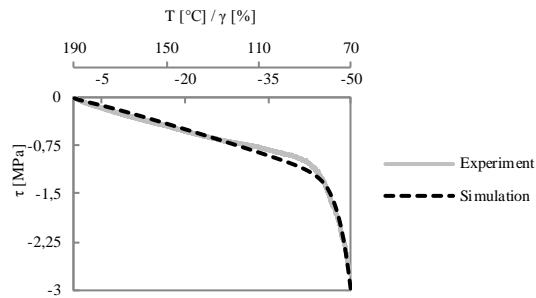


Abb. 10-7: Vergleich Schubspannungs-Gleitungs-Graphen Simulation und Experiment in der Kühlzone des KTL-Trockners bei 50 % Gleitung

Im Gegensatz dazu ist in Abb. 10-8 mit 65 % Gleitung im Verlauf des Experimentes ein Knick bei etwa 20 % Gleitung ersichtlich. Ursache ist die größere Relativverschiebung bei höheren Temperaturen im Vergleich zu dem Experiment mit 50 % Gleitung. Im Versuch mit 65 % Gleitung wird eine Gleitung von 20 % bereits bei 150 °C erreicht, während diese im Experiment mit 50 % Gleitung erst bei 140 °C vollzogen ist. Im Verlauf der experimentellen Kurve nach dem Knick ist zu erkennen, dass keine weitere Kraftübertragung aufgrund des adhäsiven Klebstoffversagens möglich ist (Abb. 7-6). Der Graph der numerischen Berechnung weist keinen Knick auf, da Klebstoffversagen erst im Postprocessing berechnet wird. In der Simulation wird dabei angezeigt, dass bei 25 % Gleitung adhäsives Versagen zu erwarten ist. Somit ist die Übereinstimmung mit den experimentellen Daten auch hier gegeben.

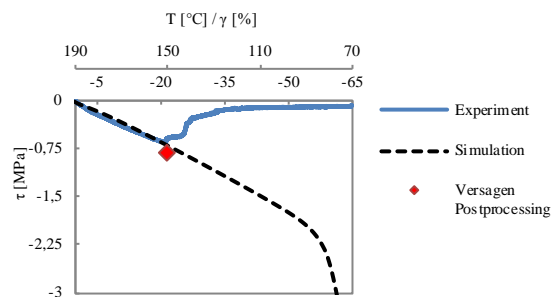


Abb. 10-8: Vergleich Schubspannungs-Gleitungs-Graphen Simulation und Experiment in der Kühlzone des KTL-Trockners bei 65 % Gleitung

10.2 Validierung mit Komponentenversuchen

Die Ergebnisse in Kapitel 8 zeigen, dass die Delta-Alpha-Problematik wesentlich durch die Bauteildimension beeinflusst wird (Abb. 8-13, Abb. 8-20). Dementsprechend ist zur Validierung der Simulation neben den Zug- und Zugscherprüfkörpern ein Abgleich mit bauteilähnlichen Prüfkörpern erforderlich. Um eine maximale Verformung der Prüfkörper zu erreichen, wurde der Aufbau aus Abb. 4-8 modifiziert, indem das Stahlblech auf der Unterseite entfällt. Hierdurch entsteht eine erhebliche Verformung der Stahl-Aluminium-Klebschicht analog dem Bimetalleffekt. Dieser Prüfkörper dient lediglich zur Darstellung einer maximalen Verformung, stellt allerdings keine reale Anwendung im Fahrzeug dar. Hier sind die Bleche durch angrenzende Bauteile deutlich steifer.

Abb. 10-9 zeigt das entsprechende FE-Modell der Mischbauklebung aus einem 900 mm langen Stahlblech, das mit einem 950 mm langen Aluminiumblech mit dem Klebstoff S1 und einer Klebspaltstärke von 1.5 mm gefügt wird. Es wird wiederum am linken Bauteilende ein Festlager definiert, während auf der rechten Seite ein Loslager vorgegeben ist.

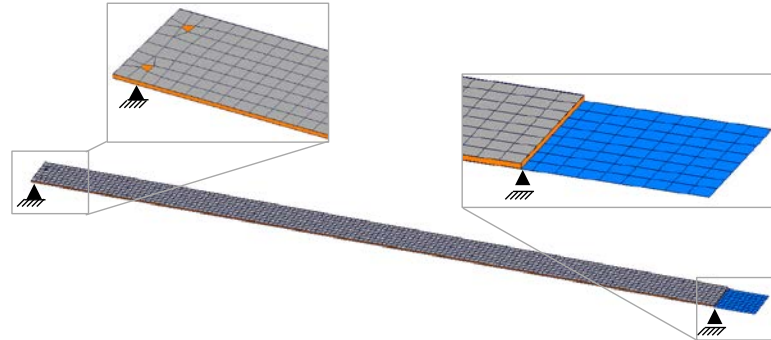


Abb. 10-9: FE-Modell der Mischbauklebung aus Stahl und Aluminium mit Detailansicht des Fest- und Loslagers

Die Berechnung wird sowohl mit dem Modell der Viskoelastizität als auch mit elasto-plastischer Modellierung durchgeführt, um den Unterschied der beiden Modelle darzustellen. Aufgrund des höheren thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Aluminium verglichen mit Stahl, resultiert eine Verformung des Prüfkörpers nach oben. Bei viskoelastischer Modellierung wird eine Verformung senkrecht zur Klebfläche von 116 mm annähernd in mittlerer Position des Bauteils bestimmt (Abb. 10-10). Indessen wird unter Berücksichtigung des elasto-plastischen Klebstoffverhaltens eine Verformung von 75 mm berechnet.

Z-Verformung [mm]:

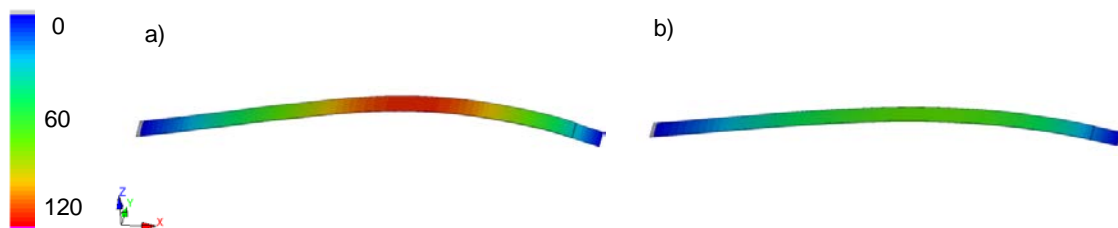


Abb. 10-10: Verformung der Stahl-Aluminium Mischbauklebung nach a) viskoelastischer Modellierung und b) elasto-plastischer Modellierung

In einem Experiment analog Kapitel 4.4, allerdings wiederum ohne das zweite Stahlblech, wurde eine Verformung von 72 mm bestimmt und zeigt somit eine gute Übereinstimmung zur Berechnung mit elasto-plastischem Materialverhalten (Abb. 10-11).



Abb. 10-11: Experiment zur Bestimmung der Verformung einer Stahl-Aluminium Mischbauklebung

10.3 Diskussion der Ergebnisse

Eine viskoelastische Klebstoffmodellierung in Kombination mit Versagenskriterien für die Bruchdehnung und –gleitung im Postprocessing stellt ein numerisch effizientes Verfahren zur Bestimmung von adhäsivem Klebstoffversagen oberhalb von T_G dar. Diese Methode ist vor allem für die Berechnung von Klebverbindungen in Fahrzeugkarosserien während der Lackiererei-Trocknerprozesse geeignet. Während mit dieser Methode das Materialverhalten der Epoxidklebstoffe oberhalb von T_G ideal abgebildet wird, ist es nicht möglich, das Materialverhalten unterhalb von T_G darzustellen. Hierfür ist beispielsweise das Modell von Schlimmer/Mahnken [60] zur Darstellung von elasto-plastischem Materialverhalten mit isotroper Verfestigung zu implementieren. Dieses Modell erfordert allerdings einen erhöhten Rechenaufwand sowie eine deutlich komplexere Charakterisierung der Klebstoffeigenschaften.

Demnach kann adhäsives Klebstoffversagen oberhalb von T_G im Postprocessing durch die Definition dehnungsbasierter Versagenskriterien sowohl in Experimenten an Laborprüfkörpern als auch gesamten Karosserien während des Lackiererei-Trocknerprozesses in Aluminium-Stahl-Mischbauklebungen mit einer guten Übereinstimmung prognostiziert werden (Abb. 10-5, Abb. 10-8). Durch die Modellierung des elasto-plastischen Materialverhaltens von Epoxidklebstoffen unterhalb von T_G ist es darüber hinaus möglich, resultierende Bauteilverformungen infolge der Delta-Alpha-Problematik realitätsgetreu abzubilden (Abb. 10-10, Abb. 10-11).

Es ist darauf hingewiesen, dass die bisherige Bewertung von adhäsivem Klebstoffversagen in der FEM-Simulation im Postprocessing erfolgt. Eine höhere Belastung benachbarter Klebstoffelemente durch Umverteilung der Kräfte infolge der Klebstoffschädigung wird dabei nicht berücksichtigt. Zusätzlich ist die Modellierung der CFK-Lamine in der Simulation zu optimieren, um Plastizität abzubilden. Hiermit kann die Stauchung der Lamine infolge von Schubspannungen vor allem oberhalb von T_G während der Abkühlphase abgebildet werden (Kapitel 8).

11 Zusammenfassung und Ausblick

Die Delta-Alpha-Problematik in Klebverbindungen mit wärmehärtenden Epoxidklebstoffen in Karosserien während des Lackiererei-Trocknerprozesses wird im Wesentlichen durch den thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Fügepartner, das Klebstoffsystem, die Klebspaltdicke, die Bauteildimension sowie das Temperaturprofil beeinflusst und verursacht adhäsives Klebstoffversagen sowie Bauteilverformungen.

Der thermische Ausdehnungskoeffizient kohlenstofffaserverstärkter Epoxidharze ist in erster Linie von der Faserorientierung abhängig und wird erheblich durch die Temperatur beeinflusst. Im Bereich der Glasübergangstemperatur erfolgt in Abhängigkeit des Laminates eine unterschiedlich stark ausgeprägte Änderung des thermischen Dehnungsverhaltens aufgrund der abnehmenden Steifigkeit der Epoxidmatrix. Während für Lamine mit überwiegendem Faseranteil in 0°-Orientierung ein näherungsweise konstanter Ausdehnungskoeffizient von $\pm 1.0 \text{ E}^{-06} \text{ K}^{-1}$ im Temperaturbereich von 23 °C bis 200 °C bestimmt wird, ist bei UD-Laminaten senkrecht zur Faserorientierung sowie in multiaxialen Laminaten der Ausdehnungskoeffizient signifikant von der Temperatur abhängig. Dabei ist eine einzelne Laminatschicht in 0°-Orientierung ausreichend, um den Ausdehnungskoeffizienten eines $[\pm 45/90_3/\bar{0}]_S$ -Laminates im gesamten Temperaturbereich auf geringe Werte zu reduzieren und oberhalb der Glasübergangstemperatur auf annähernd null zu verschieben. In Bezug auf den Faservolumengehalt wurde festgestellt, dass dieser in den untersuchten UD-Laminaten sowohl in als auch senkrecht zur Faserorientierung den Ausdehnungskoeffizienten nur bis T_G beeinflusst. Entgegen dem ist der Ausdehnungskoeffizient oberhalb der Glasübergangstemperatur bei den analysierten Laminaten signifikant von der Grammatik der einzelnen Laminatschichten abhängig.

Die analytische Berechnung der thermischen Ausdehnungskoeffizienten nach dem linearen Elastizitätsgesetz sowie der klassischen Laminattheorie zeigt sowohl in UD- als auch MD-Laminaten bis T_G eine gute Übereinstimmung, während bei höheren Temperaturen erhebliche Abweichungen entstehen.

In Klebverbindungen mit unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten oder infolge von Temperaturdifferenzen entstehen Relativverschiebungen während des Vernetzungsprozesses der Klebstoffe in den Lackiererei-Trocknerprozessen. Resultierende Gleitungs- und Dehnungsbeanspruchungen verursachen eine reduzierte Festigkeit oder adhäsives Versagen der Klebverbindung. Anhand von Normversuchen zur Charakterisierung von Klebstoffeigenschaften kann keine Aussage hinsichtlich der Mischbaugüte der Klebstoffe oder deren Eigenschaften im Hinblick auf die Delta-Alpha-Problematik getroffen werden. Indessen ermöglichen Experimente mit steifen Zug- und Zugscherprüfkörpern sowie Relativverschiebungen der Fügepartner während des Vernetzungsprozesses, den Einfluss der Dimension und Orientierung der Relativverschiebung, des Klebstoffsystems, der Klebspaltdicke sowie des Temperaturprofils zu charakterisieren. Bei gezielt modifizierten Klebstoffen wurde die Flexibilisierung der Klebstoffmatrix als wichtigste Stellgröße für die Toleranz gegenüber Gleitungsbeanspruchungen bestimmt.

Diese Systeme mit einem höheren Flexibilisierungsanteil und geringen Steifigkeiten zeigen deutlich geringere Festigkeitsverluste infolge von Relativverschiebungen. Die geringere Steifigkeit und Festigkeit dieser Klebstoffe ist jedoch bei der Auslegung zu berücksichtigen. Zusätzlich kann durch einen verhältnismäßig hohen Klebspalt von 1.5 mm eine deutlich höhere Relativverschiebung toleriert werden, während die Festigkeits- als auch Steifigkeitseigenschaften ausreichend hoch sind. Bei größeren Klebspaltdicken ist die Festigkeit erheblich reduziert.

Aktuell existiert keine bekannte Methode zur Bestimmung von Spannungen infolge der Delta-Alpha-Problematik in Mischbauklebungen mit warmhärtenden Klebstoffen während des Vernetzungsprozesses. Die Bestimmung von Relativverschiebungen als auch Dehnungen in Komponentenversuchen mit symmetrisch gefertigten Mischbauklebungen aus Stahl, Aluminium und CFK-Laminaten ermöglichen es, eine Aussage über resultierende Verschiebungen als auch Dehnungen nach den Lackiererei-Trocknerprozessen zu treffen. Hiermit kann der Einfluss der wichtigsten Stellgrößen charakterisiert werden. Dies sind der thermische Ausdehnungskoeffizient der Fügepartner, die Bauteildimension, der Klebstoff sowie die Klebspaltdicke. Durch die Messung der Dehnung im CFK-Laminat mittels einlaminierter faseroptischer Sensoren konnte eine Stauchung im Laminat in Abhängigkeit der Faserorientierung nachgewiesen werden. Eine Kombination aus einem CFK-Laminat mit optimierter Faserorientierung zusammen mit flexibilisierten Klebstoffen ermöglicht, einen Klebverbund mit nahezu keinen verbleibenden Relativverschiebungen oder Dehnungen im CFK zu fertigen. Eine größere Bauteildimension verursacht indessen eine überproportionale Zunahme der irreversiblen Relativverschiebungen als auch Dehnungen. Die Faserorientierung in den CFK-Laminaten kann jedoch nur soweit variiert werden, insofern die Anforderungen hinsichtlich der Steifigkeit und der Festigkeit weiterhin erfüllt sind.

In gesamten Karosserien werden Relativverschiebungen im Klebflansch infolge unterschiedlicher Ausdehnungskoeffizienten meist durch die Dehnung angrenzender Bauteile sowie Temperaturdifferenzen überlagert. Hieraus resultieren Bauteilverformungen sowie adhäsives Klebstoffversagen. In Bezug auf Leichtbaukarosserien aus unterschiedlichen Werkstoffen ist vor allem die Geometrie der Bauteile entscheidend. Neben der Bauteildimension ist die Steifigkeit ein wichtiger Faktor. Eine Abstimmung der wichtigsten Einflussgrößen, wie der Faserorientierung im CFK-Laminat, dem Klebstoffsystem, dem Klebspalt sowie optimierte Trocknerprozesse mit geringeren Temperaturdifferenzen, ermöglichen auch hier, Verformungen sowie adhäsives Versagen zu vermeiden. Hierbei bilden die Erkenntnisse aus den Experimenten an Zug- und Zugscherproben sowie den Komponentenversuchen mit Mischbauklebungen die Basis für Optimierungsmaßnahmen. Es ist allerdings zu beachten, dass eine finale Absicherung in gesamten Karosserien unter den realen Prozessbedingungen erforderlich ist.

Die Prognose von adhäsivem Klebstoffversagen sowie Bauteilverformungen in Karosserien während des Lackiererei-Trocknerprozesses mittels einer FEM-Simulation ermöglicht die Anzahl der Experimente zu reduzieren. Dabei gilt die Anforderung einer hohen Simulationsgenauigkeit bei gleichzeitig effizienten Rechenzeiten, wobei die Modellgröße

als auch die Prozessdauer bei gesamten Karosserien eine erhebliche Herausforderung darstellen. Durch die Kombination eines effizienten, viskoelastischen Modells und dehnungsbasierten Versagenskriterien zur Bestimmung von adhäsivem Klebstoffversagen oberhalb von T_G sowie die Implementierung von elasto-plastischem Materialverhalten mit isotroper Verfestigung nach Schlimmer/Mahnken für Temperaturen unterhalb von T_G kann eine gute Übereinstimmung zur Hardware erzielt werden.

Als Ausblick gilt es, ein analytisches Rechenmodell zur Bestimmung der thermischen Ausdehnungskoeffizienten von CFK-Laminaten für Temperaturen oberhalb von T_G zu entwickeln. Dabei ist vor allem die Faserorientierung bei multiaxialen Laminaten zu berücksichtigen. Bei der experimentellen Bestimmung der thermischen Ausdehnungskoeffizienten gilt es zudem, den Einfluss der Glasfäden und des Polyestergarns im CFK-Laminat systematisch zu analysieren. Weiterhin ist eine Untersuchung von kombinierten Gleitungs- und Dehnungsbeanspruchungen in Klebverbindungen während des Lackiererei-Trocknerprozesses zu empfehlen. Hierfür sind neue Prüfkonzepte mit steifen Prüfkörpern erforderlich, da mit den Prüfkörpern aus Kapitel 4 nur eine getrennte Untersuchung der Belastung möglich ist. Zusätzlich sind bei der Analyse von Klebverbindungen unter Gleitungsbeanspruchung in der Abkühlphase unterschiedliche Kombinationen der Orientierung der Relativverschiebung zu analysieren. In dieser Arbeit war die Bewegung in der Abkühlphase und dem anschließenden Schubversuch entgegengerichtet. In Mischbaukonstruktionen aus Stahl und CFK, wie in Kapitel 9 beschrieben, ist der Einfluss von Prozessschwankungen und Materialmerkmalen auf die Entstehung von Spannungen und Bauteilverformungen zu analysieren. Eine weitere Verbesserung der Prognosegüte der FEM-Simulation kann durch die Implementierung von Versagenszuständen im Solver erreicht werden, um höhere Belastungen infolge einer Umverteilung der Kräfte abbilden zu können.

A. Anhang

a. Abbildungsverzeichnis

Abb. 3-1:	Deformationsmechanische Kennwerte eines warmhärtenden Epoxidklebstoffes während des Vernetzungsprozesses im KTL-Trockner nach [5]	6
Abb. 3-2:	Delta-Alpha-Problematik in einer Mischbauklebung.....	7
Abb. 3-3:	Unterschiedliche Fixierung der Fügepartner zur Analyse der resultierenden Kräfte in Abhängigkeit der Gleitungsbeanspruchung während des Vernetzungsprozesses nach [5]	8
Abb. 3-4:	Einspannvorrichtung für eine Universalzugprüfmaschine (links) und Fügepartner (rechts) zur Analyse von Gleitungsbeanspruchungen während des KTL-Trockners nach [8].....	8
Abb. 3-5:	Haltekräfte an der Füge Teileinspannung während des Vernetzungsprozesses, Aufheiz- und Abkühlrate 8K/min nach [5]	9
Abb. 3-6:	Haltekräfte an der Füge Teileinspannung während des Vernetzungsprozesses, Aufheiz- und Abkühlrate 2K/min nach [5]	10
Abb. 3-7:	Resultierende Kräfte bei verschiedenen Gleitungen in der Aufheizphase [8].....	11
Abb. 3-8:	Resultierende Kräfte bei verschiedenen Gleitungen in der Abkühlphase [8]	11
Abb. 3-9:	Normierte Festigkeitswerte einer gleitungsbeanspruchten Klebverbindung nach [5]	13
Abb. 3-10:	Deformationsmechanische Kennwerte durch Gleitung geschädigter Klebungen nach [5]	14
Abb. 3-11:	Zugscherfestigkeit gleitungsbeanspruchter Klebverbindungen in Abhängigkeit der Gleitungsbeanspruchung in Aufheiz- und Abkühlphase [8]	15
Abb. 3-12:	Gleitungsbeanspruchung in Aufheiz- und Abkühlphase, quasistatische Festigkeit [8]	15
Abb. 3-13:	Gleitungsbeanspruchung in Aufheiz- und Abkühlphase, maximale Klebschichtbeanspruchung während der Fertigung [8].....	16
Abb. 3-14:	Resultierender Kraftverlauf infolge einer Gleitungsbeanspruchung während der Abkühlphase mit unterschiedlichen Klebstoffen [8]	18
Abb. 3-15:	Normierte Festigkeitsverluste gleitungsbeanspruchter Klebverbindungen mit modifizierten Klebstoffsystemen [8].....	19

Abb. 3-16: Thermischer Ausdehnungskoeffizient einer Kohlenstofffaser in Abhängigkeit der Temperatur – in Faserorientierung α_{f11} und quer dazu α_{f22} [14].....	22
Abb. 3-17: Thermischer Ausdehnungskoeffizient von Epoxidharzen in Abhängigkeit der Temperatur - Epon 828 $T_G \sim 160 \text{ }^\circ\text{C}$, BSL 914 $T_G \sim 190 \text{ }^\circ\text{C}$ [11]	23
Abb. 3-18: Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{11} in Abhängigkeit der Temperatur im UD-Laminat, T800-C-Faser mit EP Harz nach [18]	24
Abb. 3-19: Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{11} in Abhängigkeit der Temperatur im UD-Laminat, C-Faser mit EP-Harz mit $T_G \sim 373 \text{ K}$ nach [19].....	24
Abb. 3-20: Thermischer Ausdehnungskoeffizient in Abhängigkeit der Temperatur a) UD α_{22} , b) Epoxidmatrix, T800 C-Faser mit EP Harz nach [18].....	25
Abb. 3-21: Thermischer Ausdehnungskoeffizient entlang der x- und y-Achse in Abhängigkeit der Faserorientierung ω [11] und Definition der Faserorientierung in einem $[(\pm\omega)_n]_S$ Laminat mit x und y als globalem Koordinatensystem	26
Abb. 3-22: Thermischer Ausdehnungskoeffizient in Abhängigkeit der Temperatur a) $\pm 30 \text{ }^\circ$, b) $\pm 60 \text{ }^\circ$, c) $\pm 45 \text{ }^\circ$, d) [0/90], T800 C-Faser mit EP Harz V913 nach [12].....	26
Abb. 3-23: Abhängigkeit der thermischen Ausdehnung vom Verbundwinkel bei verschiedenen Temperaturen [12]	27
Abb. 3-24: Thermischer Ausdehnungskoeffizient in Abhängigkeit von ω in der Ebene für a) [0/90] und $[\pm 45]$, b) [0] [17]	28
Abb. 3-25: Thermischer Ausdehnungskoeffizient in Abhängigkeit der Temperatur a) 75 % 0 ° - 25 % $\pm 45 \text{ }^\circ$, b) $[\pm 45/0]$, c) 25 % 0 ° - 75 % $\pm 45 \text{ }^\circ$, d) 25 % 90 ° - 75 % $\pm 45 \text{ }^\circ$, e) 50 % 90 ° - 50 % $\pm 45 \text{ }^\circ$, f) 75 % 90 ° - 25 % $\pm 45 \text{ }^\circ$, T800 C-Faser mit EP Harz nach [18].....	29
Abb. 3-26: Prozentuale Längenänderung eines CFK-Laminates in der ersten und zweiten Messung mit Nachreaktion im ersten Lauf nach [16].....	31
Abb. 3-27: Karosserie BMW 7er, grün – Aluminium / grau – Stahl.....	32
Abb. 3-28: Karosserie Audi A8, graugrün – Aluminium-Blech / blau – Aluminium-Profil / rot – Aluminium-Guss / grau – Stahl (B-Säule) [24]	33
Abb. 3-29: Karosserie Audi TT Coupé, grün – Aluminium-Blech / blau – Aluminium-Profil / rot – Aluminium-Guss / grau und lila – Stahl nach [25]	34

Abb. 3-30:	Karosserie Mercedes C-Klasse, grün – Aluminium / grau und blau – Stahl nach [27].....	34
Abb. 3-31:	Karosserie Porsche 911, blau – Aluminium / rot, orange, gelb und grün – Stahl nach [28]	35
Abb. 3-32:	Life-Drive Konzept BMW i8 [29].....	36
Abb. 3-33:	BMW 7er Efficient Lightweight mit Carbon Core Hybrid-Bauweise – Integration von CFK und Aluminium-Bauteilen [30]	37
Abb. 4-1:	Messprinzip Quarzrohr-Dilatometer	39
Abb. 4-2:	Spezifikation der CFK-Lamine zur Bestimmung der thermischen Ausdehnungskoeffizienten	40
Abb. 4-3:	Bilder sowie skizzenhafte Darstellung des Faserverlaufes in den UD- und 45 °-Gelegen bestehend aus Kohlenstofffasern, Glasfäden und Polyestergarn	40
Abb. 4-4:	Prüfeinrichtung einer modifizierten Zugprüfmaschine mit Induktionsheizung, Druckluftkühlung und Videoextensometer.....	42
Abb. 4-5:	Geklebte Prüfkörper - links Zugscher-, rechts Zugversuch.....	43
Abb. 4-6:	Prüfkonzept zur Bestimmung der Festigkeit einer Klebverbindung in der Abkühlphase	44
Abb. 4-7:	Prüfkonzept zur Bestimmung der Festigkeit einer Klebverbindung nach einer Gleitbeanspruchung in der Abkühlphase.....	45
Abb. 4-8:	Versuchsaufbau Mischbauklebung mit Bewegungsmessung.....	49
Abb. 4-9:	Detail Integration faseroptische Sensoren im CFK und Klebverbund	51
Abb. 4-10:	Faserintegration im CFK-Laminat (links) und Klebstoff (rechts), jeweils einzelne Glasfaser und Glasfaser im Glasröhrchen.....	52
Abb. 4-11:	Brucharten von Klebungen nach DIN EN ISO 10365 [4].....	53
Abb. 5-1:	Bestimmung thermischer Ausdehnungskoeffizient der ersten Aufheizphase – a) Längenänderung der drei Prüfkörper, b) Ausdehnungskoeffizient sowie c) Darstellung Mittelwert	54
Abb. 5-2:	DSC-Messung zur Bestimmung der Glasübergangstemperatur im [±45]-Laminat - 1. Aufheizphase (blau) mit Nachvernetzung, 2. Aufheizphase (rot) ohne Nachvernetzung	55
Abb. 5-3:	Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{11} in Abhängigkeit der Temperatur im [±45]-Laminat mit 41.3 % FVG und 150 g/m ² Grammatur - 1. Aufheizphase (blau) mit Nachvernetzung, 2. Aufheizphase (rot) ohne Nachvernetzung	56

- Abb. 5-4: Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{22} in Abhängigkeit der Temperatur im $[\pm 45/0_4]_S$ -Laminat mit 45 % FVG und 150 g/m² Grammatur – Einfluss Heizrate 0.5, 1.0, 2.0 K/min, 1. Aufheizphase (gestrichelt) gegenüber 2. Aufheizphase (Linie) 56
- Abb. 5-5: Thermischer Ausdehnungskoeffizient der unverstärkten Epoxidmatrix in Abhängigkeit der Temperatur..... 57
- Abb. 5-6: Thermischer Ausdehnungskoeffizient im UD-Laminat mit 48.8 % FVG und 300 g/m² Grammatur in Abhängigkeit der Temperatur – a) α_{11} und b) α_{22} 57
- Abb. 5-7: Thermischer Ausdehnungskoeffizient im UD-Laminat mit 300 g/m² Grammatur in Abhängigkeit der Temperatur - Einfluss Faservolumengehalt a) α_{11} und b) α_{22} 58
- Abb. 5-8: Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{22} in Abhängigkeit der Temperatur im UD-Laminat mit 47.4 – 49.7 % FVG - Einfluss Grammatur..... 59
- Abb. 5-9: Schliffbilder CFK-Lamine mit unterschiedlicher Grammatur 150 g/m², 300 g/m² und 600 g/m² in Faserorientierung 0 ° sowie quer zur Faser 90 ° 60
- Abb. 5-10: Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{11} in Abhängigkeit der Temperatur im $[\pm 45]$ -Laminat mit 44.2 % FVG und 150 g/m² Grammatur..... 61
- Abb. 5-11: Thermischer Ausdehnungskoeffizient in Abhängigkeit der Temperatur - Vergleich $[\pm 45/0_3/\bar{0}]_S$ -Laminat mit 46.5 % FVG zu $[0]$ -Laminat mit 47.4 % FVG und jeweils 300 g/m² Grammatur a) α_{11} und b) α_{22} 61
- Abb. 5-12: Thermischer Ausdehnungskoeffizient in Abhängigkeit der Temperatur - Vergleich $[\pm 45/0_3/\bar{0}]_S$ mit 46.5 % FVG zu $[\pm 45/0_3/\bar{90}]_S$ mit 46 % FVG und jeweils 300 g/m² Grammatur a) α_{11} und b) α_{22} 62
- Abb. 6-1: E-Modul in Abhängigkeit der Temperatur - Epoxidmatrix ungetempert und getempert 65
- Abb. 6-2: E₂₂-Modul in Abhängigkeit der Temperatur im UD-Laminat – a) Einfluss Faservolumengehalt mit 150 g/m² Grammatur, b) Einfluss Grammatur mit 47.5 % FVG bei 150 g/m² und 300 g/m² sowie 49.7 % FVG bei 600 g/m² 66
- Abb. 6-3: E₂₂-Modul in Abhängigkeit der Temperatur – a) Vergleich $[0]$ -Laminat mit 47.5 % FVG zu $[\pm 45]$ -Laminat mit 44.2 % FVG und jeweils 150 g/m² Grammatur, b) Vergleich Einfluss Faservolumengehalt im $[\pm 45]$ -Laminat mit 150 g/m² Grammatur..... 67

- Abb. 6-4: UD-Scheibenelement mit a) lokalem 1-2 beziehungsweise \parallel - \perp Koordinatensystem in Richtung der Orthotropieachsen und b) ebener Spannungszustand [11]..... 69
- Abb. 6-5: Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{22} in Abhängigkeit der Temperatur im UD-Laminat mit 47.5 % FVG und 150 g/m² Grammatur - Vergleich Experiment und Berechnung nach dem linearen Elastizitätsgesetz..... 73
- Abb. 6-6: Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{22} in Abhängigkeit der Temperatur im UD-Laminat - Vergleich Experiment und Berechnung nach dem linearen Elastizitätsgesetz, a) 47.4 % FVG und 300 g/m² Grammatur b) 49.7 % FVG und 600 g/m² Grammatur 74
- Abb. 6-7: Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{11} in Abhängigkeit der Temperatur im $[\pm 45]$ -Laminat mit 44.2 % FVG und 150 g/m² Grammatur - Vergleich Experiment und Berechnung..... 75
- Abb. 6-8: Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{22} in Abhängigkeit der Temperatur für ein $[\pm 45/0_3/\bar{0}]_S$ -Laminat mit 46.5 % FVG und 300 g/m² Grammatur– Vergleich Experiment und Berechnung 76
- Abb. 6-9: Thermischer Ausdehnungskoeffizient α_{22} in Abhängigkeit der Temperatur für ein $[\pm 45/0_3/\bar{90}]_S$ -Laminat mit 46 % FVG und 300 g/m² Grammatur – Vergleich Experiment und Berechnung 77
- Abb. 7-1: Schubfestigkeit der Klebstoffe S1, S2 und S3 in Abhängigkeit der Zeit während des Vernetzungsprozesses im KTL-Trockner..... 81
- Abb. 7-2: Festigkeit Klebstoff S1 in Abhängigkeit der Temperatur, a) Schubspannungs-Gleitungs-Diagramme $T < T_G$ b) Schubspannungs-Gleitungs-Diagramme $T > T_G$ c) Zugspannungs-Dehnungs-Diagramme, querdehnungsbehindert $T < T_G$ d) Zugspannungs-Dehnungs-Diagramme, querdehnungsbehindert $T > T_G$ 82
- Abb. 7-3: Bruchbilder a) kohäsiv $T < T_G - 70^\circ\text{C}$ Schub, b) adhäsiv $T > T_G - 130^\circ\text{C}$ Schub c) kohäsiv $T < T_G - 70^\circ\text{C}$ Zug, d) adhäsiv $T > T_G - 130^\circ\text{C}$ Zug 82
- Abb. 7-4: Dehnungsbasierte Versagenskriterien in Abhängigkeit der Temperatur für den Klebstoff S1 – a) Bruchgleitung und b) Bruchdehnung 82
- Abb. 7-5: Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung in der Abkühlphase a) und anschließendem Schubversuch bei 70°C b) mit dem Klebstoff S1..... 84
- Abb. 7-6: Bruchbilder Schubversuch bei 70°C – a) kohäsiv bei 50 % Gleitungsbeanspruchung und b) adhäsiv bei 65 % Gleitungsbeanspruchung 84

- Abb. 7-7: Zugfestigkeit des Klebstoffes S1 bei 70 °C nach Dehnungsbeanspruchung in der Abkühlphase von 0 % bis 10 % 85
- Abb. 7-8: Bruchbilder Zugversuch bei 70 °C mit dem Klebstoff S1 und zunehmend adhäsivem Anteil a) 0 % Dehnung, b) 1.5 % Dehnung, c) 3.5 % Dehnung, d) 4.5 % Dehnung sowie e) 10 % - Dehnung 86
- Abb. 7-9: Schubspannungs-Gleitungs-Diagramme der Klebstoffe S1 – S3 für einen Schubversuch bei a) 70 °C, b) 130 °C und c) 190 °C 86
- Abb. 7-10: Schubspannungs-Gleitungs-Diagramm für einen Schubversuch bei 70 °C nach einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % und 50 %, Klebstoffe S1 – S3 87
- Abb. 7-11: Zugfestigkeit des Klebstoffes S2 bei 70 °C nach Dehnungsbeanspruchung in der Abkühlphase von 0 % bis 10 % 88
- Abb. 7-12: Bruchbilder Zugversuch bei 70 °C mit dem Klebstoff S2 und zunehmend adhäsivem Anteil – a) 0 % Dehnung, b) 2.5 % Dehnung, c) 6.5 % Dehnung, d) 8.5 % Dehnung sowie e) 10 % - Dehnung 88
- Abb. 7-13: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % in der Abkühlphase mit einer Kühlrate von 15 K/min und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit dem Klebstoff S1 und unterschiedlichen Klebspaltdicken 89
- Abb. 7-14: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 50 % in der Abkühlphase mit einer Kühlrate von 15 K/min und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit dem Klebstoff S1 und unterschiedlichen Klebspaltdicken 90
- Abb. 7-15: Spannungsverteilung in einer einschnittig überlappten Klebverbindung [4] 90
- Abb. 7-17: Abhängigkeit der Klebfestigkeit von der Überlappungslänge [4] 91
- Abb. 7-18: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % in der Abkühlphase mit einer Kühlrate von 3.5 K/min und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit dem Klebstoff S1 und unterschiedlichen Überlappungslängen 92
- Abb. 7-19: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 50 % in der Abkühlphase mit einer Kühlrate von 3.5 K/min und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit dem Klebstoff S1 und unterschiedlichen Überlappungslängen 92

- Abb. 7-20: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit dem Klebstoff S1 und unterschiedlichen Abkühlraten, Überlappungslänge 18 mm..... 93
- Abb. 7-21: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 50 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit dem Klebstoff S1 und unterschiedlichen Abkühlraten, Überlappungslänge 18 mm..... 94
- Abb. 7-22: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit den Klebstoffen E1a und E1b..... 96
- Abb. 7-23: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C (rechts) mit den Klebstoffen E2a – E2d..... 97
- Abb. 7-24: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit den Klebstoffen E3a und E3b..... 97
- Abb. 7-25: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit den Klebstoffen E4a – E4c 99
- Abb. 7-26: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 50 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit den Klebstoffen E4a – E4c 99
- Abb. 7-27: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 60 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit den Klebstoffen E4a und E4b..... 99
- Abb. 7-28: Schematisches Versagensverhalten in Epoxidklebstoffen; a) Sprödbruch in einem Epoxidharz und b) Rissverteilung im Elastomer-Flexibilisierten Epoxidharz mit phasenseparierten Partikeln (rot) [52] 100
- Abb. 7-29: a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 25 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit den Klebstoffen E4a, E5a und E5b 102

Abb. 7-30:	a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 50 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit den Klebstoffen E4a, E5a und E5b	102
Abb. 7-31:	Bruchbilder Schubversuch bei 70 °C nach 50 % Gleitungsbeanspruchung mit zunehmend adhäsivem Anteil a) Klebstoff E4a, b) Klebstoff E5b und c) Klebstoff E5a	102
Abb. 7-32:	a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen während einer Gleitungsbeanspruchung von 60 % in der Abkühlphase und b) anschließender Schubversuch bei 70 °C mit den Klebstoffen E4a, E6a und E6b	104
Abb. 7-33:	Zugfestigkeit der Klebstoffe S1 und E6a bei Raumtemperatur.....	104
Abb. 8-1:	Relativverschiebung und Temperatur im Stahl-CFK-Verbund mit $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_S$ -Laminat – Vergleich Fügeverbund mit und ohne Klebstoff	109
Abb. 8-2:	a) Bruchbild Stahl-CFK-Stahl Klebverbindung mit b) Delamination im CFK sowie c) teilweise adhäsivem Versagen zum Stahl (unten rechts)	110
Abb. 8-3:	Thermischer Ausdehnungskoeffizient in Abhängigkeit der Temperatur von Stahl, Aluminium und drei CFK-Laminaten – a) mit Nachvernetzung und b) getempert und daher ohne Nachvernetzung.....	111
Abb. 8-4:	Relativverschiebung Stahl-CFK-Klebverbund mit dem Klebstoff S1 – Variation Laminataufbau CFK	111
Abb. 8-5:	Relativverschiebung Stahl-CFK-Klebverbund mit dem Klebstoff S1 – Vergleich drei unterschiedlicher CFK Lamine jeweils mit und ohne Tempern.....	113
Abb. 8-6:	Differenz der thermischen Ausdehnungskoeffizienten in Abhängigkeit der Temperatur – Stahl zu Aluminium gegenüber Stahl zu getemperten CFK $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_S$	114
Abb. 8-7:	Vergleich Relativverschiebung und Temperatur im Stahl-Aluminium- gegenüber Stahl-CFK-Verbund mit $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_S$ -Laminat – a) ohne Klebstoff sowie b) mit dem Klebstoff S1	114
Abb. 8-8:	Relativverschiebung Stahl-CFK-Klebverbund – Variation Laminataufbau CFK mit dem Klebstoff S2.....	115
Abb. 8-9:	Relativverschiebung Stahl-CFK-Klebverbund mit $[\pm 45/0_2/\bar{0}]_S$ -Laminat – Variation Klebstoff.....	116
Abb. 8-10:	Relativverschiebung Stahl-Aluminium-Klebverbund – Variation E-Modul Klebstoff	116

Abb. 8-11:	Relativverschiebung Stahl-Aluminium-Klebverbund – Variation Flexibilisierung Klebstoff.....	117
Abb. 8-12:	Relativverschiebung und Temperatur im Stahl-Aluminium-Klebverbund – Vergleich Klebspaltdicken.....	118
Abb. 8-13:	Relativverschiebung Stahl-Aluminium-Klebverbund – Variation Bauteillänge	119
Abb. 8-14:	Relativverschiebung und Temperatur im Stahl-Aluminium-Klebverbund – Variation Maximaltemperatur	119
Abb. 8-16:	Dehnung im Bauteil 1 über die gesamte Faserlänge zum Zeitpunkt $t = 60s$	122
Abb. 8-17:	Dehnung im Bauteil 1 über die gesamte Faserlänge zum Zeitpunkt $t = 3600 s (T_{max})$ und $5500 s (T_{RT})$	122
Abb. 8-18:	Dehnung im Bauteil 2 über die gesamte Faserlänge zum Zeitpunkt $t = 3600 s (T_{max})$ und $5500 s (T_{RT})$	123
Abb. 8-19:	Dehnung im Bauteil 3 über die gesamte Faserlänge zum Zeitpunkt $t = 3600 s (T_{max})$ und $5500 s (T_{RT})$	124
Abb. 8-20:	Dehnung im Bauteil 4 über die gesamte Faserlänge zum Zeitpunkt $t = 3600 s (T_{max})$ und $5500 s (T_{RT})$	124
Abb. 8-21:	Dehnung im Bauteil 5 über die gesamte Faserlänge zum Zeitpunkt $t = 3600 s (T_{max})$ und $5500 s (T_{RT})$	125
Abb. 8-22:	Dehnung im Bauteil 6 über die gesamte Faserlänge zum Zeitpunkt $t = 3600 s (T_{max})$ und $5500 s (T_{RT})$	126
Abb. 8-23:	Dehnung im Bauteil 7 über die gesamte Faserlänge zum Zeitpunkt $t = 3600 s (T_{max})$ und $5500 s (T_{RT})$	126
Abb. 9-1:	Koordinatensystem in einer Fahrzeugkarosserie.....	131
Abb. 9-2:	CFK-Stahl Mischbauklebung in einer Karosserie (links) [30] und schematische Darstellung der Relativverschiebung in x- und y-Orientierung (rechts).....	131
Abb. 9-4:	Schematische Darstellung der Verformung einer CFK-Stahl-Mischbauklebung durch den Bimetalleffekt.....	133
Abb. 9-6:	Resultierende Kräfte aus der thermischen Dehnung der Stahl-Karosserie auf die CFK-Querverstärkungen im Dachbereich.....	134
Abb. 9-7:	Draufsicht - Verformung einer CFK-Querverstärkung im Dachbereich in z-Orientierung, Variation Faserorientierung im Bauteil mit optimierter Faserorientierung von links nach rechts	135

- Abb. 9-8: Draufsicht - Verformung einer CFK-Querverstärkung im Dachbereich in z-Orientierung, a) ohne Voraushärtung des Klebstoffes gegenüber b) mit Voraushärtung..... 136
- Abb. 9-9: FEM-Simulation der Temperaturverteilung in einer Karosserie während der Abkühlphase des KTL-Trocknerprozesses..... 136
- Abb. 9-10: Schematische Darstellung des Temperaturverlaufs in einem Multimaterial-Trocknerprozess 137
- Abb. 9-11: Temperaturverlauf zweier angrenzender Bauteile im KTL-Trockner mit Darstellung der Temperaturdifferenz – a) konventioneller Prozess mit hoher Temperaturdifferenz und b) mischbauoptimierter Prozess mit geringer Temperaturdifferenz 138
- Abb. 9-12: Schematische Darstellung Verfahrenschema – Gegenüberstellung Multimaterial-Kühlzone mit kaskadierter Luftführung und konventionelle Kühlzone..... 139
- Abb. 10-2: Vergleich Schubspannungs-Gleitungs-Verhalten des Epoxidklebstoffes S1 bei Temperaturen unter- und oberhalb von T_G 140
- Abb. 10-3: Klebstoffelement im Fügeflansch zum Zeitpunkt t_0 und t_1 , Aufteilung Dehnung in Normal- und Schubrichtung nach [56] 141
- Abb. 10-4: FE-Modell der geklebten Zugscher-Fügepartner mit Detailansicht Diskretisierung des Klebstoffes..... 142
- Abb. 10-5: Vergleich Simulation zu Experiment bei 130 °C, a) Schubspannungs-Gleitungs-Diagramm und b) Zugspannungs-Dehnungs-Diagramm 142
- Abb. 10-6: Vergleich Simulation und Experiment bei 23 °C, a) Schubspannungs-Gleitungs-Graphen und b) Zugspannungs-Dehnungs-Graphen 143
- Abb. 10-7: Vergleich Schubspannungs-Gleitungs-Graphen Simulation und Experiment in der Kühlzone des KTL-Trockners bei 50 % Gleitung..... 144
- Abb. 10-8: Vergleich Schubspannungs-Gleitungs-Graphen Simulation und Experiment in der Kühlzone des KTL-Trockners bei 65 % Gleitung..... 144
- Abb. 10-9: FE-Modell der Mischbauklebung aus Stahl und Aluminium mit Detailansicht des Fest- und Loslagers 145
- Abb. 10-10: Verformung der Stahl-Aluminium Mischbauklebung nach a) viskoelastischer Modellierung und b) elasto-plastischer Modellierung 145
- Abb. 10-11: Experiment zur Bestimmung der Verformung einer Stahl-Aluminium Mischbauklebung 145

b. Tabellenverzeichnis

Tab. 1:	Thermische Ausdehnungskoeffizienten von Stahl, Aluminium und CFK im Temperaturbereich von 23 °C – 200 °C.....	5
Tab. 2:	Viskoelastische Eigenschaften modifizierter 1K-Klebstoffe bei Raumtemperatur nach [8].....	17
Tab. 3:	Mechanische Kennwerte der 1K-Klebstoffsysteme S1 – S3 laut Hersteller-Datenblatt	43
Tab. 4:	Prüfparameter DSC-Messung	47
Tab. 5:	Prüfparameter DMA-Messung.....	48
Tab. 6:	Spezifikation CFK-Lamine für den Versuchsaufbau Mischbauklebung	50
Tab. 7:	Spezifikation CFK-Lamine für die faseroptische Messung	52
Tab. 8:	Mechanische Kennwerte der gezielt modifizierten Epoxidklebstoffe laut Herstellerangaben, Variation T _G	96
Tab. 9:	Mechanische Kennwerte der gezielt modifizierten Epoxidklebstoffe laut Herstellerangaben, Variation E-Modul	98
Tab. 10:	Mechanische Kennwerte der gezielt modifizierten Epoxidklebstoffe laut Herstellerangaben, Variation Flexibilisierung und Toughening	101
Tab. 11:	Mechanische Kennwerte der gezielt modifizierten Epoxidklebstoffe laut Herstellerangaben, Variation Flexibilisierung	103
Tab. 12:	Bauteilspezifikation mit Position Messfaser	121

c. Betreute Studienarbeiten

Arbeit	Jahr	Name	Titel der Arbeit
Bachelor	2012	Alexander Herzig	Charakterisierung der Versagenskriterien von Karosseriebauklebstoffen während des KTL-Trocknungsprozesses.
Master	2012-2013	Michael Zabel	Charakterisierung von Kennwerten warmhärten-der Karosseriebauklebstoffe während der Lackiererei-Trocknerprozesse.
Diplom	2012-2013	Alexander Vesselak	Analyse der Einflussfaktoren von Lackiererei-Trocknerprozessen auf Stahl-Faserverbund Mischbauklebungen in Karosserien.
Master	2013-2014	Daniel Toraman	Analyse der Materialeigenschaften von Stahl-Faserverbund-Mischbauklebungen in Karosserien während den Lackiererei-Trocknerprozessen.
Bachelor	2014	Rudi Teichner	Einfluss der Prozessparameter auf Stahl-Faserverbund – Mischbauklebungen in der Karosseriestruktur während dem Lackiererei –Trocknungsprozess.
Master	2014	Peter Schädlich	Beitrag zur Qualifizierung der thermomechanischen Klebstoff-Simulation durch Plastizität nach Schlimmer/Mahnken und temperaturabhängiges Dehnungsverhalten CFK.
Master	2014	Waldemar Mersch	Analyse des Einflusses von Prozessparametern auf Relativbewegungen in 1K-Epoxy-Mischbauklebungen im Verlauf von Lackiererei-Trocknerprozessen.
Diplom	2014	Matthias Ulrich	Analyse des thermischen Dehnungsverhaltens von Faserverbundwerkstoffen im Lackiererei-Trocknerprozess.
Diplom	2014	Ulrich Weinhhammer	Charakterisierung der Mischbaugüte von 1K-Epoxy-Strukturklebstoffen während des Lackiererei-Trocknerprozesses.
Bachelor	2014-2015	Alexander Krauss	Charakterisierung von 1K-Epoxyd-Strukturklebstoffen für Mischbau-Klebungen.

Literaturverzeichnis

- [1] Friedrich HE. Leichtbau in der Fahrzeugtechnik. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag; 2013.
- [2] Rohde-Brandenburger K, Obernolte J. CO₂-Potenzial durch Leichtbau bei PKW. MP Materials Testing 2009; 51 (1/2): 55 – 63.
- [3] Dössel KF. OEM-Serienlackierung bei niedrigen Temperaturen. JOT Journal für Oberflächentechnik 2013; 53(3): 20 – 4.
- [4] Habenicht G. Kleben: Grundlagen, Technologien, Anwendungen. 6nd ed. Berlin Heidelberg: Springer Verlag; 2009.
- [5] Hüsgen B. Beitrag zum Einfluß der Fertigung auf ausgewählte Eigenschaften von Klebverbindungen mit warmaushärtenden Klebstoffen. Dissertation. Paderborn; 1993.
- [6] Ewerszumrode A. Einfluss der Abbindebedingungen auf das Eigenschaftsprofil geklebter Verbindungen aus Fügeteilen mit unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten. Forschungsbericht des LWF Paderborn; 1997.
- [7] Eis M, Paulke S, Rafiee S, Schneider T. Kleben im Karosseriebau – Prozess-Simulation. 13. Paderborner Symposium Fügetechnik: Tagungsband; 2006.
- [8] Eichleiter F. Fertigungs- und prozessbedingte Eigenschaften von Klebverbindungen im Karosseriebau. Dissertation. Braunschweig; 2011.
- [9] DIN EN 1465. Klebstoffe – Bestimmung der Zugscherfestigkeit von Überlappungsklebungen; 2009.
- [10] Keller H. From the spot-welded towards the adhesive bonded roof – an innovative development and an operative challenge. Joining in Car Body Engineering: Proceedings; 2011.
- [11] Schürmann H. Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. 2nd ed. Berlin Heidelberg: Springer Verlag; 2007.
- [12] Schneider B. Thermische Ausdehnung von Faserverbunden bei tiefen Temperaturen. Band 4882: Kernforschungszentrum Karlsruhe; 1991.
- [13] Ozbek S, Jenkins G.M, Isaac D.h. Thermal expansion and creep of carbon fibres. 20th Biennial Conference – Santa Barbara: Extended Abstracts and Program; 1991, 270 – 1.

- [14] Pradere C, Sauder C. Transverse and longitudinal coefficient of thermal expansion of carbon fibers at high temperatures (300 – 2500K). *Carbon* 2008; 46 (14): 1874 – 84.
- [15] Blumenstock T. Analyse der Eigenspannungen während der Aushärtung von Epoxidharzmassen. Dissertation. Stuttgart; 2003.
- [16] Tezvergil A, Lassila LVJ, Vallittu PK. The effect of fiber orientation on the thermal expansion coefficients of fiber-reinforced composites. *Dental Materials* 2003; 19 (6): 471 – 7.
- [17] Nawab Y, Jacquemin F, Casari P, Boyard N, Borjon-Piron Y, Sobotka V. Study of variation of thermal expansion coefficients in carbon/epoxy laminated composite plates. *Composites: Part B* 2013; 50 (7): 144 – 9.
- [18] Parker S.F.H, Chandra M, Yates B, Dootson M, Walters B.J. The influence of distribution between fibre orientations upon the thermal expansion characteristics of carbon fibre-reinforced plastics. *Composites* 1981; 12 (4): 291 – 7.
- [19] Rogers KF, Phillips LN, Kingston-Lee DM, Yates B, Overy M J, Sargent JP, McCalla BA. The thermal expansion of carbon fibre-reinforced plastics – Part 1 The influence of fibre type and orientation. *Journal of Materials Science* 1977; 12 (4): 718 – 34.
- [20] Lebrun G, Denault J. Effect of annealing on the thermal expansion and residual stresses of bidirectional thermoplastic composite laminates. *Composites: Part A* 2010; 41 (1): 101 – 7.
- [21] Vaidyanathan J, Vaidyanathan TK, Wang Y, et al. Thermoanalytical characterization of visible light cure dental composites. *Journal Oral Rehabil* 1992; 19 (1): 49 – 64.
- [22] Maffezzoli A, Terzi R. Thermal analysis of visible-light activated dental composites. *Thermochim Acta* 1995; 269/270: 319 – 35.
- [23] Fairhurst CW, Anusavice KJ, Hashinger DR, Ringle RD, Warren Twigg S. Thermal expansion of dental alloys and porcelains. *Journal Biomedical Materials Research* 1980; 14 (4): 435 – 46.
- [24] AUDI AG; Available from: <http://www.audi-technology-portal.de/de/karosserie/aluminiumkarosserien/halbzeuge>.
- [25] Fürst W, Bauerschmitt J. Emotion, Dynamik und Hightech – Der neue Audi TT. *Automobiltechnologie in Bayern +e-Car* 2014; 1: 17.

- [26] Disse T. Structural bonding on painted surfaces – Current Applications and Challenges. *Joining in Car Body Engineering: Proceedings*; 2014.
- [27] Daimler AG; Available from: <http://www.mercedes-fans.de/magazin/sternstunde/nimms-leicht-die-neue-mercedes-c-klasse-steht-fuer-mehr-klasse-aber-weniger-gewicht-die-neue-c-klasse-w205-ist-100-kg-leichter-als-ihr-vorgaenger.6178>.
- [28] Heinisch L, Kammerer H, Lindenmann M. The new Porsche 911 body-in-white Implementing a light-weight engineering concept in development and production. *Strategies in Car Body Engineering: Proceedings*; 2012.
- [29] BMW Group; Available from: http://www.bmw.com/com/de/newvehicles/i/i8/2014/showroom/efficiency_dynamics.html
- [30] BMW Group; Available from: <https://mediapool.bmwgroup.com/>
- [31] DIN 53752. Prüfung von Kunststoffen – Bestimmung des thermischen Längenausdehnungskoeffizienten; 1980 – ungültig.
- [32] ISO 11359-2. Plastics – Thermomechanical analysis (TMA) – Part 2: Determination of coefficient of linear thermal expansion and glass transition temperature; 1999.
- [33] DIN 51045-1. Bestimmung der thermischen Längenänderung fester Körper – Teil 1: Grundlagen; 2005.
- [34] Eis M. Fertigungsbedingte Bauteilverformungen beim Kleben dünnwandiger Stahlbauteile. Dissertation. Paderborn; 2000.
- [35] DIN EN 14869-2. Strukturklebstoffe – Bestimmung des Scherverhaltens struktureller Klebungen – Teil 2: Scherprüfung für dicke Fügebauteile (ISO 11003-2;2001, modifiziert); 2011.
- [36] DIN EN 15870. Klebstoffe – Bestimmung der Zugfestigkeit von Stumpfklebungen (ISO 6922:1987modifiziert); 2009.
- [37] Adams RD, Comyn J, Wake WC. *Structural adhesive joints in engineering*. 2nd ed. London: Chapman & Hall; 1997.
- [38] DIN EN ISO 10365. Klebstoffe – Bezeichnung der wichtigsten Bruchbilder (ISO 10365:1992); 1995.
- [39] DIN EN ISO 11357-1. Kunststoffe – Dynamische Differenz-Thermoanalyse (DSC) – Teil 1: Allgemeine Grundlagen; 2010.

- [40] DIN EN ISO 11358. Kunststoffe – Thermogravimetrie (TG) von Polymeren – Teil 1: Allgemeine Grundsätze; 2014.
- [41] DIN 51006. Thermische Analyse (TA) - Thermogravimetrie (TG) - Grundlagen; 2005.
- [42] DIN EN ISO 6721-1. Kunststoffe – Bestimmung dynamisch-mechanischer Eigenschaften – Teil 1: Allgemeine Grundlagen; 2011.
- [43] Da Silva LFM, Dillard DA, Blackmann B , Adams RD. Testing Adhesive Joints – Best Practices. Weinheim: Wiley-VCH; 2012.
- [44] Da Silva LFM, Öchsner A, Adams RD. Handbook of adhesion technology. Berlin Heidelberg: Springer Verlag; 2011.
- [45] Pirgon O, Wostenholm GH, Yates B. Thermal expansion at elevated temperatures - IV. Carbon-fibre composites. Journal of Physics D: Applied Physics 1973; 6 (3): 309 – 21.
- [46] Willbourn AH. The glass transition in polymers with the $(CH_2)_n$ Group. Transactions of the Faraday Society 1958; 54: 717 – 29.
- [47] Akkerman R. On the properties of quasi-isotropic laminates. Composites Part B: Engineering 2002; 33 (2): 133 – 40.
- [48] Puck A. Zur Beanspruchung und Verformung von GFK-Mehrschichtverbund-Bauelementen. Teil 1. Grundlagen zur Spannungs- und Verformungsanalyse. Kunststoffe 1967. 57 (4): 284 – 93.
- [49] Förster R, Knappe W. Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Reißbildungsgrenze an zweischichtigen Wickelrohren aus Glasfaser/Kunststoff unter Innendruck. Kunststoffe 1971; 61 (8): 583 – 8.
- [50] Schneider W. Mikromechanische Betrachtung von Bruchkriterien unidirektional verstärkter Schichten aus Glasfaser/Kunststoff. Dissertation. Darmstadt; 1974.
- [51] Schneider W. Thermische Ausdehnungskoeffizienten und Wärmespannungen faserverstärkter Kunststoffe. Kohlenstoff- und aramidfaserverstärkte Kunststoffe. Düsseldorf: VDI Verlag; 1977.
- [52] Mahnken R. Simulation of strength difference coupled to softening in elasto-plasticity for adhesive materials. Int. Journal of Adhesion and Adhesives 2012; 32: 1 – 14.
- [53] DIN EN ISO 527-2: Kunststoffe – Bestimmung der Zugeigenschaften – Teil 2: Prüfbedingungen für Form- und Extrusionsmassen; 2012.

- [54] Meuwissen MHH, De Boer HA, Steijvers HLAH, Schreurs PJG, Geers MGD. Residual Stress in Microelectronics induced by thermoset packaging materials during cure. *Microelectronics Reliability* 2004; 44 (12): 1985 – 94.
- [55] Perzyna P. Thermodynamik Theory of Viscoplasticity. *Advanced in Applied Mechanics* 1971; 11: 313 – 54.
- [56] Paulke S. UMAT Adhesive Theory Manual. V93. München: Handbuch BMW; 2014.
- [57] Simó JC, Hughes TJR. *Computational Inelasticity – Interdisciplinary Applied Mathematics*. Berlin Heidelberg: Springer Verlag; 1998.
- [58] Schlimmer M. Fließverhalten plastisch kompressibler Werkstoffe. Dissertation. Aachen; 1974.
- [59] Schlimmer M. Grundlagen zur Berechnung des mechanischen Verhaltens von strukturellen Klebverbindungen des Fahrzeugbaus. 10. Paderbornder Symposium Fügetechnik Mechanisches Fügen und Kleben: Proceedings; 2003.
- [60] Mahnken R, Schlimmer M. Simulation of strength difference in elasto-plasticity for adhesive materials. *Int. Journal for Numerical Methods in Engineering* 2005; 63 (10): 1461 – 77.
- [61] Mahnken R, Hentrich M. On the combination of a UMAT-subroutine and cohesive elements for simulation of adhesive materials. *ABAQUS-User Conference: Proceedings of the CD*; 2005.
- [62] Mahnken R. Strength difference in compression and tension and pressure dependence of yielding in elasto-plasticity. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 2001; 190 (39): 5057 – 80.
- [63] Mahnken R. Theoretical, numerical and identification aspects of a new model class for ductile damage. *Int Journal of Plasticity* 2002; 18 (7): 801 – 31.
- [64] Bornemann J, Schlimmer M. Berechnung und Auslegung von Klebverbindungen (Teil 2). *Adhäsion Kleben & Dichten* 2004; 48 (6): 40 – 2.