

# **Zur Festigkeitsbewertung von FKV-Metall-Klebverbindungen mit intralaminarer Rissinitiierung unter Einfluss von Temperatur und zyklischen Lasten**

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

**DOKTORS DER INGENIEURWISSENSCHAFTEN (Dr.-Ing.)**

von der KIT-Fakultät für Maschinenbau des  
Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)

angenommene

**DISSERTATION**

von

**M.Eng. Jens-David Wacker**

Tag der mündlichen Prüfung: 21.05.2026

Erster Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Frank Henning

Zweiter Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Andreas Büter



# Kurzfassung

Vor dem Hintergrund der Entwicklung energieeffizienter Mobilitätstechnologien mit minimalem Ressourcenverbrauch rückt der Leichtbau zunehmend in den Fokus. Strukturelle Klebverbindungen zwischen Komponenten aus Faser-Kunststoff-Verbund (FKV) und Metall kommen dabei zunehmend in Anwendungen unter hohen Betriebs- und Temperaturlasten zum Einsatz. Derartige FKV-Metall-Klebverbindungen weisen eine Vielzahl potenzieller Versagensmoden auf, die in der Auslegung berücksichtigt werden müssen. Ein Versagensmodus stellt die intralaminare Rissinitiierung in die äußerste Schicht des FKV-Fügeteils am Überlappungsende der Klebverbindung dar. In dieser Arbeit wird eine anwendungsorientierte Methode zur Festigkeitsbewertung dieses Versagensmodus unter dem Einfluss von Temperatur und zyklischen Lasten auf Grundlage des PUCK-Kriteriums aufgezeigt. Die Untersuchungen erfolgen an einer repräsentativen CFK-Aluminium-Scherzugprobe unter Verwendung eines 1K-Epoxidklebstoffs. Hierfür wird eine umfangreiche experimentelle Charakterisierung sowohl der Einzelkomponenten als auch der Klebverbindung durchgeführt. Diese umfasst quasi-statische Versuche bei den Temperaturstufen  $-40\text{ °C}$ ,  $23\text{ °C}$ ,  $110\text{ °C}$  und  $150\text{ °C}$  sowie zyklische Versuche bei  $23\text{ °C}$  unter einem zugschwellenden Lastverhältnis. Mithilfe einer Finite-Elemente-Simulation der Scherzugprobe werden die Schichtanstressungen im FKV analysiert. Über eine Konvergenzanalyse wird ein Ansatz zur örtlichen Spannungsbewertung im Bereich der numerischen Singularität am Überlappungsende aufgezeigt. Die Festigkeitsbewertung über die Formulierung eines temperatur- und schwingenspielzahlabhängigen PUCK-Kriteriums zeigt eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen. Einen entscheidenden Einfluss haben dabei die Berücksichtigung von thermischen Eigenspannungen in der Klebverbindung sowie das nicht-lineare Modellverhalten.



# Abstract

Lightweight design contributes significantly to the development of energy-efficient mobility technologies with minimal resource consumption. In this context, structural adhesive joints between fiber-reinforced polymers (FRP) and metals are increasingly used in applications exposed to high fatigue and temperature loads. However, FRP-metal adhesive joints exhibit several potential failure modes that must be addressed in the design process. One relevant failure mode is the intralaminar crack initiation in the outer ply of the FRP adherend at the overlap end of the adhesive joint. This work presents an application-oriented method for assessing the strength of this failure mode under the influence of temperature and cyclic loading based on the PUCK failure criterion. The investigation is conducted using a representative CFRP-aluminum single-lap shear specimen bonded with a one-component epoxy adhesive. An extensive experimental characterization of both the individual materials and the adhesive joint is performed, including quasi-static tests at  $-40\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $23\text{ }^{\circ}\text{C}$ ,  $110\text{ }^{\circ}\text{C}$ , and  $150\text{ }^{\circ}\text{C}$  as well as cyclic tests at  $23\text{ }^{\circ}\text{C}$  under a tensile load ratio. Finite element simulations of the lap shear specimen are used to evaluate the ply stresses in the FRP under mechanical and thermal loading. A convergence study is carried out to establish a local stress evaluation approach in the region of the numerical singularity at the overlap end. The proposed strength assessment based on a temperature- and cycle-dependent formulation of the PUCK failure criterion shows good agreement with the experimental results. The treatment of thermally induced residual stresses in the adhesive joint and the consideration of nonlinear model behavior are found to have a significant influence on the accuracy of the prediction.



# Inhaltsverzeichnis

<b>Kurzfassung</b> .....	<b>i</b>
<b>Abstract</b> .....	<b>iii</b>
<b>Inhaltsverzeichnis</b> .....	<b>v</b>
<b>Abbildungsverzeichnis</b> .....	<b>ix</b>
<b>Tabellenverzeichnis</b> .....	<b>xiii</b>
<b>Abkürzungsverzeichnis</b> .....	<b>xv</b>
<b>Symbolverzeichnis</b> .....	<b>xvii</b>
<b>Danksagung</b> .....	<b>xix</b>
<b>1 Einleitung</b> .....	<b>1</b>
1.1 Motivation.....	1
1.2 Zielsetzung.....	3
1.3 Vorgehensweise.....	4
<b>2 Grundlagen und Stand der Forschung</b> .....	<b>6</b>
2.1 Faser-Kunststoff-Verbunde .....	6
2.1.1 Werkstoffeigenschaften.....	6
2.1.2 Statisches Versagenskriterium nach PUCK.....	8
2.1.3 Einfluss von Temperatur .....	13
2.1.4 Einfluss von zyklischen Lasten .....	17
2.1.5 <i>In situ</i> -Effekt.....	21
2.2 FKV-Metall-Klebverbindungen.....	21
2.2.1 Definition und Gestaltungsparameter.....	22
2.2.2 Versagensmoden.....	24
2.2.3 Einflüsse auf FKV-Fügeteilversagen.....	26
2.2.4 Einfluss von Temperatur .....	29
2.2.5 Einfluss von zyklischen Lasten .....	31
2.2.6 Festigkeitsbewertung der intralaminaren Rissinitiierung.....	32
2.3 Schlussfolgerungen und Fokussierung der Arbeit .....	34
2.3.1 Schlussfolgerungen.....	34
2.3.2 Fokussierung der Arbeit .....	35
<b>3 Experimentelle Analysen</b> .....	<b>37</b>
3.1 Materialauswahl und Herstellungsverfahren .....	37
3.1.1 Faser-Kunststoff-Verbund.....	37
3.1.2 Klebstoff.....	39
3.1.3 Aluminiumlegierung.....	39
3.2 Prüfstände und experimentelle Methoden .....	39
3.2.1 Prüfstände.....	39

3.2.2	Messmittel.....	40
3.2.3	Schädigungsdetektion.....	41
3.3	Charakterisierung des Faser-Kunststoff-Verbunds.....	44
3.3.1	Versuchsziel und Probekörper.....	44
3.3.2	Quasi-statische Charakterisierung des FKV unter Temperatureinfluss..	44
3.3.3	Thermische Charakterisierung des FKV.....	53
3.3.4	Zyklische Charakterisierung des FKV.....	56
3.4	Charakterisierung des Aluminiums.....	61
3.4.1	Versuchsziel und Probekörper.....	61
3.4.2	Prüfumgebung.....	61
3.4.3	Quasi-statische Charakterisierung unter Temperatureinfluss.....	62
3.5	Charakterisierung der Klebschicht.....	63
3.5.1	Versuchsziel und Probekörper.....	63
3.5.2	Probekörperherstellung und Prüfumgebung.....	64
3.5.3	Quasi-statische Versuche unter Temperatureinfluss.....	66
3.6	Versuche an FKV-Metall-Klebverbindung.....	69
3.6.1	Versuchsziel.....	69
3.6.2	Herstellung der Probekörper.....	69
3.6.3	Bestimmung der spannungsfreien Temperatur der Klebverbindung.....	71
3.6.4	Quasi-statische Versuche unter Temperatureinfluss.....	72
3.6.5	Zyklische Versuche.....	75
<b>4</b>	<b>Analytik.....</b>	<b>77</b>
4.1	Temperaturabhängiges PUCK-Kriterium.....	77
4.1.1	Analytische Ermittlung der Schubfestigkeit.....	77
4.1.2	Validierung des temperaturabhängigen PUCK-Kriteriums.....	78
4.2	Schwingspielzahlabhängiges PUCK-Kriterium.....	82
4.2.1	Analytische Ermittlung der Schwingfestigkeit unter Schub.....	82
4.2.2	Validierung des schwingspielzahlabhängigen PUCK-Kriteriums.....	83
<b>5</b>	<b>Numerische Analysen.....</b>	<b>87</b>
5.1	Modellierung der FKV-Metall-Klebverbindung.....	87
5.1.1	Software.....	87
5.1.2	Modellaufbau.....	87
5.1.3	Materialmodelle und Materialdaten.....	88
5.2	Konvergenzanalyse und örtliche Bewertung.....	91
5.2.1	Zielsetzung.....	91
5.2.2	Konvergenzanalyse.....	91
5.2.3	Örtliche Bewertung und Vernetzungsparameter.....	94
5.3	Analyse unter reiner Kraftbelastung.....	95
5.3.1	Verformungs- und Spannungsanalyse.....	95
5.3.2	Analyse von Einflussparametern.....	97
5.4	Analyse unter reiner thermischer Last.....	99
5.4.1	Verformungs- und Spannungsanalyse.....	99
5.4.2	Einfluss der interlaminaren thermischen Eigenspannungen.....	101
5.5	Analyse von nicht-linearem Verhalten.....	103

---

5.6	Fazit der numerischen Analysen.....	105
<b>6</b>	<b>Festigkeitsbewertung der FKV-Metall-Kleiverbindung .....</b>	<b>107</b>
6.1	Scherzugprobe unter quasi-statischer Last und Temperatureinfluss.....	107
6.1.1	Randbedingungen der Simulation .....	107
6.1.2	Festigkeitsbewertung und Validierung.....	109
6.1.3	Analyse der Schichtbeanspruchung bei Versagen.....	112
6.2	Scherzugprobe unter zyklischer Last.....	113
6.2.1	Festigkeitsbewertung und Validierung bei zyklischer Last.....	113
6.2.2	Analyse der Schichtbeanspruchung bei Versagen.....	116
6.3	Fazit zur Festigkeitsbewertung der intralaminaren Rissinitiierung .....	118
<b>7</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick.....</b>	<b>120</b>
7.1	Zusammenfassung .....	120
7.2	Ausblick.....	123
<b>8</b>	<b>Literatur .....</b>	<b>124</b>
<b>9</b>	<b>Vorabveröffentlichungen .....</b>	<b>135</b>
<b>Anhang</b>	<b>.....</b>	<b>136</b>



# Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1.1: Skizze zweier möglicher Versagensmoden von FKV-Metall-Kleberverbindungen .....	1
Abbildung 1.2: Einsatz von FKV-Metall-Kleberverbindungen aus Forschungsprojekten des Fraunhofer LBF zur Entwicklung von Leichtbaurädern .....	3
Abbildung 1.3: Schematische Darstellung der methodischen Vorgehensweise .....	4
Abbildung 2.1: Schematischer Aufbau von FKV-Laminaten.....	7
Abbildung 2.2: (a) Darstellung der Spannungskomponenten am UD-Verbund; (b) FB- und ZFB-Moden .....	9
Abbildung 2.3: (a) Spannungskomponenten auf einer um den Winkel $\theta$ gedrehten faserparallelen Wirkebene; (b) Bruchkörper der Wirkebene .....	11
Abbildung 2.4: Bruchkurve nach PUCK für den ESZ.....	13
Abbildung 2.5: Beispielhafte Darstellung der Überlagerung von thermischer Eigenspannung und lastbedingter Spannung.....	16
Abbildung 2.6: Beispielhafte Darstellung einer temperaturabhängigen Formulierung des PUCK-Kriteriums .....	16
Abbildung 2.7: Kenngrößen eines Schwingspiels mit verschiedenen Beispielen des Lastverhältnisses .....	17
Abbildung 2.8: Wöhlerdiagramm mit klassischer Bereichs- und Begriffsdefinition.....	18
Abbildung 2.9: Schematische Darstellung des Schädigungsverlaufs eines (0/90) <sub>s</sub> Probekörpers unter schwellender Zuglast .....	19
Abbildung 2.10: Schematisches Lebensdauer-ZFB-Diagramm.....	20
Abbildung 2.11: Übersicht der Gestaltungsparameter und Einflussgrößen von FKV-Metall-Kleberverbindungen .....	22
Abbildung 2.12: Auswahl an Bruchbilder einer Kleberverbindung und Bezeichnungen nach DIN EN ISO 10365.....	24
Abbildung 2.13: Schematische Darstellung von Schub- und Schäl- bzw. Normalspannungen einer einschnittig überlappten Kleberverbindung ...	25
Abbildung 2.14: Schematische Darstellung eines interlaminaren Schubbruchs.....	26
Abbildung 2.15: Schematische Darstellung eines intralaminaren Deckschichtversagens .....	26
Abbildung 2.16: Schematische Darstellung der Verformung und Überlagerung von Biege- und Axialspannungen in den Füge-teilen.....	30
Abbildung 2.17: Schematische Darstellung der Wöhlerkurven für die Rissinitiierung und den Ermüdungsbruch einer Kleberverbindung.....	31
Abbildung 2.18: Schematische Darstellung einer Wöhlerkurve mit schwingspielzahlabhängigem Wechsel des Versagensmodus.....	32

Abbildung 3.1: (a) Schematische Darstellung des Aufbaus zur Herstellung von CFK-Platten mittels Vakuuminfusionsverfahren; (b) Foto des Aufbaus platziert im Ofen zur Aushärtung .....	38
Abbildung 3.2: Servohydraulische Uniaxial-Prüfmaschinen des FRAUNHOFER LBF. ...	39
Abbildung 3.3: Beispielhafte Darstellung der Dehnungsauswertung mittels digitaler Bildkorrelation.....	41
Abbildung 3.4: Beispielhafte Darstellung der optischen Risserkennung im quasi-statischen Versuch mittels digitaler Bildkorrelation (DIC) .....	42
Abbildung 3.5: Beispielhafte Darstellung der optischen Risserkennung im zyklischen Versuch mittels digitaler Bildkorrelation (DIC).....	43
Abbildung 3.6: Beispielhafte Bildauswertung der intralaminaren Rissinitiierung aus einem zyklischen Versuch an einer geklebten Scherzugprobe.....	43
Abbildung 3.7: Prinzipieller Versuchsaufbau für die Prüfung von Flachproben und der verwendeten Messmittel .....	46
Abbildung 3.8: Spannung-Dehnung-Verhalten der UD0-Probekörper im quasi-statischen Zugversuch bei 23°C.....	47
Abbildung 3.9: Spannung-Dehnung-Verhalten der UD90-Probekörper im quasi-statischen Zugversuch bei verschiedenen Temperaturstufen.....	48
Abbildung 3.10: Nennspannung-Dehnung-Verhalten der KV45-Probekörper im quasi-statischen Zugversuch bei verschiedenen Temperaturstufen.....	49
Abbildung 3.11: Schubspannung-Gleitungsverhalten der UD-Schicht bis zum ersten Anriss im quasi-statischen Zugversuch an KV45°-Probekörpern .....	50
Abbildung 3.12: Verlauf der ermittelten mechanischen Kennwerte für die UD-Schicht über der Temperatur .....	51
Abbildung 3.13: Kraft-Weg-Verhalten von QI-Probekörpern im quasi-statischen Zugversuch bei verschiedenen Temperaturstufen .....	52
Abbildung 3.14: Nennspannung-Dehnung-Verhalten bis zum Anriss von QI-Probekörpern im quasi-statischen Zugversuch .....	52
Abbildung 3.15: Verlauf der Messwerte der thermischen Ausdehnungskoeffizienten für die UD-Schicht .....	54
Abbildung 3.16: Verformungsmessung einer asymmetrischen Prüfplatte beim Aufheizvorgang .....	55
Abbildung 3.17: Wöhlerdiagramm aus der zyklischen Charakterisierung an UD90-Probekörpern .....	57
Abbildung 3.18: Wöhlerdiagramm aus der zyklischen Charakterisierung an KV45-Probekörpern .....	58
Abbildung 3.19: Abgeleitetes Wöhlerdiagramm für die schichtbezogene Schubbeanspruchung .....	59
Abbildung 3.20: Wöhlerdiagramm aus der zyklischen Charakterisierung an QI-Probekörpern.....	60
Abbildung 3.21: Geometrische Abmessung des Aluminium-Probekörpers .....	61

Abbildung 3.22: Prinzipieller Versuchsaufbau für die Prüfung von Aluminium-Flachproben und der verwendeten Messmittel.....	62
Abbildung 3.23: Nennspannung-Dehnung-Verhalten der Aluminium-Probekörper im quasi-statischen Zugversuch.....	62
Abbildung 3.24: (a) Fügevorrichtung für den Fügeprozess der Grundproben; (b) Einspannung der Grundproben im uniaxialen Zugversuch .....	65
Abbildung 3.25: Skizze mit Maßkennzeichnungen (a) der runden Kopfbzugprobe; (b) der dicken Scherzugprobe.....	66
Abbildung 3.26: Nennspannung-Dehnung-Verhalten der runden Kopfbzugprobe (RKP) im quasi-statischen Zugversuch .....	66
Abbildung 3.27: Nennschubspannung-Dehnung-Verhalten der dicken Scherzugprobe (DSZ) im quasi-statischen Zugversuch .....	67
Abbildung 3.28: Verlauf der ermittelten Kennwerte für die Klebschicht über die Temperatur .....	69
Abbildung 3.29: Skizze der geklebten Scherzugprobe mit Abmessungen .....	70
Abbildung 3.30: Herstellung der Scherzugproben.....	70
Abbildung 3.31: Bestimmung der spannungsfreien Temperatur der Klebschicht .....	72
Abbildung 3.32: Prinzipieller Versuchsaufbau für die Prüfung der Scherzugproben und der verwendeten Messmittel.....	73
Abbildung 3.33: Kraft-Weg-Verhalten der geklebten FKV-Metall-Scherzugproben im quasi-statischen Zugversuch.....	73
Abbildung 3.34: Wöhlerdiagramm aus den zyklischen Versuchen an FKV-Metall-Scherzugproben mit Auswertung der intralaminaren Rissinitiierung ..	76
Abbildung 4.1: (a) Skizze des KV45-Probekörpers (b) Temperaturabhängige Bruchkurven für die UD-Schicht.....	78
Abbildung 4.2: (a) Vergleich der experimentell ermittelten Festigkeit der QI-Laminatprobe mit den per CLT berechneten Festigkeiten.....	81
Abbildung 4.3: (a) Experimentell ermittelte Wöhlerlinien UD90 und KV45 mit Kennzeichnung der zyklischen Festigkeit .....	83
Abbildung 4.4: Vergleich der experimentell ermittelten Wöhlerlinie des QI-Laminats mit den mittels CLT berechneten Schwingfestigkeiten.....	85
Abbildung 5.1: Finite-Elemente-Modell der FKV-Aluminium-Scherzugprobe.....	88
Abbildung 5.2: Plastische Dehnung-Spannung-Kurven zur elasto-plastischen Modellierung des Klebstoffs .....	91
Abbildung 5.3: Verlauf der ZFB-Anstrengung bei Variation von Elementgrößenparameter; (a) <i>EsizeX</i> (b) <i>noE/layer</i> .....	93
Abbildung 5.4: Verlauf der ZFB-Anstrengung bei Variation von Elementgrößen-Parameter; (a) <i>EsizeX</i> (b) <i>EsizeY</i> .....	94
Abbildung 5.5: Darstellung der Verformung mit einer Kraftbelastung von 5 kN .....	96
Abbildung 5.6: Verlauf der Schichtspannungen der äußersten 90°-Schicht.....	96

Abbildung 5.7: Verlauf der Anstrengung der äußersten 90°-Schicht für Faserbruch (FB), Zwischenfaserbruch (ZFB) und ZFB(2D).....	97
Abbildung 5.8: Ergebnis der numerischen Einflussanalyse .....	98
Abbildung 5.9: Darstellung der Verformung mit einer reinen Temperaturlast.....	100
Abbildung 5.10: Verlauf der ZFB-Anstrengung der äußersten 90°-Schicht .....	100
Abbildung 5.11: Verlauf der Schichtspannungen der äußersten 90°-Schicht .....	101
Abbildung 5.12: Verlauf der ZFB-Anstrengung der äußersten 90°-Schicht .....	103
Abbildung 5.13: Vergleich zwischen nicht-linearer und linearer Berechnung der Scherzugprobe .....	104
Abbildung 6.1: Auswertung der ZFB-Anstrengung aus der Simulation V1 (mit ILTE) für die jeweiligen Temperaturstufen.....	109
Abbildung 6.2: Auswertung der ZFB-Anstrengung aus der Simulation V2 (ohne ILTE) für die jeweiligen Temperaturstufen.....	110
Abbildung 6.3: Vergleich der experimentellen und der berechneten Versagenskraft für die jeweiligen Temperaturstufen .....	111
Abbildung 6.4: Darstellung der PUCK'schen Bruchkurven.....	112
Abbildung 6.5: Auswertung der ZFB-Anstrengung über die jeweiligen Lastschritte..	114
Abbildung 6.6: Vergleich der experimentell ermittelten Wöhlerlinie der Scherzugprobe mit den berechneten Wöhlerlinien.....	115
Abbildung 6.7: Darstellung des bei Erstversagen wirkenden Spannungsvektors .....	117

# Tabellenverzeichnis

Tabelle 3-1: Im Vakuuminfusionsverfahren hergestellte FKV-Platten .....	39
Tabelle 3-2: Versuchsmatrix für die quasi-statische Charakterisierung des FKV unter Temperatureinfluss .....	46
Tabelle 3-3: Mechanische Kennwerte für die UD-Schicht ermittelt aus den quasi-statischen Zugversuchen an UD0-Probekörpern .....	48
Tabelle 3-4: Mechanische Kennwerte für die UD-Schicht ermittelt aus den quasi-statischen Zugversuchen an UD90-Probekörpern .....	49
Tabelle 3-5: Festigkeit der KV45-Probekörper bei Anriss .....	50
Tabelle 3-6: Mechanische Kennwerte für die UD-Schicht ermittelt aus den quasi-statischen Zugversuchen an KV45-Probekörpern .....	51
Tabelle 3-7: Mechanische Kennwerte u für das QI-Laminat ermittelt aus den quasi-statischen Zugversuchen an QI-Probekörpern.....	54
Tabelle 3-8: Versuchsmatrix für die thermische Charakterisierung des FKV .....	54
Tabelle 3-9: Thermische Ausdehnungskoeffizienten für die UD-Schicht .....	56
Tabelle 3-10: Versuchsmatrix für die zyklische Charakterisierung des FKV.....	57
Tabelle 3-11: Parameter zur Beschreibung der Zeitfestigkeitsgeraden aus den zyklischen Versuchen an UD90-Probekörper .....	59
Tabelle 3-12: Parameter zur Beschreibung der Zeitfestigkeitsgeraden für die schichtbezogene Schubbeanspruchung .....	61
Tabelle 3-13: Parameter zur Beschreibung der Zeitfestigkeitsgeraden aus den zyklischen Versuchen an QI-Probekörper.....	62
Tabelle 3-14: Mechanische Kennwerte für die Aluminiumlegierung <i>EN-AW 6082</i> .....	64
Tabelle 3-15: Versuchsmatrix für die quasi-statische Charakterisierung der Klebschicht unter Temperatureinfluss.....	65
Tabelle 3-16: Repräsentative Bruchbilder der RKP für verschiedene Temperaturstufen .....	67
Tabelle 3-17: Repräsentative Bruchbilder der DSZ für verschiedene Temperaturstufen .....	68
Tabelle 3-18: Mechanische Kennwerte der Klebschicht ermittelt aus den quasi-statischen Zugversuchen an runder Kopfzugprobe (RKP) und dicker Scherzugprobe (DSZ).....	69
Tabelle 3-19: Repräsentative Bruchbilder der FKV-Metall-Scherzugproben für verschiedene Temperaturstufen.....	74
Tabelle 3-20: Ermittelte Kennwerte und Standardabweichung aus den Kraft-Weg-Verläufen der Scherzugversuche.....	75
Tabelle 3-21: Parameter zur Beschreibung der Zeitfestigkeitsgeraden für „Anriss“ und „Bruch“ aus den zyklischen Versuchen an Scherzugproben.....	77

Tabelle 4-1: Mittels Interpolation bestimmte Werte für die Schubfestigkeit der UD-Schicht .....	79
Tabelle 4-2: Experimentell ermittelte mechanische Kennwerte der UD-Schicht .....	80
Tabelle 4-3: Ergebnis der CLT-Analyse der äußersten 90°-Schicht des QI-Laminats (90/0/±45) für drei Lastfälle .....	81
Tabelle 4-4: Ermittelte <i>Insitu</i> -Faktoren sowie <i>Insitu</i> -Querzugfestigkeit zur Bewertung der querzugbeanspruchten Einzelschicht im Laminat .....	83
Tabelle 4-5: Stützpunkte zur Formulierung des schwingspielzahlabhängigen PUCK-Kriteriums .....	84
Tabelle 4-6: Ergebnis der CLT-Berechnung der äußersten 90°-Schicht des QI-Laminats (90/0/±45) für drei Lastfälle .....	85
Tabelle 4-7: Ergebnis der experimentell ermittelten Schwingfestigkeit und der mittels CLT berechneten Schwingfestigkeit.....	86
Tabelle 5-1: Materialkennwerte zur linear-elastischen Modellierung der unidirektionalen Einzelschichten.....	89
Tabelle 5-2: Materialkennwerte zur linear-elastischen Modellierung der Aluminium-Komponente.....	89
Tabelle 5-3: Materialkennwerte zur linear-elastischen Modellierung der Klebschicht..	90
Tabelle 5-4: Grenzspannung zwischen linear-elastischem und plastischem Bereich zur elasto-plastischen Modellierung der Klebschicht .....	90
Tabelle 5-5: Parameter der Konvergenzanalyse zur Beschreibung der variierenden Elementgröße.....	92
Tabelle 5-6: Ausgewählte Vernetzungsparameter und Bild der resultierenden Vernetzung.....	95
Tabelle 5-7: Parameter mit variierenden Werten für die Einflussanalyse der Scherzugprobe unter Kraftbelastung .....	98
Tabelle 5-8: Simulationsvarianten zur Analyse des Einflusses der interlaminaren thermischen Eigenspannungen (ILTE) .....	102
Tabelle 6-1: Lastschritt 1: Thermische Last .....	108
Tabelle 6-2: Lastschritt 2: Äußere Kraft .....	108
Tabelle 6-3: Versagenskräfte bei der intralaminaren Rissinitiierung für das Experiment bzw. die Berechnung .....	111
Tabelle 6-4: Schichtspannungen aus der Simulation ohne ILTE (V2) bei Erstversagen durch ZFB.....	112
Tabelle 6-5: Versagensoberlasten bei der intralaminaren Rissinitiierung für das Experiment bzw. die Berechnung.....	115
Tabelle 6-6: Schichtspannungen aus der Simulation V3 der Scherzugprobe bei Erstversagen unter zyklischer Belastung .....	116

# Abkürzungsverzeichnis

AL	Aluminium
BMBF	Bundesministerium für Bildung und Forschung
CF	Kohlenstofffaser
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CLT	Klassische Laminattheorie (engl. Classical Laminate Theory)
DIC	Digital Image Correlation
EP	Epoxid
ESZ	Ebener Spannungszustand
et. al.	et alia (deutsch: und andere)
EU	Europäische Union
FB	Faserbruch
FEM	Finite-Elemente-Methode
FKV	Faser-Kunststoff-Verbund
GF	Glasfaser
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
IGF	industrielle Gemeinschaftsforschung
ILTE	interlaminare thermische Eigenspannung
KTE	Komponentenbezogene thermische Eigenspannung
KLuB	Instituts für Konstruktiven Leichtbau und Bauweisen
KV	Kreuzverbund
PUR	Polyurethan
QI	quasi-isotrop
REM	Raster-Elektronen-Mikroskop
RTM	Resin Transfer Moulding
sek.	Sekunde
SFT	Spannungsfreie Temperatur (engl. stress free temperature)

SLJ	engl. Single lap joint
sog.	sogenannte
TE	Thermische Eigenspannung
u.a.	unter anderem
UD	unidirektional
VAP	Vacuum Assisted Process
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
WL	Wöhlerlinie
z. B.	zum Beispiel
ZFB	Zwischenfaserbruch

# Symbolverzeichnis

## Lateinische Buchstaben

$A$	mm <sup>2</sup>	Fläche
$A_0$	mm <sup>2</sup>	Ausgangsquerschnittsfläche
$d_{KS}$	mm	Klebschichtdicke
$E_i$	MPa	Elastizitätsmodul; $i \in \{1,2,3,x,y,z\}$
$F$	N	Kraft
$F_x$	N	Kraft in $x$ -Richtung
$F_{x,Anriss}$	N	Versagenskraft in $x$ -Richtung bei Anriss
$F_{x,o}$	N	Oberkraft in $x$ -Richtung
$f$	Hz	Frequenz
$f_E$	-	Anstrengung
$f_{E,ZFB}$	-	Zwischenfaserbruch-Anstrengung
$f_{E,FB}$	-	Faserbruch-Anstrengung
$f_S$	-	Streckungsfaktor
$G_{ij}$	MPa	Gleitmodul; $ij \in \{1,2,3,x,y,z\}$
$k$	-	Steigung der Wöhlerlinie
$l_{\ddot{u}}$	mm	Überlappungslänge
$M_b$	Nm	Biegemoment
$N_{Anriss}$	-	Anrisschwingspielzahl
$N_B$	-	Bruchschwingspielzahl
$p_{ij}$	-	Neigungsparameter (PUCK); $i,j \in \{1,2,3,x,y,z\}$
$\mathcal{R}$	-	Lastverhältnis
$R_{ij}$	MPa	Bruchwiderstand (PUCK); $i,j \in \{\perp, \parallel\}$
$R_{kl}$	MPa	Festigkeit $k,l \in \{1,2,3,x,y,z\}$
$rot_i$	°	Rotation; $i \in \{1,2,3,x,y,z\}$
$s$	mm	Strecke
$T$	°C	Temperatur

$\Delta T$	K	Temperaturdifferenz
$T_B$	°C	Betriebstemperatur
$T_g$	°C	Glasübergangstemperatur
$T_{SF,KV}$	°C	Spannungsfreie Temperatur der Klebverbindung
$T_{SF,L}$	°C	Spannungsfreie Temperatur des Laminats
$u_i$	mm	Verschiebung; $i \in \{1,2,3,x,y,z\}$
$x$	-	Richtung im Laminat-Koordinatensystem
$y$	-	Richtung im Laminat-Koordinatensystem
$z$	-	Richtung im Laminat-Koordinatensystem

Griechische Buchstaben

$\alpha_{T,i}$	10 <sup>-6</sup> /K	Thermischer Ausdehnungskoeffizient; $i \in \{1,2,3,x,y,z\}$
$\gamma_{ij}$	%	Schubverzerrung; $i,j \in \{1,2,3,x,y,z\}$
$\varepsilon_i$	%	Dehnung; $i \in \{1,2,3,x,y,z\}$
$\nu_{ij}$	-	Querkontraktionszahl; $i,j \in \{1,2,3,x,y,z\}$
$\sigma_Y$	MPa	Grenzspannung
$\sigma_a$	MPa	Spannungsamplitude
$\sigma_i$	MPa	Normalspannung; $i \in \{1,2,3,x,y,z\}$
$\sigma_o$	MPa	Oberspannung
$\sigma_u$	MPa	Unterspannung
$\{\sigma\}^{Fx}$	MPa	Kraftbedingter Spannungsvektor
$\{\sigma\}^L$	MPa	Lastbedingter Spannungsvektor
$\{\sigma\}^{\Delta T}$	MPa	Thermischer Eigenspannungsvektor
$\{\sigma\}_{fr}$	MPa	Bruchspannungsvektor
$\tau_{ij}$	MPa	Schubspannung; $i,j \in \{1,2,3,x,y,z\}$
$\tau_{n1}$	MPa	Normal-Längs-Schubspannung
$\tau_{nt}$	MPa	Normal-Quer-Schubspannung
$\alpha$	°	Faserwinkel
$\theta$	°	Bruchwinkel

# Danksagung

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am *Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF* in Darmstadt in der Abteilung *Betriebsfester und funktionsintegrierter Leichtbau* sowie in der Abteilung *Elektromechanik und Automatisierung*.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Professor Frank Henning vom *Institut für Fahrzeugsystemtechnik* des *Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)* für die Unterstützung meiner Arbeit und die Übernahme des Hauptreferats. Darüber hinaus danke ich Herrn Professor Andreas Büter von der *Hochschule Darmstadt* für die fachliche Betreuung und die Übernahme des Koreferats.

Während meiner Tätigkeit am *Fraunhofer LBF* durfte ich im Rahmen verschiedener Projekte eine ausgeprägte Hilfsbereitschaft und kompetente Unterstützung durch meine Kolleginnen und Kollegen erfahren. Besonders bedanken möchte ich mich bei Julia Decker und Dominik Laveuve für die zahlreichen Anregungen und fachlichen Diskussionen im Zusammenhang mit dieser Arbeit. Des Weiteren danke ich Dominik Spancken und Daniel Fritz für die Unterstützung der Versuchsdurchführung sowie Michael Matthias für die organisatorische Unterstützung als Abteilungsleiter. Besonders erwähnen möchte ich auch die engagierten Studierenden Anneke Lampe, Mohamed Kachouri und Vincent Rachor, die im Rahmen ihrer Abschlussarbeiten zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Großer Dank gilt außerdem meiner Familie und Freunden, die mich vor allem in der letzten Promotionsphase durch vielseitige praktische Unterstützungen entlastet haben. Meinen Eltern danke ich besonders für die Begleitung meiner persönlichen und beruflichen Entwicklung und die Unterstützung in schwierigen Phasen. Ganz besonders danke ich dir, Tamara, für deine Geduld, deinen Rückhalt und deine Zuversicht in dieser intensiven Zeit. Zusammen mit unseren Kindern Malou und Alwin schenkt ihr mir viel Freude und Ausgleich.

Darmstadt, im März 2026

*Jens-David Wacker*



# 1 Einleitung

## 1.1 Motivation

Vor dem Hintergrund der zunehmenden Elektromobilität, der Erreichung von Klimazielen und des steigenden Umweltbewusstseins der Gesellschaft rückt der Leichtbau zunehmend in den Fokus der Entwicklung zukünftiger Mobilitätstechnologien [1]. Im Vordergrund stehen die Erzielung von effizienten Energiesystemen mit minimalem Ressourcenverbrauch, hohen Reichweiten und niedrigen Betriebskosten. Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) finden mittlerweile breite Anwendung in Luft- und Raumfahrt, Automobilbau sowie Schiffs- und Schienenverkehr [2 bis 5]. Aufgrund der hohen spezifischen Festigkeiten und Steifigkeiten bietet FKV ein hohes Leichtbaupotential. Weitere Vorteile sind eine gute Resistenz gegenüber Ermüdung, Impact, Korrosion und thermischen Beanspruchungen. Metallische Leichtbaukomponenten bieten u.a. Vorteile aufgrund ihrer günstigen und flexiblen Bearbeitbarkeit, sodass ein *Multi-Material-Design* häufig zur optimalen Ausnutzung der werkstoffspezifischen Vorteile führt [6].

Für die notwendige strukturelle Verbindung dieser hybriden FKV-Metall-Strukturen bieten Klebverbindungen entscheidende Vorteile wie eine flächige und fasergerechte Lasteinleitung, geringe mechanische Beanspruchungen beim Fügeprozess sowie eine Gewichtersparnis durch Vermeidung von mechanischen Fügeelementen [7, 8]. Allerdings ist im Vergleich zu metallisch geklebten Komponenten das Versagensverhalten von geklebten FKV-Komponenten vielseitiger und komplexer. So können neben dem kohäsiven Versagen der Klebschicht auch Versagensmoden im FKV-Fügeteil auftreten (s. Abbildung 1.1) [9]. Das Versagen beginnt häufig mit einer Rissinitiierung am Überlappungsende der Klebverbindung im Bereich der Klebefuge. Aufgrund der geometrischen Unstetigkeit kommt es hier zu starken Spannungsüberhöhungen. Im Falle von FKV-Fügeteilversagen erfolgt die Rissinitiierung meist in die äußerste Laminatschicht (*intralaminar*). Im weiteren Rissverlauf kann es zur Delamination zwischen der ersten und zweiten Schicht (*interlaminar*) und zum finalen Schubbruch kommen [9, 10].



Abbildung 1.1: Skizze zweier möglicher Versagensmoden von FKV-Metall-Klebverbindungen; die Rissinitiierung erfolgt häufig am Überlappungsende aufgrund der hier wirkenden Spannungsspitzen

Die Auslegung von Klebverbindungen in der industriellen Praxis erfolgt häufig nach kontinuumsmechanischen Ansätzen mithilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) [11, 12]. Für die Festigkeitsbewertung ist dabei die Berücksichtigung aller Versagensmoden notwendig, um das kritischste Szenario zu identifizieren. **Während es für die Bewertung des kohäsiven Klebschichtversagens eine Vielzahl an Methoden gibt, ist eine anwendungsorientierte**

**Festigkeitsbewertung zum FKV-Fügeteilversagen noch Gegenstand der Forschung** [13, 14]. Herausforderungen stellen u.a. die Vielzahl an Gestaltungsparametern (z. B. Faserarchitektur und -orientierung, Gestaltung der Klebefuge, etc.), die Bewertung der komplexen Spannungszustände am Überlappungsende, sowie das Auftreten von thermischen Eigenspannungen nach dem Aushärteprozess der Klebverbindung dar. Für die Festigkeitsbewertung von ungestörten FKV-Laminaten existieren hingegen klassische Versagenskriterien, wie z. B. dem PUCK-Kriterium [15]. Dabei erfolgt eine schichtweise Bewertung des Erstschichtversagens mit Differenzierung der Versagensformen wie Faserbruch (FB) und Zwischenfaserbruch (ZFB). Das PUCK-Kriterium wird von der VDI-Richtlinie 2014 [16] empfohlen und hat sich in der industriellen Praxis bewährt. **Es stellt sich somit die Frage, inwiefern ein solches klassisches Kriterium für die Festigkeitsbewertung des FKV-Fügeteilversagens, insbesondere der intralaminaren Rissinitiierung, herangezogen werden kann.**

Eine Vielzahl an experimentellen Untersuchungen liefern bereits Erkenntnisse über die relevanten Einflussparameter auf das FKV-Fügeteilversagen [13, 17]. Kritisch ist insbesondere die Verwendung von Gelegen, bei denen die Faserorientierung der äußersten Schicht nicht der Lastrichtung entspricht. Zwar empfehlen Gestaltungsrichtlinien eine Orientierung der Deckschicht in Lastrichtung [9, 13], besonders bei komplexen Bauteilgeometrien oder variierenden Lastrichtungen lässt sich dies jedoch nicht immer konstruktiv umsetzen. Gestaltungsmaßnahmen, die dem FKV-Fügeteilversagen entgegenwirken können, sind beispielsweise die Verwendung von speziellen Gewebedeckschichten, zusätzliche Fügeelemente (z. B. Nieten) oder die Verwendung von Klebstoffen mit reduzierter Festigkeit [9, 13]. Diese Maßnahmen erfordern allerdings Kompromisse in Bezug auf Leichtbau, Fertigungsaufwand oder Performance.

Die fortschreitende Entwicklung der strukturellen Klebstoffe hinsichtlich ihrer mechanischen Eigenschaften und thermischen Beanspruchbarkeit erweitert das Einsatzpotential der Klebverbindungen [18, 19]. Selbst für sicherheitskritische Strukturen, wie z. B. Rad- oder Fahrwerkskomponenten unter signifikantem Temperatureinfluss der Bremse oder des Motors, kommen FKV-Metall-Klebverbindungen zunehmend in Betracht. So befassen sich beispielsweise Forschungsprojekte am *Fraunhofer LBF* in Darmstadt mit der Entwicklung von Leichtbaurädern für Flugzeug [20] und PKW [21] unter dem Einsatz von FKV-Metall-Klebverbindungen (s. Abbildung 1.2). Diese müssen hohen Betriebslasten standhalten. Des Weiteren müssen extreme Einsatztemperaturen im Bereich zwischen  $-40\text{ °C}$  und  $150\text{ °C}$  ertragen werden [21]. Solche großen Temperaturdifferenzen haben Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften insbesondere der FKV-Matrix und des Klebstoffs [18]. Zum anderen kommt es aufgrund der unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten von FKV und Metall zu thermischen Eigenspannungen in der Verbindung [18]. Experimentelle Untersuchungen zeigen zudem, dass temperaturabhängige als auch schwingenzahlabhängige Wechsel zwischen den Versagensmoden der Klebverbindung auftreten können [22, 23]. Einer differenzierten Festigkeitsbewertung von Klebschichtversagen und Fügeteilversagen kommt daher große Bedeutung zu. **In Bezug auf die Bewertung des FKV-Fügeteilversagens unter Berücksichtigung des Einflusses von Temperatur und zyklischen Lasten ergibt sich ein weiterer Forschungsbedarf.**

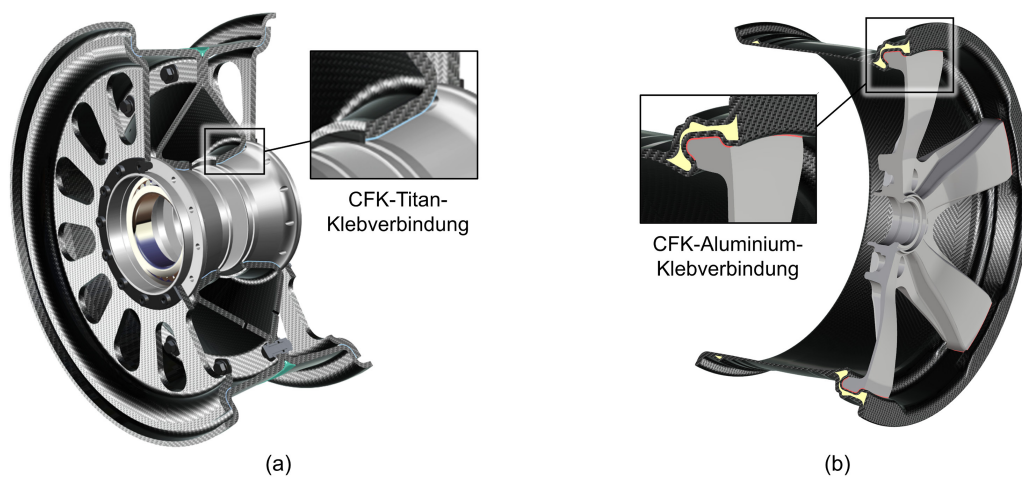


Abbildung 1.2: Einsatz von FKV-Metall-Klebverbindungen aus Forschungsprojekten des *Fraunhofer LBF* zur Entwicklung von Leichtbauwärdern: (a) Flugzeugrad: Klebverbindung zwischen der Radstruktur aus CFK und der Radnabe aus Titan [20]; (b) PKW-Rad: Klebverbindung zwischen der Felge aus CFK und dem Radstern aus Aluminium [21]

## 1.2 Zielsetzung

Übergeordnetes Ziel der Arbeit ist das Aufzeigen einer Methode zur anwendungsorientierten Festigkeitsbewertung der intralaminaren Rissinitiierung in FKV-Metall-Klebverbindungen. Im Fokus stehen dabei experimentelle und numerische Analysen folgender Fragestellungen:

- Inwiefern können klassische Versagenskriterien für FKV (z. B. PUCK-Kriterium) zur Bewertung herangezogen werden?
- Wie kann eine örtliche Bewertung der Spannungskomponenten im Bereich der numerischen Singularität am Überlappungsende erfolgen?
- Welchen Einfluss haben extreme Einsatztemperaturen und thermische Eigenspannungen auf die intralaminare Rissinitiierung?
- Inwiefern kann eine Festigkeitsbewertung auch für zyklischen Lasten erfolgen?

Aufgrund der inhaltlichen Breite und Komplexität des Themengebiets ist eine sinnvolle Eingrenzung vor allem hinsichtlich Materialauswahl und Versuchsdurchführung erforderlich (s. Kapitel 2.3.2). Demnach werden die Untersuchungen am repräsentativen Beispiel einer CFK-Aluminium-Klebverbindung unter Verwendung eines einkomponentigen Epoxid-Klebstoffs durchgeführt. Als repräsentativer Probekörper der Klebverbindung wird die Scherzugprobe nach DIN EN 1465 [24] herangezogen. Für die Verbindungsgestaltung werden Parameter gewählt, welche sich nach dem aktuellen Stand der Forschung als kritisch hinsichtlich intralaminarer Rissinitiierung erweisen. Dazu zählt u.a. die Gestaltung des Laminats mit einer Deckschichtorientierung unter 90° zur Lastrichtung. Die temperaturabhängige Charakterisierung erfolgt anhand von quasi-statischen Versuchen bei vier festgelegten Temperaturstufen: -40 °C, 23 °C, 110 °C und 150 °C. Die zyklischen Versuche erfolgen bei Raumtemperatur unter zugschwellender Last mit konstanten Amplituden. Die Übertragbarkeit der Ergebnisse dieser Arbeit auf Bereiche außerhalb dieser Eingrenzungen ist in Folgearbeiten zu prüfen (s. „Ausblick“ in Kapitel 7.2).

## 1.3 Vorgehensweise

Zur Erreichung der Zielsetzung wird das in Abbildung 1.3 skizzierte methodische Vorgehen angewandt. Neben der Recherche zum Stand der Forschung (s. Kapitel 2) besteht dieses aus einem multidisziplinären Entwicklungsprozess mit den vier Phasen „Experiment“, „Analytik“, „Simulation“ und „Validierung“.

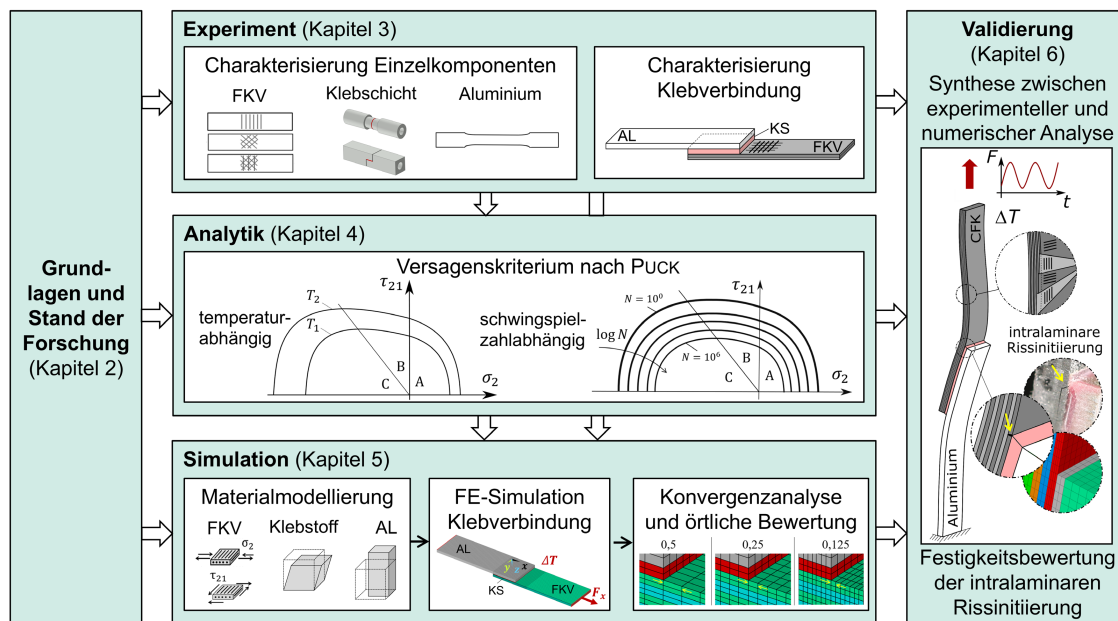


Abbildung 1.3: Schematische Darstellung der methodischen Vorgehensweise

Die erste Phase „Experiment“ beinhaltet die Materialauswahl und die experimentellen Analysen (s. Kapitel 3). Im Fokus stehen die Charakterisierung der Einzelkomponenten FKV, Aluminium und Klebstoff sowie der repräsentativen Klebverbindung. Dafür werden quasi-statische Versuche bei unterschiedlichen Temperaturstufen, sowie zyklische Versuche bei Raumtemperatur durchgeführt. Insbesondere der Charakterisierung des FKV kommt große Bedeutung zu. Für eine schichtweise Versagensanalyse müssen die mechanischen Kennwerte der unidirektionalen Einzelschicht längs und quer zur Faserrichtung ermittelt werden. Zudem erfolgen Versuche am quasi-isotropen Laminat für die Validierung der Festigkeitsbewertung auf Laminatenebene. Für die Charakterisierung des Klebstoffs werden sog. Grundproben in Form einer runden Kopfzugprobe und dicken Scherzugprobe herangezogen. Diese ermöglichen die Analyse der Dünnschichtklebung unter den relevanten Beanspruchungsarten Zug und Scherung. Die Charakterisierung des Aluminiums erfolgt an Flachzugproben. Neben der Ermittlung von Festigkeiten und Steifigkeiten der Komponenten werden auch relevante thermische Eigenschaften bestimmt. Dazu gehören die Wärmeausdehnungskoeffizienten sowie die Glasübergangstemperaturen von Klebstoff und FKV-Matrix. Zudem werden die thermischen Eigenspannungen aus dem Aushärtprozess des Laminats, als auch der Klebverbindungen ermittelt. Bei der repräsentativen Klebverbindung handelt es sich um eine einfach überlappte Scherzugprobe (*single lap joint*). Bei Versuchen unter Temperatureinfluss und zyklischer Last wird die intralaminare Rissinitiierung in der äußersten 90°-Schicht des FKV-Fügeteils ausgewertet.

Die zweite Phase beinhaltet die „Analytik“ (s. Kapitel 4). Dazu gehört die Formulierung des Versagenskriteriums nach PUCK mit den zuvor experimentell ermittelten Kennwerten des FKV. Das Kriterium nach PUCK ermöglicht eine Differenzierung der schichtbezogenen Versagensarten Faserbruch (FB) und Zwischenfaserbruch (ZFB). Insbesondere der ZFB-Modus A bei querzugdominierender Schichtbeanspruchung ist im Zusammenhang mit der intralaminaren Rissinitiierung von Interesse. Aus dem Stand der Forschung werden zwei Ansätze zur Erweiterung des PUCK-Kriteriums identifiziert. Dabei handelt es sich zum einen um eine temperaturabhängige und zum anderen um eine schwingungszahlabhängige Formulierung des PUCK-Kriteriums. Diese werden in der Arbeit herangezogen, um eine Festigkeitsbewertung des FKV unter Einfluss von Temperatur und zyklischen Lasten zu ermöglichen. Über eine analytische Berechnung nach Klassischer Laminattheorie (CLT) wird die Festigkeitsbewertung auf Laminatenebene validiert.

In der dritten Phase „Simulation“ werden die numerischen Analysen der FKV-Metall-Klebverbindung durchgeführt (s. Kapitel 5). Auf Basis der experimentellen Charakterisierung der Einzelkomponenten FKV, Klebstoff und Aluminium werden Materialmodelle für die Simulation der Klebverbindung definiert, welche nach der Finite-Elemente-Methode (FEM) erfolgt. Anhand der FE-Simulation werden die Schichtspannungen im FKV-Fügeteil im Bereich des Überlappungsende analysiert. Eine numerische Parameteruntersuchung gibt Erkenntnisse über die wichtigsten Einflussparameter. Des Weiteren wird über eine Konvergenzanalyse der Einfluss der Vernetzung auf die lokalen Spannungskomponenten untersucht. Diese ist Grundlage für den Umgang mit der Spannungssingularität und des örtlichen Bewertungskonzepts des FKV im Bereich des Überlappungsendes.

Die letzte Phase stellt die „Validierung“ dar (s. Kapitel 6). Diese besteht aus der Synthese zwischen der numerischen und experimentellen Analyse. Unter Anwendung des formulierten Versagenskriteriums werden die aus der FE-Simulation generierten örtlichen Spannungen im FKV-Fügeteil der Scherzugprobe bewertet. Diese Festigkeitsbewertung wird der intralaminaren Rissinitiierung aus den Versuchen gegenübergestellt. Die Synthese erfolgt sowohl für die quasi-statischen Analysen unter Temperatureinfluss als auch für die Analysen unter zyklischen Lasten mit einer anschließenden Bewertung der Prognosegenauigkeit. In der finalen Erörterung werden die gewonnenen Erkenntnisse in Bezug auf die in der Zielsetzung formulierten Fragestellungen zur Festigkeitsbewertung von FKV-Metall-Klebverbindungen mit intralaminarer Rissinitiierung diskutiert.

## 2 Grundlagen und Stand der Forschung

Im folgenden Kapitel werden die für die Arbeit relevanten Grundlagen sowie der aktuelle Stand der Forschung zu den Themengebieten „Faser-Kunststoff-Verbunde“ (s. Kapitel 2.1) und „FKV-Metall-Klebverbindungen“ (s. Kapitel 2.2) dargestellt. Anschließend erfolgen zusammenfassende Schlussfolgerungen und eine Fokussierung der Arbeit (s. Kapitel 2.3).

### 2.1 Faser-Kunststoff-Verbunde

Für das Themengebiet „Faser-Kunststoff-Verbunde“ werden zum einen die wichtigsten Werkstoffeigenschaften (s. Kapitel 2.1.1), als auch das Versagenskriterium nach PUCK (s. Kapitel 2.1.2) erläutert. Spezieller Fokus wird auf den Einfluss von Temperatur (s. Kapitel 2.1.3) und zyklische Lasten (s. Kapitel 2.1.4) gelegt. In diesem Zusammenhang werden zwei Ansätze aus dem Stand der Forschung zur temperaturabhängigen und schwingungszahlabhängigen Erweiterung des PUCK-Kriteriums dargestellt. Zuletzt wird der *Insitu-Effekt* von FKV-Laminaten erläutert (s. Kapitel 2.1.5).

#### 2.1.1 Werkstoffeigenschaften

##### Aufbau von FKV

Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) bestehen aus dem Verbund einer polymeren Matrix mit hochfesten „endlosen“ Fasern. Unter Lasteinwirkung übernehmen die Fasern vorwiegend die Kraftaufnahme, während die Matrix die Fasern fixiert und stützt. Es besteht eine Vielzahl an Fasermaterialien (z. B. Kohlenstoff-, Glas- oder Aramidfasern), Faserhalbzeuge (z. B. Gelege, Gewebe oder Geflechte) und Matrixmaterialien (z. B. Epoxid-, Polyester- oder Vinylharz) [6, 7]. **In dieser Arbeit werden kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK) auf Epoxidharzbasis betrachtet**, die sich für Anwendungen unter hohen strukturellen Beanspruchungen in der Luftfahrt und Automobilbau bewährt haben [25]. Bei den betrachteten Laminaten handelt es sich um Mehrschichtverbunde, die **aus mehreren unidirektionalen (UD) Einzelschichten** aufgebaut sind. Eine UD-Schicht besteht aus parallel angeordneten Fasern, die gleichmäßig über den Querschnitt verteilt und in einer Kunststoffmatrix eingebettet sind. Aufgrund der deutlich höheren Steifigkeiten und Festigkeiten in Faserrichtung gegenüber quer zur Faserrichtung weisen UD-Schichten und viele Laminat ein *anisotropes* Werkstoffverhalten auf. Durch die gezielte Einstellung des Schichtwinkels, der Schichtreihenfolge und der Schichtdicke kann das Laminat somit für den spezifischen Anwendungsfall optimal gestaltet werden [7].

Die Betrachtung des Verbunds kann auf Laminatenebene, Schichtenebene, oder der mikromechanischen Ebene erfolgen. Zur Unterscheidung werden Laminat-bezogene Größen im  $(x, y, z)$ -System und Schicht-bezogene Größen im  $(x_1, x_2, x_3)$ -System dargestellt. Die  $x_1$ -Richtung beschreibt

dabei immer die Faserrichtung,  $x_2$  die Richtung quer zur Faser und  $x_3$  die Schichtdickenrichtung. Die drei Betrachtungsebenen sind in Abbildung 2.1 dargestellt [7, 16].

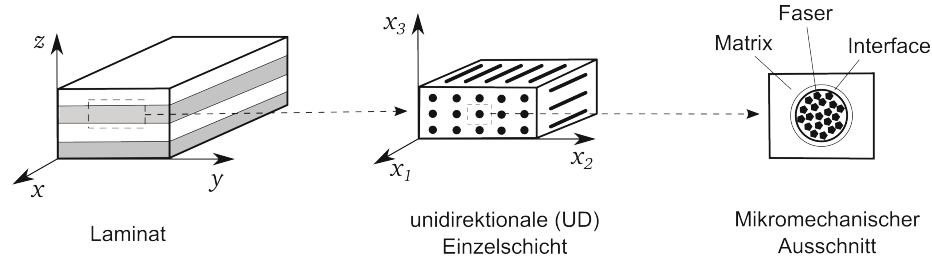


Abbildung 2.1: Schematischer Aufbau von FKV-Laminaten [7, 16]; Das Laminat besteht aus mehreren UD-Schichten, welche ihrerseits aus in Kunststoffmatrix eingebetteten Faserbündeln bestehen.

### Lineares Elastizitätsgesetz der UD-Schicht

Für die unidirektionale Einzelschicht wird meist ein transversal isotropes Werkstoffverhalten auf Basis linear-elastischer Materialgesetze angenommen. Aufgrund der transversalen Isotropie sind  $E_2 = E_3$ ,  $G_{31} = G_{21}$  und  $\nu_{31} = \nu_{21}$ . Dadurch reduziert sich das räumliche Elastizitätsgesetz der UD-Schicht (s. Formel 2.1) auf fünf unabhängige Elastizitätsgrößen. Diese sind das Elastizitätsmodul (E-Modul) längs  $E_1$  und quer  $E_2$  zur Faserrichtung, das Schubmodul quer-längs  $G_{21}$  zur Faserrichtung sowie die beiden Querkontraktionszahlen  $\nu_{12}$  und  $\nu_{23}$  [7].

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{21} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_1 & -\nu_{12}/E_2 & -\nu_{12}/E_2 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{21}/E_1 & 1/E_2 & -\nu_{23}/E_2 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{21}/E_1 & -\nu_{23}/E_2 & 1/E_2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{23} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{21} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{21} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{21} \end{Bmatrix} \quad (2.1)$$

$$\{\varepsilon\} = [S] \cdot \{\sigma\}$$

Das in der isotropen Ebene liegende Schubmodul  $G_{23}$  lässt sich aus dem Zusammenhang in Formel 2.2 ableiten [7].

$$G_{23} = \frac{E_2}{2(1 + \nu_{23})} \quad (2.2)$$

Formel 2.1 beschreibt das Elastizitätsgesetz für einen dreiachsigen Spannungszustand. FKV werden häufig als dünnwandige Flächenstrukturen ausgeführt. Die Klassische Laminattheorie (CLT) [7, 26] nimmt für diese Fälle einen ebenen Spannungszustand an. Dabei reduziert sich die Nachgiebigkeitsmatrix  $S$  auf vier unabhängige Elastizitätsgrößen, wobei  $\nu_{21}$  als die größere der beiden

Querkontraktionszahlen definiert ist. Setzt man kleine Verformungen sowie lineares und elastisches Werkstoffverhalten voraus, so ist die Beziehung zwischen der kleinen und der großen Querkontraktionszahl wie folgt:  $\nu_{12}/E_2 = \nu_{21}/E_1$ . Das Elastizitätsgesetz eines Scheibenelements für eine UD-Schicht kann dann nach Formel 2.3 beschrieben werden [7].

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_1 & -\nu_{12}/E_2 & 0 \\ -\nu_{21}/E_1 & 1/E_2 & 0 \\ 0 & 0 & 1/G_{21} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{21} \end{Bmatrix} \quad (2.3)$$

### Spannungstransformation mittels Klassischer Laminattheorie (CLT)

Die Berechnung der Schichtbeanspruchungen im (1,2)-Koordinatensystem abhängig von der Beanspruchung des Laminats  $\hat{\sigma}$  im  $(x,y)$ -System kann mittels Klassischer Laminattheorie (CLT) und einer einfachen Rotationsmatrix für beliebige Schichtorientierungen  $\alpha$  erfolgen. In der CLT werden grundsätzlich ebene Spannungszustände betrachtet. Das Materialgesetz für das Laminat mit der Nachgiebigkeitsmatrix  $A$  ist nach Formel 2.4 definiert [7]:

$$\begin{Bmatrix} \hat{\varepsilon}_x \\ \hat{\varepsilon}_y \\ \hat{\gamma}_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{16} \\ A_{12} & A_{22} & A_{26} \\ A_{16} & A_{26} & A_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \hat{\sigma}_x \\ \hat{\sigma}_y \\ \hat{\tau}_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.4)$$

Die Umrechnung vom Laminat- auf das Schichtsystem erfolgt unter der Annahme, dass die Verzerrung im Laminat der Verzerrung der UD-Schicht entspricht:  $\varepsilon = \hat{\varepsilon}$ . Über eine einfache Transformationsmatrix kann die Laminatverzerrung in das Schichtkoordinatensystem nach Formel 2.5 überführt werden [7].

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\alpha)^2 & \sin(\alpha)^2 & -0,5 \sin(2\alpha) \\ \sin(\alpha)^2 & \cos(\alpha)^2 & 0,5 \sin(2\alpha) \\ \sin(2\alpha) & -\sin(2\alpha) & \cos(2\alpha) \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (2.5)$$

### 2.1.2 Statisches Versagenskriterium nach PUCK

Die Schädigungsvorgänge von FKV sind komplex und abhängig von einer Vielzahl an Faktoren wie die Richtung der Beanspruchung (z. B. faserparallel oder fasersenkrecht) oder der Belastungsart (z. B. Zug-, Druck- oder Schubbeanspruchung). Erste Mikroschädigungen in der Matrix und an den Faser-Matrix-Grenzflächen können schon im Herstellungsprozess oder bei niedrigen Beanspruchungen entstehen. Bei einer Belastungssteigerung können diese zu makroskopischen Brüchen auf Schichtebene führen. Manche frühen Bruchvorgänge führen zu unkritischen Spannungsumlagerungen, andere wiederum können zu fatalen Folgeschäden wie der Durchtrennung lasttragender Fasern oder der Delamination des Laminats führen [16, 27 bis 29].

Die „korrekte“ Analyse der Schädigungsevolution von FKV durch bruchmechanische Ansätze und Degradationsmodelle ist nach wie vor Gegenstand der Forschung. Praxisorientierte Versagenskriterien beruhen daher häufig auf dem Ansatz, **das makroskopische Erstversagen der UD-Schicht (*First-Ply-Failure*)** zu bestimmen und dieses als Dimensionierungsgrundlage des FKV anzusetzen. **Ein solches Kriterium stellt das Versagenskriterium nach PUCK [15, 30] dar, welches in dieser Arbeit Anwendung findet.** Dieses wird zum einen in der VDI-Richtlinie 2014 [16] zur Berechnung von Bauteilen aus FKV empfohlen und hat daher große industrielle Relevanz. Zum anderen erzielte es im Wettbewerb mit anderen Versagenskriterien in den ersten beiden Teilen des *World-Wide-Failure-Exercise (WWFE)* [31, 32] gute Ergebnisse. Anders als bei den pauschalen Versagenskriterien, z. B. nach TSAI/WU [33], ermöglicht das Kriterium nach PUCK eine Differenzierung der Versagensarten Faserbruch (FB) und Zwischenfaserbruch (ZFB). Insbesondere die differenzierte Beschreibung des ZFB unter den Schichtbeanspruchungen  $\sigma_2$ ,  $\tau_{12}$  und  $\tau_{23}$ , stellt für die definierte Aufgabenstellung (s. Kapitel 1.2) eine gute Voraussetzung dar. Des Weiteren bestehen Ansätze zur Erweiterung des PUCK-Kriteriums für die Berücksichtigung von Temperatureinfluss [34] und zyklischen Lasten [35], die in Kapitel 2.1.3 und Kapitel 2.1.4 weiter ausgeführt werden.

### Bruchmoden

Das Versagenskriterium nach PUCK [15, 30] ist ein physikalisch fundiertes Kriterium. Es handelt sich dabei um eine modifizierte Variante der Bruchhypothese nach MOHR [36] zur Analyse der UD-Schichten eines Laminats [37]. Wie in Abbildung 2.2 dargestellt, unterscheidet PUCK zwischen verschiedenen Bruchmoden des Faserbruchs (FB) und Zwischenfaserbruchs (ZFB). Zudem berücksichtigt es die unterschiedlichen Einflüsse der Beanspruchungsrichtung Zug (+) und Druck (–) und liefert Informationen zur Lage der Bruchfläche.

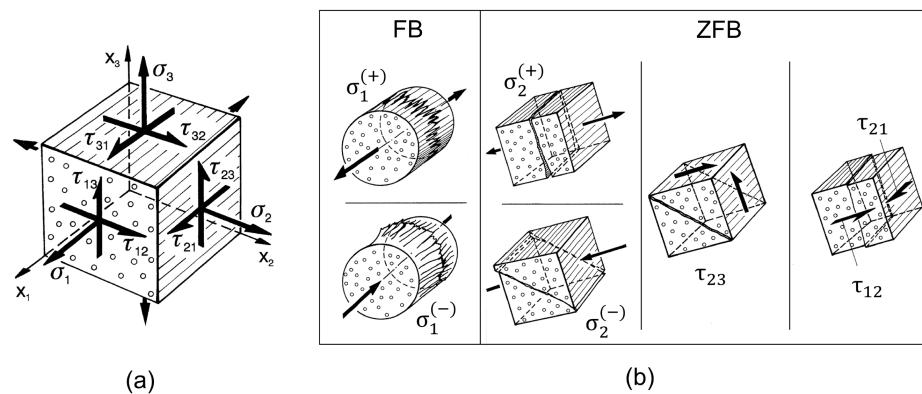


Abbildung 2.2: (a) Darstellung der Spannungskomponenten am UD-Verbund; (b) FB- und ZFB-Moden in Abhängigkeit der wirkenden Spannungskomponenten und Beanspruchungsrichtungen [15]; Nachdruck mit Genehmigung von Hanser Verlag

### Werkstoffanstrengung $f_E$

Die Bruchkriterien für FB und ZFB lassen sich über eine skalare Größe, der s.g. *Anstrengung*  $f_E$  (*exertion*) beschreiben. Diese stellt das Verhältnis der Beanspruchung zur Beanspruchbarkeit dar. Die Anstrengung der jeweiligen Bruchmoden lässt sich nach PUCK über die Grundfestigkeiten

der UD-Schicht ( $R_1^\pm, R_2^\pm, R_{12}$ ) und entsprechenden Steigungsparametern der Bruchbedingungen ( $p_{21}^\pm, p_{23}^\pm$ ) berechnen. Ist die formulierte Bruchbedingung erfüllt, gilt  $f_E = 1$  und es kommt zum FB bzw. ZFB. Wenn  $f_E > 1$ , ist die UD-Schicht überbeansprucht. Wenn  $f_E < 1$ , so hat sie noch Anstrengungsreserve.

### Bruchkriterium für Faserbruch (FB)

Das Versagen durch FB wird mithilfe eines einfachen Maximalspannungskriteriums abgeschätzt. Somit kommt es zum FB, wenn die Anstrengung  $f_{E,FB}$  nach Formel 2.6 und Formel 2.7 den Wert Eins erreicht. In diesem Fall entspricht die Normalspannung in Faserrichtung  $\sigma_1$  der Zugfestigkeit in Faserrichtung  $R_1^+$  bzw. der Druckfestigkeit in Faserrichtung  $R_1^-$  [16].

$$f_{E,FB} = \frac{\sigma_1}{R_1^+} \quad \text{für } \sigma_1 \geq 1 \quad (2.6)$$

$$f_{E,FB} = \frac{\sigma_1}{R_1^-} \quad \text{für } \sigma_1 < 1 \quad (2.7)$$

### Bruchkriterium für Zwischenfaserbruch (ZFB)

Zur Beschreibung der für ZFB relevanten Spannungszustände greift PUCK auf eine wirkebenbezogene Betrachtung von HASHIN [38] zurück. Dabei wird der schichtbezogene Spannungsvektor  $\{\sigma_2, \sigma_3, \tau_{23}, \tau_{31}, \tau_{21}\}$  nach Formel 2.8 in eine potenzielle Bruchebene der UD-Schicht, die Wirkebene, transformiert. Dabei ist  $\sigma_n$  die Normalspannung,  $\tau_{nt}$  die Quer-Quer-Schubspannung und  $\tau_{n1}$  die Quer-Längs-Schubspannung in der Wirkebene (s. Abbildung 2.3a). Die Lage der faserparallelen Wirkebene in der unidirektionalen Schicht wird dabei durch den Winkel  $\theta$  angegeben. Die beiden Schubspannungen  $\tau_{nt}$  und  $\tau_{n1}$  lassen sich nach Formel 2.9 zu einer resultierenden Schubspannung  $\tau_{n\psi}$  zusammenfassen [7].

$$\begin{Bmatrix} \sigma_n \\ \tau_{nt} \\ \tau_{n1} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos^2(\theta) & -\sin(\theta) \cos(\theta) & 0 \\ \sin^2(\theta) & \sin(\theta) \cos(\theta) & 0 \\ 2 \sin \theta \cos \theta & \cos^2(\theta) - \sin^2(\theta) & 0 \\ 0 & 0 & \sin(\theta) \\ 0 & 0 & \cos(\theta) \end{bmatrix}^T \begin{Bmatrix} \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{13} \\ \tau_{12} \end{Bmatrix} \quad (2.8)$$

$$\tau_{n\psi} = \sqrt{\tau_{n1}^2 + \tau_{nt}^2} \quad (2.9)$$

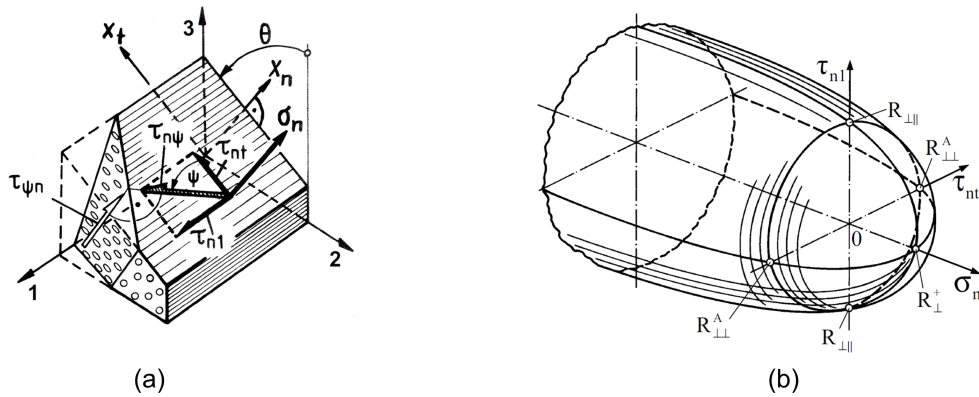


Abbildung 2.3: (a) Spannungskomponenten auf einer um den Winkel  $\theta$  gedrehten faserparallelen Wirkebene;  
 (b) Bruchkörper der Wirkebene, konstruiert aus den Bruchwiderständen  $R_{\perp}^{(+A)}$ ,  $R_{\perp}^{(-A)}$ ,  $R_{\perp\perp}^A$ ,  $R_{\perp\parallel}^A$  im  $(\sigma_n, \tau_{nt}, \tau_{n1})$ -Raum [7]; Nachdruck mit Genehmigung von Springer Verlag

Für die Formulierung der Bruchkriterien definiert PUCK die s.g. Bruchwiderstände  $R_2^{+A}$ ,  $R_2^{-A}$ ,  $R_{23}^A$ ,  $R_{21}^A$ , wobei der Exponent A für *action plane*, also die jeweilige Wirkebene steht. Da die UD-Schicht transversal-isotrop ist und die Wirkebenen parallel zu den Fasern liegen, sind die Bruchwiderstände immer gleich groß und unabhängig von  $\theta$ . PUCK formuliert die Bruchkriterien für ZFB der unterschiedlichen Fälle von  $\sigma_n < 0$  (Druckspannung) und  $\sigma_n \geq 0$  (Zugspannung). Die jeweilige Anstrengung  $f_{E,ZFB}$  lässt sich nach Formel 2.10 bzw. Formel 2.11 berechnen [15].

$$f_{E,ZFB}(\theta) = \sqrt{\left(\frac{\tau_{nt}}{R_{23}^A}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{n1}}{R_{21}^A}\right)^2 + \left(\frac{p_{2\psi}^-}{R_{2\psi}^A} \sigma_n\right)^2} + \frac{p_{2\psi}^-}{R_{2\psi}^A} \sigma_n \quad \text{für } \sigma_n < 0 \quad (2.10)$$

$$f_{E,ZFB}(\theta) = \sqrt{\left(\frac{1}{R_2^{+A}} - \frac{p_{2\psi}^+}{R_{2\psi}^A}\right)^2 \sigma_n^2 + \left(\frac{\tau_{nt}}{R_{23}^A}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{n1}}{R_{21}^A}\right)^2} + \frac{p_{2\psi}^+}{R_{2\psi}^A} \sigma_n \quad \text{für } \sigma_n \geq 0 \quad (2.11)$$

Die Bruchbedingungen lassen sich im  $(\sigma_n, \tau_{nt}, \tau_{n1})$ -Raum als Bruchflächen darstellen. Es entsteht der in Abbildung 2.3b beispielhaft skizzierte Bruchkörper in Form einer „Bruchtüte“. Die Neigungsmaße  $p_{2\psi}^{\pm}$  beschreiben geometrisch den Übergang zwischen den Bruchkurven bei  $\sigma_n = 0$ . Der Bruchwiderstand  $R_2^{-A}$  wird als unendlich angesehen, da die Quer-Druck-Spannung allein keinen ZFB hervorruft.  $R_2^{+A}$  kann mit der Zugfestigkeit  $R_2^+$  gleichgesetzt werden,  $R_{21}^A$  entspricht der Schubfestigkeit  $R_{12}$ . Für die Ermittlung von  $R_{23}^A$  und das Verhältnis von  $p_{2\psi}^{\pm}$  zu  $R_{2\psi}^A$  gibt PUCK die in Formel 2.12 und Formel 2.13 beschriebene Näherung an. Für die Neigungsparameter  $p_{21}^{\pm}$  und  $p_{23}^{\pm}$  gibt PUCK werkstoffabhängige Empfehlungen an [39].

$$R_{23}^A = \frac{R_2^+}{2(1 + p_{23}^-)} \quad (2.12)$$

$$\frac{p_{2\psi}^{\pm}}{R_{2\psi}^A} = \frac{p_{23}^{\pm}}{R_{23}^A} \cos^2 \psi + \frac{p_{21}^{\pm}}{R_{21}^A} \sin^2 \psi \quad \text{mit} \quad \psi = \arctan\left(\frac{\tau_{n1}}{\tau_{nt}}\right) \quad (2.13)$$

Da die Ebene für den kritischsten Spannungszustand zunächst unbekannt ist, erfolgt die Berechnung von  $f_{E,ZFB}$  für das gesamte Spektrum von  $-90^\circ < \theta < 90^\circ$ . Der kritischste Bruchwinkel mit der höchsten Anstrengung wird  $\theta_{fp}$  (*fracture plane*) genannt.

Die Anstrengung  $f_{E,ZFB}$  ist unabhängig der faserparallelen Spannung  $\sigma_1$  beschrieben, da diese die Bildung von ZFB erst bei sehr hohen Werten von  $\sigma_1$  beeinflussen. Als Möglichkeit  $\sigma_1$  zu berücksichtigen gibt PUCK Schwächungsfaktoren an, welche in die Bruchbedingungen integriert werden können [7]. Für die in dieser Arbeit untersuchten Spannungszustände ist der Einfluss von  $\sigma_1$  jedoch vernachlässigbar gering.

### Sonderfall: Ebener Spannungszustand

Im Sonderfall des ebenen Spannungszustands (ESZ) im  $\{\sigma_1, \sigma_2, \tau_{12}\}$ -Raum ergeben sich vereinfachte Bruchbedingungen für ZFB. Je nach Kombination von  $\sigma_2$  und  $\tau_{21}$  wird hier zwischen den Bruchmodi A, B und C unterschieden (s. Abbildung 2.4). Im Falle der Bruchmodi A und B liegt die Bruchebene bei  $\theta = 0^\circ$ . Folglich entsprechen die Bruchebenen-Spannungen  $\sigma_n$  und  $\tau_{n1}$  den Spannungen  $\sigma_2$  und  $\tau_{21}$  in Schichtebene. Die Schubspannung  $\tau_{nt}$  und der Winkel  $\psi$  sind aufgrund des ESZ null und es kann folgende Kopplung definiert werden [7, 15].

$$\frac{p_{23}^-}{R_{23}^A} = \frac{p_{21}^-}{R_{21}} \quad (2.14)$$

Aus den sich daraus ergebenden Bruchbedingungen lässt sich die ZFB-Anstrengung  $f_{E,ZFB(2D)}$  aus der zweidimensionalen Schichtbeanspruchung für den Bruchmodus A nach Formel 2.15 ableiten. Es handelt sich um einen rissöffnenden ZFB unter  $\sigma_2 \geq 0$ .

Modus A:

$$f_{E,ZFB(2D)} = \sqrt{\left(\frac{\tau_{21}}{R_{21}}\right)^2 + \left(1 - p_{21}^+ \frac{R_2^+}{R_{21}}\right)^2 \left(\frac{\sigma_2}{R_2^+}\right)^2} + p_{21}^+ \frac{\sigma_2}{R_{21}} \quad \text{für} \quad \sigma_2 \geq 0 \quad (2.15)$$

Die ZFB-Anstrengung für Bruchmodus B ist nach Formel 2.16 definiert. Sie gilt für  $\sigma_2 < 0$ . Sobald der Betrag von  $\frac{\sigma_2}{\tau_{21}}$  größer wird als  $\frac{R_{23}^A}{\tau_{21c}}$ , wechselt der Bruchmodus von B auf C.

Modus B:

$$f_{E,ZFB(2D)} = \frac{1}{R_{21}} \left( \sqrt{\tau_{21}^2 + (p_{21}^- \sigma_2)^2} + p_{21}^- \sigma_2 \right) \quad \text{für} \quad \sigma_2 < 0 \quad (2.16)$$

und  $0 \leq \left| \frac{\sigma_2}{\tau_{21}} \right| \leq \frac{R_{23}^A}{|\tau_{21c}|}$

mit  $\tau_{21c} = R_{21} \sqrt{1 + 2p_{23}^-}$

Beim Bruchmodus C kommt es durch die dominierte Quer-Druckbeanspruchung ( $\sigma_2 < 0$ ) zu einem schrägen Bruchverlauf ( $\theta_{fp} \neq 0^\circ$ ). PUCK beobachtet, dass im ESZ der Bruchwinkel einen konstanten Wert von  $\theta_{fp} = 58^\circ$  annimmt [7]. Somit entfällt auch hier die numerische Bruchwinkelsuche. Aus der Bruchbedingung lässt sich die in Formel 2.17 beschriebene ZFB-Anstrengung für Modus C ableiten.

Modus C:

$$f_{E,ZFB(2D)} = \left[ \left( \frac{\tau_{21}}{2(1+p_{23}^-)R_{21}} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_2}{R_2^-} \right)^2 \right] \frac{R_2^-}{(-\sigma_2)} \quad \text{für } \sigma_2 < 0 \quad (2.17)$$

und  $0 \leq \left| \frac{\tau_{21}}{\sigma_2} \right| \leq \frac{|\tau_{21c}|}{R_{23}^A}$

Abbildung 2.4 stellt die Bruchkurven nach PUCK für den ESZ im  $(\sigma_2, \tau_{21})$ -Spannungsraum dar. Wie den skizzierten Bruchbildern zu entnehmen ist, kommt es beim Modus A im Vergleich zu B und C zu einer rissöffnenden Wirkung.

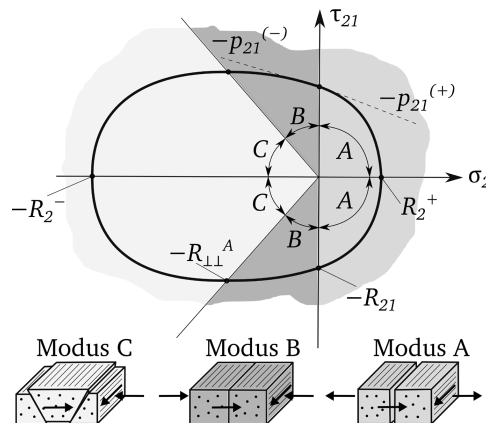


Abbildung 2.4: Bruchkurve nach PUCK [15] für den ESZ mit den skizzierten Bruchmoden A, B und C

## 2.1.3 Einfluss von Temperatur

### Einfluss der Temperatur auf den FKV

Faser und Matrix eines FKV zeigen unterschiedliches Verhalten beim Einfluss von Temperaturunterschieden. Insbesondere Kohlenstofffasern (CF) weisen eine sehr geringe Temperaturabhängigkeit auf. Dagegen hat die Temperatur eine signifikante Auswirkung auf fast alle Matriceigenschaften (Steifigkeit, Festigkeit, Zähigkeit, Feuchteaufnahme, Kriech- und Relaxationsverhalten, chemische Korrosion, Alterung). Die Epoxid-Matrix (EP) weist, wie alle Polymere, eine **Glasübergangstemperatur  $T_g$**  auf. Diese beschreibt den fast sprunghaften Übergang vom s.g. energieelastischen in den entropieelastischen Bereich. Mit dem Übergang sind Eigenschaftsänderungen verbunden. Oberhalb von  $T_g$  reduzieren sich Steifigkeit und Festigkeit des Epoxids stark, während die Bruchdehnung zunimmt. Aus diesem Grund werden Epoxide i.d.R. unterhalb  $T_g$  eingesetzt [1].

Relevant für diese Arbeit sind die Eigenschaften der UD-Schicht eines CF-EP-Verbunds im Einsatzbereich **unterhalb  $T_g$  zwischen  $-40\text{ °C}$  und  $150\text{ °C}$** . Die Literatur weist diesbezüglich einige Untersuchungen auf [40 bis 49]. Der Temperatureinfluss auf die UD-Schicht kann dabei stark vom jeweiligen Faser- und Matrixmaterial, Faserarchitektur, Faser-Matrix-Interface oder vom Herstellungsverfahren abhängen. Dennoch kann von prinzipiellen Änderungen mechanischer Kennwerte gesprochen werden. Dies betrifft in erster Linie die matrixdominierte Querkzugfestigkeit  $R_2^+$ , die Querdruckfestigkeit  $R_2^-$  und die Schubfestigkeit  $R_{21}$ , sowie die Elastizitätsgrößen  $E_2$  und  $G_{21}$ . Mit zunehmender Temperatur lässt sich eine Abnahme dieser Steifigkeiten und Festigkeiten beobachten [7, 40, 41, 43, 45, 47, 49, 50]. In einigen Fällen wird dabei ein näherungsweise linearer Zusammenhang zwischen Temperatur und Kennwert ausgemacht [41, 43, 46]. Auch die faserparallele Druckfestigkeit  $R_1^-$  und Drucksteifigkeit  $E_1^-$  weist eine Temperaturabhängigkeit auf. Durch den Steifigkeitsabfall der Matrix reduziert sich die Stützwirkung der Fasern und es kommt zur Reduktion der Kennwerte mit zunehmender Temperatur [7, 40, 43, 44]. Die faserparallele Zugfestigkeit  $R_1^+$  und Zugsteifigkeit  $E_1^+$  werden hingegen meist als temperaturunabhängig angenommen [7, 40, 43, 44, 46]. Über den Einfluss der Temperatur auf die Querkontraktionszahl  $\nu_{12}$ , gibt es in der Literatur nur wenige experimentelle Angaben [49, 50]. Grundsätzlich ist bei Temperatursteigerung mit einer Verringerung von  $\nu_{12}$  zu rechnen, aufgrund der größeren Änderung von  $E_2$  im Vergleich zu  $E_1$ . In [49] fällt  $\nu_{12}$  im Temperaturbereich zwischen  $22\text{ °C}$  bis  $200\text{ °C}$  von 0,33 auf 0,17. In [50] fällt  $\nu_{12}$  zwischen  $28\text{ °C}$  und  $120\text{ °C}$  von 0,30 auf 0,21, allerdings bei einer sehr geringen Stichprobe mit großer Streuung.

### Thermische Eigenspannungen im FKV

Thermische Eigenspannungen treten durch die Kombination von Materialien mit unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten  $\alpha_T$  auf. Beim FKV gibt es dabei zwei Betrachtungsebenen. Auf mikromechanischer Ebene kommt es zwischen jeder Faser und umgebener Matrix zu Eigenspannungen. In der schichtweisen Spannungs- und Verformungsanalyse der klassischen Laminattheorie (CLT) werden diese nicht direkt berechnet. Dennoch werden sie bei der Festigkeitsanalyse des Laminats insofern berücksichtigt, da die verwendeten Festigkeitskennwerte aus UD-Probekörpern stammen, die diese mikromechanischen Eigenspannungen beinhalten [7]. Die zweite Betrachtungsebene bezieht sich auf die makromechanische Ebene, bzw. Schichtebene. Die UD-Schicht weist unterschiedliche thermische Ausdehnungskoeffizienten längs ( $\alpha_{T,1}$ ) und quer ( $\alpha_{T,2}$ ) zur Faserrichtung auf. Durch das Verkleben von Schichten unterschiedlicher Orientierung behindern sich diese in ihrer Ausdehnung und es kommt zu **interlaminaren thermischen Eigenspannungen** zwischen den Schichten.  $\alpha_{T,1}$  eines CF-EP-Verbunds liegt im sehr niedrigen Bereich von  $10^{-7}/K$  und ist weitestgehend temperaturunabhängig [51 bis 53].  $\alpha_{T,2}$  ist hingegen von den Epoxid-Eigenschaften dominiert und liegt im Bereich  $10^{-5}/K$ . Im Temperaturbereich zwischen  $-40\text{ °C}$  und  $120\text{ °C}$  unterhalb  $T_g$  kann  $\alpha_{T,2}$  eines CF-EP-Verbunds meist als konstant angenommen werden [7]. Die thermische Ausdehnung in Dickenrichtung eines UD-Verbunds  $\alpha_{T,3}$  entspricht in etwa  $\alpha_{T,2}$  und kann damit gleichgesetzt werden [54].

Die thermischen Dehnungen überlagern sich mit den durch Kraftwirkung erzeugten Verzerrungen. Unter Annahme eines linearen Zusammenhangs, lässt sich das in Formel 2.3 beschriebene Elastizitätsgesetz für ein UD-Scheibenelement um die thermische Dehnung  $\varepsilon_T = \alpha_T \cdot \Delta T$  nach Formel 2.18 erweitern [7].

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{12} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_1 & -\nu_{12}/E_2 & 0 \\ -\nu_{21}/E_1 & 1/E_2 & 0 \\ 0 & 0 & 1/G_{21} \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{21} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \alpha_{T,1} \cdot \Delta T \\ \alpha_{T,2} \cdot \Delta T \\ 0 \end{pmatrix} \quad (2.18)$$

### Spannungsfreie Temperatur des FKV ( $T_{SF,FKV}$ )

Thermische Eigenspannungen treten bereits beim Abkühlvorgang des FKV-Laminats von der hohen Aushärtetemperatur zu RT auf. Diese führen bei den UD-Schichten eines Mehrschichtverbunds vor allem zu Querkzug-Eigenspannungen. Aufgrund von Relaxations- und Kriechprozessen reduzieren sich diese mit der Zeit. Laut SCHÜRMAN [7] sind nach einem Jahr nach Aushärtungsprozess etwa die Hälfte der thermischen Eigenspannungen abgebaut. Danach reduzieren sich diese nur noch minimal. Für die Festigkeitsanalyse der UD-Schichten ist eine genauere Kenntnis der s.g. spannungsfreien Temperatur des FKV ( $T_{SF,FKV}$ ) hilfreich. Sie beschreibt die Temperatur, bei der keine thermischen Eigenspannungen im Laminat vorliegen und dient als Referenzwert zur Bestimmung von  $\Delta T$ . Für die experimentelle Ermittlung von  $T_{SF,FKV}$  gibt es eine Vielzahl an Methoden [55]. Eine vergleichsweise einfache und zerstörungsfreie Methode beruht auf der Untersuchung eines dünnen asymmetrischen Laminats [55 bis 58]. Bedingt durch die asymmetrische Schichtung und die resultierende Biege-Dehn-Kopplung, ist das Laminat nach dem Abkühlvorgang aufgrund der thermischen Eigenspannungen gekrümmt.  $T_{SF,FKV}$  kann entweder über die Messung der Krümmung bei RT berechnet werden oder durch ein erneutes Aufheizen des Laminats bei gleichzeitiger Messung der Verformung.  $T_{SF,FKV}$  entspricht dann derjenigen Temperatur, bei der das Laminat eben wird und somit eigenspannungsfrei ist.

### Berücksichtigung von Temperatur im PUCK-Kriterium

Für die Festigkeitsanalyse der UD-Schicht unter Temperatureinfluss müssen nach den vorangegangenen Überlegungen zwei Effekte berücksichtigt werden:

- Veränderung der Beanspruchung:  
Thermische Eigenspannungen  $\{\sigma\}^T$  überlagern die lastbedingten Spannungen  $\{\sigma\}^L$
- Veränderung der Beanspruchbarkeit:  
Festigkeitskennwerte der UD-Schicht  $R_1^-, R_2^+, R_2^-, R_{12}$  ändern sich temperaturabhängig

Nach VDI 2014 [7, 16] kann die Überlagerung der Spannungen  $\{\sigma\}^T$  und  $\{\sigma\}^L$  über eine Vektorsumme zu einer resultierenden Beanspruchung  $\{\sigma\}$  im Bruchkörper des im PUCK-Kriteriums zusammengefügt werden (s. Abbildung 2.5). Die Festigkeitsbewertung über die Anstrengung  $f_{E,ZFB}$  in Kapitel 2.1.2 beschreibt das Verhältnis der auftretenden Spannung  $\{\sigma\}$  zum dazugehörigen Bruchvektor  $\{\sigma\}_{fr}$ . Der Kehrwert von  $f_E$  wird als Streckungsfaktor  $f_S$  bezeichnet. Im Falle der Spannungsüberlagerung ist zu beachten, dass in den meisten Fällen  $\{\sigma\}^T$  und  $\{\sigma\}^L$  nicht proportional auftreten, da Temperatur und mechanische Lasten unabhängig voneinander wirken. Daher muss in der Festigkeitsanalyse berücksichtigt werden, ob ein möglicher Bruch durch Steigerung der thermisch- oder lastbedingten Spannung erfolgt. Häufig liegt im Laminat eine konstante thermische Eigenspannung vor, während die lastbedingte Spannung variiert. Im Bruchkörper ist in diesem Fall das Verhältnis der Spannung  $\{\sigma\}^L$  zum dazugehörigen Bruchvektor  $\{\sigma\}_{fr}^L$  relevant.

Dabei entspricht  $\{\sigma\}_{fr}^L$  der Verlängerung von  $\{\sigma\}^L$  bis zur Bruchkurve, wie in Abbildung 2.5 dargestellt.  $f_S^L$  beschreibt dabei den Faktor, mit dem  $\{\sigma\}^L$  multipliziert werden müsste, um die Bruchgrenze zu erreichen. Die mathematische Formulierung von  $f_S^L$  bezogen auf die Bruchkriterien nach PUCK, kann aus VDI 2014 [16] entnommen werden. Dasselbe Vorgehen kann auch für die Formulierung von  $f_S^T$  im Fall einer variierenden thermischen Spannung  $\{\sigma\}^T$  bei konstanter lastbedingter Spannung  $\{\sigma\}^L$  angewandt werden.

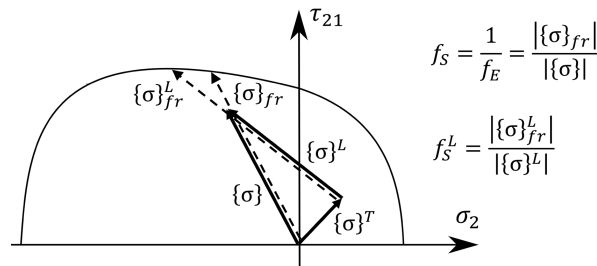


Abbildung 2.5: Beispielhafte Darstellung der Überlagerung von thermischer Eigenspannung  $\{\sigma\}^T$  und lastbedingter Spannung  $\{\sigma\}^L$  im  $(\sigma_2 - \tau_{21})$ -Raum des PUCK-Kriteriums; Bei Steigerung von  $\{\sigma\}^L$  und konstantem  $\{\sigma\}^T$  wird die Bruchgefahr nicht über  $f_S$ , sondern über  $f_S^L$  beschrieben.

Die Veränderung der Beanspruchbarkeit infolge des Temperatureinflusses kann im PUCK-Kriterium über eine temperaturabhängige Formulierung der Bruchkurven erfolgen (s. Abbildung 2.6). Dafür müssen die in den Bruchbedingungen (Formel 2.13 bis 2.15) enthaltenen Festigkeitskennwerte der UD-Schicht für die jeweiligen Temperaturstufen experimentell ermittelt oder interpoliert werden. In den Untersuchungen von HOHE et. al [34, 59, 60] wurde das temperaturabhängige PUCK-Kriterium zur Bewertung eines CF-EP-Verbunds bei Umgebungstemperatur von 23 °C und der kryogenen Temperatur von -269 °C angewandt. Dafür wurden gelochte und taillierte Probekörper mit einem Lagenaufbau von  $\pm 30^\circ$  unter quasi-statischem Zug geprüft. Die Auswertungen mit dem PUCK-Kriterium zeigten für beide Temperaturstufen gute Vorhersagen des ersten ZFB [34, 60]. Zudem lieferte das PUCK-Kriterium im direkten Vergleich mit den alternativen Versagenskriterien TSAI-WU und HASHIN das beste Ergebnis [59].

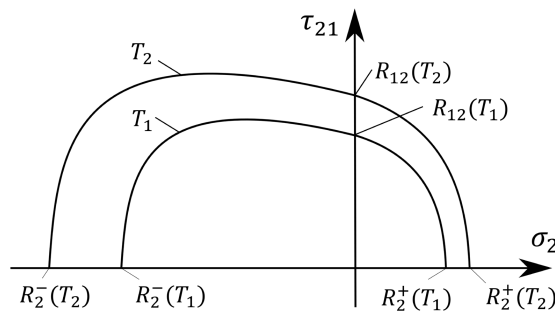


Abbildung 2.6: Beispielhafte Darstellung einer temperaturabhängigen Formulierung des PUCK-Kriteriums für ZFB im  $(\sigma_2 - \tau_{21})$ -Raum; Die Temperaturänderung von  $T_1$  zu  $T_2$  führt zur Veränderung der Festigkeiten der UD-Schicht und somit zur Veränderung der Bruchkurven.

## 2.1.4 Einfluss von zyklischen Lasten

### Zyklische Lasten

Bei den zyklischen Lasten handelt es sich in der Betriebsfestigkeit um periodisch wiederkehrende Belastungen mit gleichen bzw. unterschiedlichen Amplituden. Die auf der Werkstoffebene hervorgerufenen zyklischen Beanspruchungs-Zeit-Verläufe lassen sich durch die Spannungsamplitude  $\sigma_a$ , Mittelspannung  $\sigma_m$ , bzw. Ober- und Unterspannung  $\sigma_o$  und  $\sigma_u$  definieren. Das Verhältnis  $\sigma_u/\sigma_o$  wird als Lastverhältnis  $\mathcal{R}$  bezeichnet und ist in Abbildung 2.7 visualisiert. Je nach Lastverhältnis wird zwischen wechselnder und schwellender Beanspruchung unterschieden. Des Weiteren ist die Frequenz  $f$  von Bedeutung, sowie der Schwingungsverlauf (z. B. Sinus-, Rechteck- oder Sägezahnschwingung). [61]

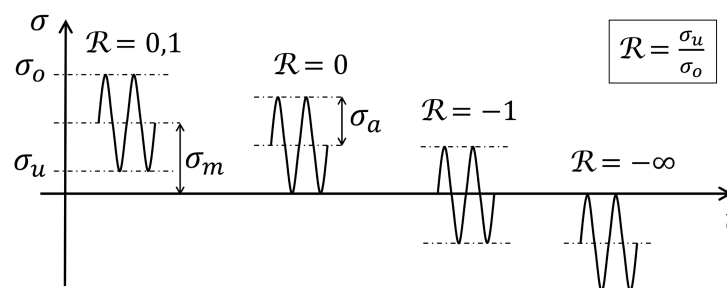


Abbildung 2.7: Kenngrößen eines Schwingspiels mit verschiedenen Beispielen des Lastverhältnisses  $\mathcal{R}$  [61]

Für diese Arbeit relevant sind **einachsige Schwingfestigkeitsuntersuchungen mit sinusförmiger Belastung, konstanten Amplituden und zugschwellender Beanspruchung**. Auf die Betriebsfestigkeitsthemen der Mehrachsigkeit, der variablen Amplituden sowie des Mittelspannungseinflusses wird an dieser Stelle daher nicht eingegangen. Übliche Schwingfestigkeitsuntersuchungen am FKV erfolgen analog zu den Metallen über Wöhlerversuche, anhand derer wichtige Kennzahlen abgeleitet werden können [16]:

- die Bruchschwingspielzahl  $N_B$  bzw. Anrisschwingspielzahl  $N_{Anriss}$
- die bis zur Bruchschwingspielzahl ertragende Beanspruchung  $\sigma_a$ ,  $\sigma_o$  oder  $\sigma_u$  in Kombination mit  $\mathcal{R}$  oder  $\sigma_m$

Das Ergebnis der zyklischen Versuche wird in dieser Arbeit in Form von Wöhlerdiagrammen dargestellt (s. Abbildung 2.8). Hier wird die Anzahl der ertragbaren Schwingspiele über die aufgebrachte Beanspruchung doppellogarithmisch aufgetragen. Die Auswertung erfolgt über das Perlenschnurverfahren nach DIN 50100 [61] über eine Regression mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate in Richtung der Schwingspielzahl. Dabei wird eine auf allen Lasthorizonten gleiche logarithmische Normalverteilung angenommen. Durch die Angabe eines Streubands mit Überlebenswahrscheinlichkeiten  $P_{\bar{0}}$  über und unter 50 %, wie  $P_{\bar{0}} = 10\%$  und  $90\%$ , erhält die Auswertung einen probabilistischen Charakter. Die Quantifizierung der Streuung erfolgt mithilfe der Streuspanne  $T_\sigma$ . Diese beschreibt das Verhältnis der Spannungsamplitude für  $P_{\bar{0}} = 10\%$  und  $90\%$ . Im klassischen Sinn werden im Wöhlerdiagramm drei Bereiche eingeteilt, die Kurzzeitfestigkeit, die Zeitfestigkeit und die Langzeitfestigkeit bzw. sogenannte Dauerfestigkeit.

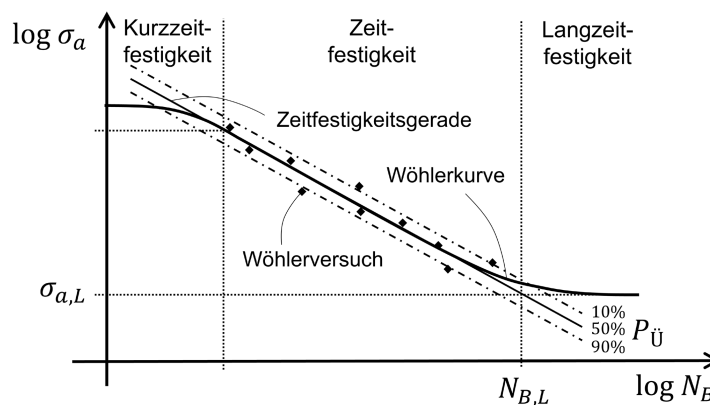


Abbildung 2.8: Wöhlerdiagramm mit klassischer Bereichs- und Begriffsdefinition nach [61, 62]

Die Untersuchungen in dieser Arbeit beziehen sich auf den **Bereich der Zeitfestigkeit zwischen  $10^3$  und  $10^6$  Schwingspielen**. Für die Beschreibung der Zeitfestigkeitsgeraden in diesem Bereich wird üblicherweise die Formulierung nach BASQUIN [63] verwendet (s. Formel 2.19). Dabei steht  $\sigma_{a,L}$  bzw.  $N_{B,L}$  für die Spannungsamplitude bzw. Bruchschwingenzahl zu Beginn der Langzeitfestigkeit. Die Variable  $k$  beschreibt die Geradenneigung.

$$N_B = N_{B,L} \left( \frac{\sigma_a}{\sigma_{a,L}} \right)^{-k} \quad (2.19)$$

### Schädigungsverhalten von FKV unter zyklischer Last

Das Schädigungsverhalten von FKV unter zyklischer Last ist komplex und von einer Vielzahl an Einflüssen abhängig. Diese sind z. B. das Faser- und Matrixmaterial, Faservolumengehalt, Faserorientierung, Schichtreihenfolge, Feuchtgehalt, Porosität, Lastamplitude, Dehnrate oder das viskoelastische Materialverhalten [64 bis 68]. Je nach Lastfall kann es zudem zu verschiedenen Schädigungsmechanismen kommen, wie das Versagen der Faser-Matrix-Grenzfläche, Zwischenfaserbrüche (ZFB), Faserbrüche (FB) oder Delamination. Die Schädigungsmechanismen unter zyklischer Last können dabei deutlich ausgeprägter sein als bei vergleichbaren quasi-statischen Lasten [69 bis 71]. Sie können aber auch stark vom quasi-statischen Verhalten abweichen, je nachdem wie die Zug- und Druckanteile der zyklischen Last ausfallen [72].

Bei Mehrschichtverbunden unter zyklischer Last wird häufig davon ausgegangen, dass zu Beginn der Lastgeschichte Querrisse in den senkrecht zur Belastungsrichtung liegenden Faserschichten auftreten. Diese beginnen i.d.R. mit dem Versagen der Faser-Matrix-Grenzfläche. Durch die zyklische Belastung kommt es zum Risswachstum in der Matrix bis zu den angrenzenden Schichten, wo es zum Rissstopp oder zur Rissumleitung bis hin zur Delamination kommen kann. Insbesondere das Wachstum von Delamination ist charakteristisch für das Ermüdungsverhalten von FKV [69]. Die für diese Arbeit relevante **zugschwellende Beanspruchung des Mehrschichtverbunds** wurde von REIFSNIDER et. al. an Flachprobekörpern unter konstanter Lastamplitude untersucht [73 bis 76]. Abbildung 2.9 zeigt die schematische Darstellung des Schädigungsverlaufs eines  $(0/90)_s$ -Probekörpers über die bezogene Schwingenzahl  $N/N_{max}$ . Dieser weist drei charakteristische Bereiche auf.

- Bereich I ist gekennzeichnet durch intralaminare Schädigungen. Nach ersten Matrix-Mikrorissen (1) in den querzugbeanspruchten 90°-Schichten kommt es zum Erstsichtversagen in Form von ZFB (2). Am Ende von Bereich I sind die 90°-Schichten mit Querrissen gesättigt (3).
- Bereich II ist gekennzeichnet durch einen linearen Schädigungsverlauf infolge von interlaminaren Schädigungen der Einzelschichten. An den Spitzen der Querrisse bilden sich Delaminationen (4,5), die mit der Lebensdauer wachsen.
- Bereich III ist gekennzeichnet durch progressives Wachstum der Schädigung. Die Restfestigkeit des Verbunds hat dabei einen kritischen Wert erreicht. Es kommt zu Faserbrüchen in den 0°-Schichten bis hin zum Totalversagen des Probekörpers (6) bekannt als *Sudden-Death* [77, 78].

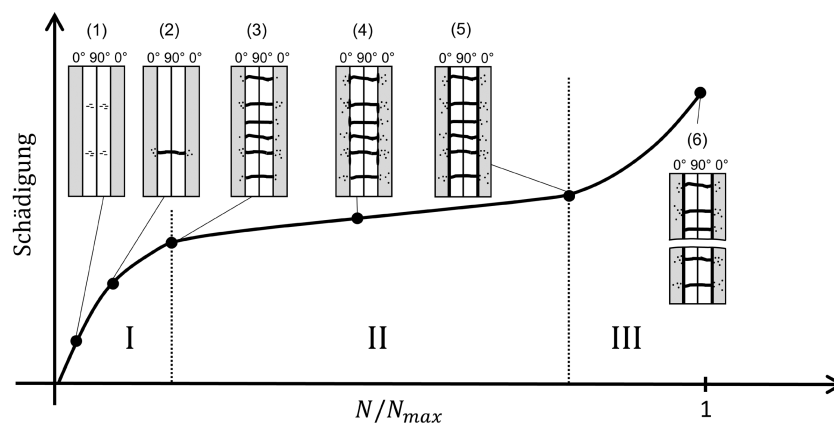


Abbildung 2.9: Schematische Darstellung des Schädigungsverlaufs eines (0/90)<sub>s</sub> Probekörpers unter schwelliger Zuglast in Anlehnung an [75] und Skizzierung der jeweiligen Schädigungsmechanismen [79, 80]

### Lebensdauerhypothesen

Es existieren eine Vielzahl an Berechnungsansätzen zur Bewertung des Verhaltens von FKV unter zyklischen Lasten. Diese unterscheiden sich häufig anhand des verwendeten Schädigungsmaßes, wie z. B. die relative Lebensdauer oder die nach einer gewissen Belastungsdauer verbliebene Restfestigkeit bzw. -steifigkeit. Demnach können folgende Kategorien an Lebensdauerhypothesen definiert werden [78, 81]:

- *Fatigue-Life-Modelle*, welche auf experimentell ermittelten Daten wie Wöhlerlinien oder Haigh-Diagrammen, sowie den klassischen Methoden der Schadensakkumulation basieren. Häufig werden dabei statische Bruchkriterien für FKV für zyklische Beanspruchungen erweitert. Beispiele sind [35, 82, 83]. Hier wird das Erstsichtversagen in Form von Faserbruch (FB) und Zwischenfaserbruch (ZFB).
- *Phänomenologische Restfestigkeits- bzw. Reststeifigkeitsmodelle*, welche auf dem Degradationsverhalten der Festigkeiten bzw. Elastizitätsmoduln beruhen. Ermüdungsversagen wird durch die Unterschreitung einer bestimmten Restfestigkeit bzw. Reststeifigkeit definiert, wie z. B. in [84 bis 86].

- *Progressive Schädigungsmodelle*, welche physikalisch basiert sind und die Schädigungsevolution innerhalb des FKV prognostizieren. Diese ermöglichen sehr genaue Abbildungen des Schädigungsverhaltens, jedoch mit hohen Aufwänden in der Berechnung und Materialcharakterisierung. Beispiele sind [58, 70, 81, 86 BIS 89].

In dieser Arbeit findet eine Variante der Fatigue-Life-Modelle Anwendung, welches im Folgenden unter der Bezeichnung *schwingspielzahlabhängiges PUCK-Kriterium* ausgeführt wird.

### Schwingspielzahlabhängiges PUCK-Kriterium

Die Erweiterung des statischen PUCK-Kriteriums (s. Kapitel 2.1.2) auf zyklische Beanspruchungen wird von VDI-Richtlinie 2014 [16] zur anwendungsorientierten Berechnung von FKV aufgegriffen. Dieses wurde bereits von PUCK selbst vorgeschlagen [15] und findet weitere Ausführungen beispielsweise in [35, 71, 90, 91]. Dieses *schwingspielzahlabhängige PUCK-Kriterium* ermöglicht **eine schichtweise Bewertung der Lebensdauer bis zum Erstschichtversagen eines Laminats**. Dies erfolgt durch die Interpolation von Wöhlerlinien für beliebige multiaxiale Spannungszustände. Experimentelle Basis dafür sind Wöhlerlinien aus rein uniaxialen Beanspruchungen (reiner Querzug, Querdruck bzw. Schub). Der Übergang vom statischen auf das schwingspielzahlabhängige PUCK-Kriterium ist dabei simpel. Anstelle der statischen Festigkeiten werden die schwingspielzahlabhängigen Festigkeiten aus dem Wöhlerdiagramm in das PUCK-Kriterium eingesetzt. Voraussetzung dafür ist, dass die Versagensmechanismen (im ebenen Spannungsraum: FB, ZFB-Modus A, B, C) unter statischer und zyklischer Last identisch sind. Im  $(\sigma_2, \tau_{12})$ -Spannungsraum für ZFB ergeben sich dabei geschrumpfte Bruchkurven, wie in Abbildung 2.10 dargestellt.

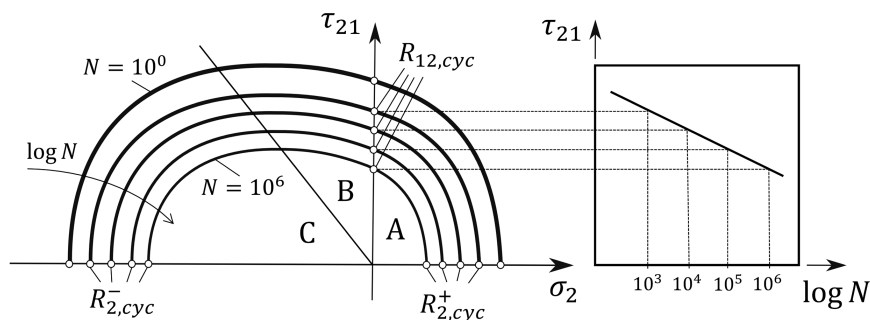


Abbildung 2.10: Schematisches Lebensdauer-ZFB-Diagramm im  $(\sigma_2, \tau_{12})$ -Spannungsraum nach dem schwingspielzahlabhängigen PUCK-Kriterium; Die Achsenabschnittspunkte  $R_{2,cyc}^+$ ,  $R_{2,cyc}^-$  und  $R_{12,cyc}$  werden aus zug-, druck-, bzw. schubschwellender Wöhlerlinie definiert.

Die Konstruktion der statischen ZFB-Kurve ( $N = 10^0$ ) erfolgt nach dem statischen PUCK-Kriterium (s. Kapitel 2.1.2). Für die Erzeugung der Lebensdauer-ZFB-Kurven werden Wöhlerlinien aus zug-, druck-, bzw. schubschwellenden Versuchen an unidirektionalen Probekörpern herangezogen. Die daraus abgeleiteten zyklischen Festigkeiten der UD-Schicht  $R_{2,cyc}^+$ ,  $R_{2,cyc}^-$  und  $R_{12,cyc}$  bilden die Achsenabschnittspunkte für die jeweiligen Lebensdauerkurven (hier für  $N = 10^3, 10^4, 10^5$  und  $10^6$  Schwingspiele). Diese entsprechen den zu der jeweiligen Versagensschwingspielzahl gehörigen Ober- bzw. Unterspannung. Ziel der Darstellung ist die Generierung von neuen

bruchmodusabhängigen Wöhlerlinien für jede beliebige Kombination aus  $\sigma_2$  und  $\tau_{12}$ . Der physikalisch abgeleitete Aufbau der ZFB-Kurven aus den in Kapitel 2.1.2 beschriebenen Teilfunktionen für Bruchmodus A, B und C wird dabei beibehalten. Dabei wird die Gültigkeit der Parameterkopplung, der Neigungsfaktoren und der Kopplung zwischen Querdruckfestigkeit und Querquer-Schubfestigkeit vorausgesetzt. Analog zur statischen Anstrengung  $f_E$  lässt sich über die zyklische Anstrengung  $f_{E,cyc}$  das Versagen der Einzelschicht für ZFB bei gegebener Schwingungszahl für eine beliebige Lastschwingspielzahl ermitteln [35, 71].

Die Anwendbarkeit des schwingungszahlabhängigen PUCK-Kriteriums zeigt in einigen Veröffentlichungen gute Übereinstimmungen mit Versuchsergebnissen [90 bis 92]. Zudem finden sich auch Erweiterungen des schwingungszahlabhängigen PUCK-Kriteriums. So nutzt beispielsweise HAHNE [35] die Kennwerte der zyklischen Bruchkurven in Kombination mit dem Haigh-Diagramm. Dies ermöglicht eine Beschreibung der ZFB-Lebensdauer für beliebige Lastverhältnisse und die Anwendbarkeit der linearen Schadensakkumulation.

### 2.1.5 *Insitu*-Effekt

Für die schichtweise Versagensanalyse eines Laminats (bzw. Mehrschichtverbunds) werden die Festigkeitskennwerte der Einzelschicht in der Regel über unidirektionale (UD) Probekörper ermittelt. Bei querzugorientierten Laminatschichten zeigen experimentelle Untersuchungen jedoch teilweise Diskrepanzen zwischen der ermittelten Festigkeit im Laminat verglichen mit der Querzugfestigkeit der UD-Probekörper. Die Querzugfestigkeit der Laminatschichten fällt dabei höher aus als die der UD-Probekörper. Dieser *Insitu*-Effekt [93 bis 97] ist auf unterschiedliche Oberflächeneffekte der Laminatschichten und den UD-Probekörpern zurückzuführen. Vor allem bei UD-Flachprobekörper können sich auch kleinste Defekte an der Oberfläche oder an den freien Rändern sensibel auf die ermittelte Querzugfestigkeit auswirken. Im Laminat hingegen werden Oberflächendefekte der Einzelschichten häufig durch die benachbarten Schichten unterdrückt. Die Einzelschicht erfährt dabei eine Stützwirkung, abhängig von der Dicke der Schicht, der Orientierung der benachbarten Schicht und der Lage der Schicht im Laminat. Je nach Untersuchung aus verschiedenen Veröffentlichungen [93 bis 95, 97] liegt der Faktor des *Insitu*-Effekts bei 1,5 bis 2,5. Für die quantitative Bestimmung bestehen dabei verschiedene experimentelle als auch analytische Ansätze. Bei den experimentellen Ansätzen werden Anrisse in den querzugorientierten Laminatschichten detektiert und die daraus ermittelten Festigkeiten mit denen der UD-Proben ins Verhältnis gesetzt. Dabei kann die thermische Eigenspannung im Laminat mitberücksichtigt werden. Ein analytischer Ansatz in [97] erfolgt über Berechnungen auf Basis der Bruchzähigkeit. Daraus resultieren Gleichungen zur Bestimmung der Querzugfestigkeit für dicke eingebettete, für dünne eingebettete Laminatschichten, sowie für Außenlagen.

## 2.2 FKV-Metall-Klebverbindungen

In diesem Kapitel werden die relevanten Grundlagen und aktueller Stand der Forschung zu „FKV-Metall-Klebverbindungen“ dargestellt. Dazu gehören Erläuterungen zur Definition und Gestaltungsparameter (s. Kapitel 2.2.1) als auch den Versagensmoden (s. Kapitel 2.2.2). Spezieller Fokus wird auf die bekannten Einflüsse auf das FKV-Versagen (s. Kapitel 2.2.3) als auch zum

Einfluss von Temperatur (s. Kapitel 2.2.4) und zyklischen Lasten (s. Kapitel 2.2.5) gelegt. Zuletzt wird der Forschungsstand zur Festigkeitsbewertung hinsichtlich intralaminarer Rissinitiierung erläutert (s. Kapitel 2.2.6).

## 2.2.1 Definition und Gestaltungsparameter

### Definition

Im Allgemeinen besteht eine Klebverbindung nach DIN EN 923 [98] aus zwei Füge-teilen (*Substrate*), welche durch einen nichtmetallischen Stoff über Oberflächenhaftung (*Adhäsion*) so verbunden werden, dass die Verbindung eine ausreichende innere Festigkeit (*Kohäsion*) aufweist. Die *hybride Klebverbindung* beschreibt eine Verbindung zweier Substrate unterschiedlichen Materials. Im Leichtbau handelt es sich dabei häufig um *FKV-Metall-Klebverbindungen*. **Die Untersuchungen in dieser Arbeit erfolgen an einer repräsentativen CFK-Aluminium-Klebverbindung.**

Das mechanische Verhalten und die Versagensmoden hybrider Klebverbindungen sind von einer Vielzahl an Parametern abhängig. Aus der Literatur können diverse Ausführungen und Strukturierungen von Gestaltungsparameter und Einflussgrößen entnommen werden [7, 16, 17, 99 bis 107]. Abbildung 2.11 zeigt eine daraus abgeleitete zusammenfassende Übersicht.

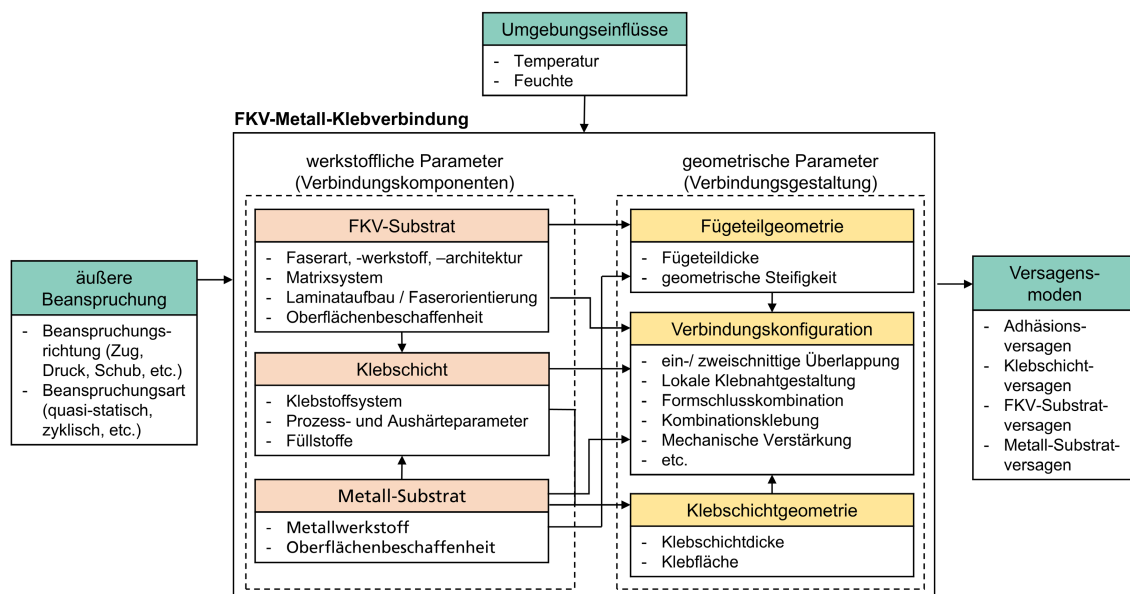


Abbildung 2.11: Übersicht der Gestaltungsparameter und Einflussgrößen von FKV-Metall-Klebverbindungen mit Einteilung in werkstoffliche und geometrische Parameter

Nach einer Einteilung von HENKEL [17] lassen sich die Gestaltungsparameter in *werkstoffliche* und *geometrische* Parameter einteilen. Des Weiteren haben die Art der *äußeren Beanspruchungen* sowie *Umwelteinflüsse* Auswirkungen auf die *Versagensmoden*. Spezielle Einflüsse wie die chemischen Behandlungen zur Adhäsionssteigerung, sowie Störgrößen wie Schmutzeinschlüsse und Toleranzen im Fertigungsprozess sind in der Übersicht nicht enthalten.

### Werkstoffliche Parameter

Die *werkstofflichen Parameter* beziehen sich auf die Werkstoffwahl der einzelnen Verbindungskomponenten. Im Falle einer hybriden Ausführung kann die Klebverbindung in die Komponenten *Klebschicht*, *FKV-Substrat* und *Metall-Substrat* eingeteilt werden, deren jeweilige werkstoffbezogenen Eigenschaften Einflüsse auf die Klebverbindung aufweisen.

Die Eigenschaften der *Klebschicht* werden insbesondere durch die Wahl des Klebstoffsystems bestimmt. Relevante Strukturklebstoffe, welche gute Haftungseigenschaften sowohl für Metalle als auch für Kunststoffe besitzen, sind u.a. Epoxidharze (EP) und Polyurethane (PUR). EP-Klebstoffe besitzen vergleichsweise hohe Festigkeiten und zeichnen sich durch eine hohe Langzeit- und Temperaturbeständigkeit aus [108]. Semi-strukturelle PUR-Klebstoffe haben geringere Festigkeiten und eine ausgeprägtere Kriechempfindlichkeit, besitzen jedoch durch die höheren Bruchdehnungen ein flexibleres Verhalten. Dieses kann zum Ausgleich von unterschiedlichen Wärmeausdehnungen der Substrate vorteilhaft sein kann [109]. Die jeweiligen Prozess- und Aushärtebedingungen beeinflussen die mechanischen Eigenschaften, sowie die Glasübergangstemperatur des Klebstoffs [101]. Des Weiteren haben Füllstoffe wie metallische und keramische Partikel Auswirkungen. Beispielsweise lässt sich die Schwindung nach dem Aushärteprozess reduzieren oder bestimmte Eigenschaften wie thermische oder elektrische Leitfähigkeit können eingestellt werden [110].

Das *FKV-Substrat* wird definiert über Parameter wie Faserart (z. B. Kurz-, Lang- oder Endlosfasern), Faserwerkstoff (z. B. Kohle-, Glasfasern), Faserarchitektur (z. B. Gelege oder Gewebe), sowie das Matrixsystem (z. B. Thermoplast oder Duromer). Die Adhäsionseigenschaften des FKV-Substrats sind insbesondere von der Oberflächenbeschaffenheit abhängig. Bei FKV-Komponenten führt in der Regel eine raue Oberfläche nach Verwenden eines Abreißgewebes zu besserer Adhäsion als bei einer glatten Oberfläche, welche meist bei direktem Werkzeugkontakt resultiert [99].

Auch beim *Metall-Substrat* werden die mechanischen Eigenschaften vor allem durch die Wahl des Werkstoffs (z. B. Stahl, Aluminium oder Titan) bestimmt. Von Bedeutung ist dabei das Verhältnis der Wärmeausdehnungskoeffizienten der unterschiedlichen Fügeteile  $\alpha_{Metall}/\alpha_{FKV}$ . Hier führen große Unterschiede bei Temperaturänderung zu hohen Eigenspannungen in der Klebschicht (s. „Delta-Alfa-Problematik“ in Kapitel 2.2.4) [18]. Die Adhäsionseigenschaften der Oberfläche der Metall-Fügeteile können durch Bearbeitungsverfahren wie Anschleifen, Sandstrahlen oder Beschichten beeinflusst werden [101].

### Geometrische Parameter

Unabhängig von der Werkstoffwahl der spezifischen Verbindungskomponenten haben *geometrische Parameter* große Bedeutung bei der Verbindungsgestaltung.

Zur Gestaltung der *Klebschichtgeometrie* gehören die Parameter *Klebfläche* und *Klebschichtdicke*. Große Klebflächen reduzieren prinzipiell die Nennspannungen in der Klebschicht. Die Klebschichtdicke wird häufig in Abhängigkeit des Klebstoffsystems gewählt. EP-Klebstoffe erreichen in sog. Dünnschichtklebungen von 0,2 bis 1 mm ihre optimalen mechanischen Eigenschaften. Die starke Querkontraktionsbehinderung der dünnen Klebschicht wirkt dabei festigkeitssteigernd,

allerdings kommt es zur stärkeren Ausprägung von endseitigen Spannungsspitzen [7]. Die elastischeren PU-Klebstoffe werden häufig als Dickschichtklebung von 1 bis 5 mm ausgeführt und eignen sich somit zum besseren Ausgleich thermischer Eigenspannungen oder zur Energieabsorption [111].

Die *Fügeteilgeometrie* inkl. *Fügeteildicke* und resultierende *geometrische Steifigkeit* bestimmen größtenteils das Verformungsverhalten der Klebverbindung. Durch entsprechende geometrische Gestaltung kann die Relativverschiebung und Wärmeausdehnung der Fügeteile und somit die Beanspruchung der Klebverbindung beeinflusst werden.

Zudem gibt es eine Vielzahl an gestalterischen *Verbindungskonfigurationen*. Einige Beispiele sind die Gestaltung als ein- oder zweischichtige Überlappung, die Verwendung einer Formschlusskombination bzw. zusätzliches Fügeelement oder eine lokale Gestaltung des Klebnahtansatz. Die jeweiligen Konfigurationen zielen i.d.R. darauf ab, definierte Beanspruchungen in der Klebverbindung zu erzeugen und kritische Biege- und Schälbeanspruchungen zu vermeiden [100].

## 2.2.2 Versagensmoden

### Beschreibung von Versagensmoden in Normen

Eine allgemeine Klassifizierung der Versagensmoden von Klebverbindungen findet sich in DIN EN ISO 10365 [112]. Dabei wird grundsätzlich zwischen Versagen im Klebstoff und Versagen im Fügeteil unterschieden (s. Abbildung 2.12), als auch zwischen *Adhäsionsbruch* und *Kohäsionsbruch*. Beim *Adhäsionsbruch* liegt die Trennung in der Klebstoff-Fügeteil-Grenzfläche. Adhäsives Versagen ist häufig auf eine falsche Klebstoffauswahl oder Oberflächenvorbehandlung zurückzuführen, welche zu einer unzureichenden Haftung zwischen Klebstoff und Fügeteiloberfläche führen [113]. Beim *Kohäsionsbruch im Klebstoff* liegt die Versagensebene innerhalb der Klebschicht. Die Verbindung ist demnach bis an die Festigkeitsgrenze des Klebstoffs beansprucht, was ein gutes Anzeichen für eine qualitativ hochwertige Klebung ist [113]. Liegt die Bruchebene nicht mittig im Klebstoff, sondern ist in Richtung eines Fügeteils verschoben, wird auch von *substratnahe Kohäsionsbruch im Klebstoff* gesprochen. Des Weiteren beschreibt die Norm verschiedene Varianten von Fügeteilversagen. Neben dem Bruch eines Fügeteils (*kohäsiver Fügeteilbruch*) kann es u.a. zum *Delaminierbruch* kommen, beispielsweise durch Lösung einer Beschichtung von einem Fügeteil. Die verschiedenen Versagensmoden der Klebverbindungen treten häufig nicht ausschließlich, sondern in einer Mischform auf.

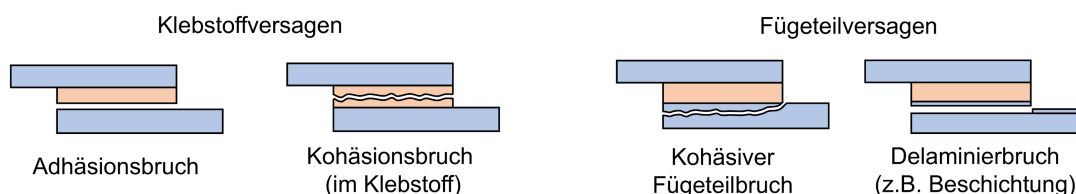


Abbildung 2.12: Auswahl an Bruchbildern einer Klebverbindung und Bezeichnungen nach DIN EN ISO 10365 [80] für Klebverbindungen zwischen isotropen Fügeteilen

Eine Spezifizierung dieser Versagensmoden für Klebverbindungen mit faserverstärkten Komponenten erfolgt in ASTM D5573 [114], wobei die Norm aus den Untersuchungen von SMC-SMC-Klebverbindungen hervorgeht, also eher für die Beschreibung von langfaserverstärkten Komponenten geeignet ist. Die darin enthaltene Bruchform *Faserversagen* beschreibt einen Bruch, welcher innerhalb des FKV-Fügeteils auftritt und bei dem auf beiden Bruchflächen Verstärkungsfasern offengelegt werden. Weder DIN EN ISO 10365 noch ASTM D5573 beschreiben eine differenzierte Klassifizierung des Versagensverhaltens von Klebverbindung mit endlosfaserverstärkten Fügeteilen, wie sie Gegenstand dieser Arbeit sind.

### FKV-Fügeteilversagen: Interlaminarer Schubbruch

Die Beschreibung eines Versagensmodus im endlosfaserverstärkten Fügeteil, der im Fokus dieser Arbeit steht, findet sich in der Fachliteratur von MOSER [10] sowie DA SILVA [9] und wird unter dem Begriff *interlaminares Versagen* bzw. *interlaminarer Schubbruch* aufgeführt. Dieser geht auf die Untersuchungen von HART-SMITH [115] zurück und findet weitere Ausführungen in [13, 116, 117]. Der interlaminare Schubbruch tritt vorwiegend bei einschnittig überlappten Klebverbindungen auf. Durch die exzentrische Krafteinleitung kommt es hier zur Bildung von Schälspannungen mit Spannungsspitzen an der Klebnaht an den Überlappungsenden (s. Abbildung 2.13). Diese wirken sowohl auf die Klebschicht als auch lokal auf die Fügeteile.

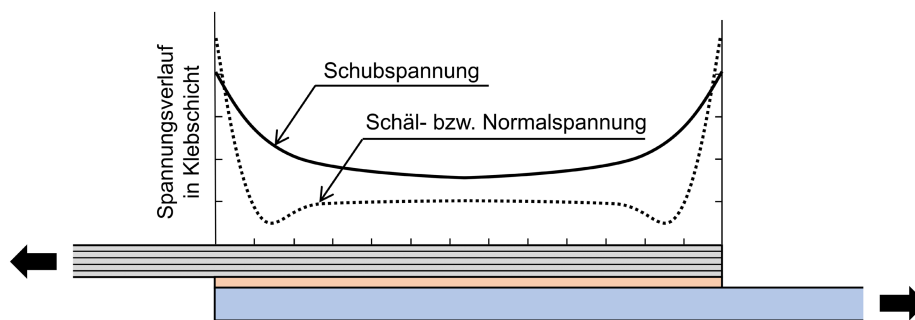


Abbildung 2.13: Schematische Darstellung von Schub- und Schäl- bzw. Normalspannungen einer einschnittig überlappten Klebverbindung mit Spannungsspitzen an den Überlappungsenden [106]

Insbesondere bei der Verwendung von hochfesten Klebstoffen kann ein kohäsives Versagen nicht nur in der Klebschicht, sondern auch in den Fügeteilen initiiert werden. Im Gegensatz zu den Metallen, erlaubt das spröde Bruchverhalten des FKV keinen Ausgleich der Spannungsspitzen durch örtliches Plastifizieren. **Insbesondere bei Verwendung von Gelegen und einer Orientierung der äußersten Schicht quer zur Zugrichtung, kann eine intralaminare Rissinitiation erfolgen** (s. Abbildung 2.14). **Diese durchtrennt die äußerste Schicht in Form eines Zwischenfaserbruchs** [13]. Der Anriss wird von der darunter liegenden UD-Schicht gestoppt und es folgt eine interlaminare Delamination zwischen den Schichten. Der finale Bruch wird als *interlaminarer Schubbruch* bezeichnet.

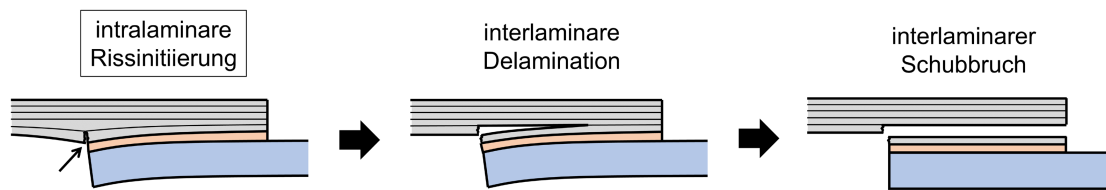


Abbildung 2.14: Schematische Darstellung eines interlaminaren Schubbruchs einer einschnittig überlappten Scherzugverbindung, hervorgerufen durch Spannungsspitzen am Klebnahtansatz [9, 10]; Die Festigkeitsbewertung der intralaminaren Rissinitiierung ist Gegenstand dieser Arbeit.

### FKV-Fügeteilversagen: Intralaminare Deckschichtversagen

Weitere Klassifizierungen von FKV-Fügeteilversagen finden sich in der Arbeit von HENKEL [17]. Neben dem interlaminaren Schubbruch kann es bei Scherzugverbindungen auch zu einem *intralaminaren Deckschichtversagen* kommen, insbesondere bei der Verwendung von Geweben. Nach einer intralaminaren Rissinitiierung kommt es dabei zu einem Rissfortschritt innerhalb der FKV-Deckschicht parallel zur Klebschichtebene. Die Trennung kann dabei entlang von Faser-Matrix-Grenzflächen oder innerhalb der Matrix verlaufen. Die Bruchstücke können Matrixanteile und/oder Faserausrisse auf den Bruchflächen aufweisen. Eine vergleichbare Beschreibung findet sich in der Arbeit von FUHRMANN [22]. Hier wird das Versagen in Form von Abreißen der obersten Matrixschicht mit partiellen Faseranteilen beschrieben.

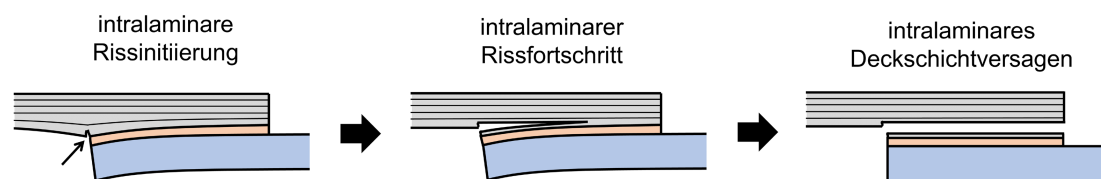


Abbildung 2.15: Schematische Darstellung eines intralaminaren Deckschichtversagens einer einschnittig überlappten Scherzugverbindung; Die Trennebene verläuft nach Rissinitiierung innerhalb der FKV-Deckschicht.

### 2.2.3 Einflüsse auf FKV-Fügeteilversagen

Das Versagensverhalten von FKV-Metall-Klebschichtverbindungen ist grundsätzlich von diversen Gestaltungsparametern, sowie den äußeren Beanspruchungen und Einflüssen abhängig (s. Kapitel 2.2.1). Zu dem in dieser Arbeit im Fokus stehenden FKV-Fügeteilversagen wurden in verschiedenen Forschungsarbeiten eine Vielzahl von Einflussparametern experimentell untersucht [13, 17, 118 bis 125]. So wurden insbesondere in der Arbeit von HENKEL [17] Untersuchungen an geklebten FKV-Stahl-Verbindungen in Abhängigkeit von Faserarchitektur, Faserorientierung, Matrixsystem, Klebschichtdicke, Überlappungslänge und Prüfgeschwindigkeit durchgeführt. Dafür erfolgten quasi-statische Versuche bei Raumtemperatur und die Auswertung von Steifigkeit, maximal übertragbarer Kraft und Bruchbild. Des Weiteren wurden in der Arbeit von ROOS [13] Einflussuntersuchungen an CFK-CFK-Klebschichtverbindungen mit unterschiedlichem Klebstoffsystem und Faserorientierung durchgeführt. Dabei wird auch die Rissinitiierungsphase analysiert. Die Untersuchungen sowohl von HENKEL (2019) als auch von ROOS (2022) erfolgten an klassischen Scherzugproben nach DIN EN 1465 [24].

### **Einfluss von Faserarchitektur**

Die Variation der *Faserarchitektur* (biaxiales Gewebe und Gelege) der Überlappverbindung in der Arbeit von HENKEL [17] führt zu unterschiedlichen Versagensmoden und ertragbaren Maximalkräften. So erfolgt bei Verwendung des *biaxialen Gewebes* häufig ein Mischbruch aus kohäsivem Klebschichtversagen und intralaminarem Deckschichtversagen. Bei der Verwendung von *Gelegen* erfolgt abhängig von der Faserorientierung ein kohäsives Klebschichtversagen und/oder ein interlaminarer Schubbruch bzw. ein Mischbruch. Die ertragbaren Maximalkräfte der Verbindung variieren bei den *Gelegen* abhängig von der Faserorientierung deutlich stärker als bei den *Geweben*.

### **Einfluss von Faserorientierung**

Bei Verwendung von *Gelegen* erfolgen bei HENKEL [17] abhängig von der Faserorientierung unterschiedliche Versagensmoden. So führt eine Orientierung der Decklage unter  $0^\circ$  zur Lastrichtung zu kohäsivem Klebschichtversagen mit hoher Maximalkraft der Verbindung. Beim Gelege mit  $90^\circ$  Orientierung der Deckschicht erfolgt ein interlaminarer Schubbruch mit einer um 35 % geringeren übertragbaren Maximalkraft als bei der Faserorientierung von  $0^\circ$ . Bei vergleichbaren Untersuchungen in [119] liegt die Reduzierung sogar bei 50 %. In den Untersuchungen von ROOS [13][13] wird neben den Faserorientierungen von  $0^\circ$  und  $90^\circ$  auch eine Orientierung von  $30^\circ$ ,  $45^\circ$  und  $60^\circ$  der Decklage geprüft. Der Lagenaufbau der jeweiligen Proben ist dabei symmetrisch und quasi-isotrop ausgeführt. Bei der Orientierung von  $45^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $90^\circ$  kommt es zur intralaminaren Rissinitiation am Überlappungsende. Nach Abriss weisen die Proben mit  $45^\circ$  und  $60^\circ$  Orientierung Mischbrüche mit anteiligem intra- und interlaminarem Versagen, sowie Klebschichtversagen auf. Bei den Proben mit  $90^\circ$  Orientierung handelt es sich um einen reinen interlaminaren Schubbruchs. Die  $90^\circ$  Orientierung weist die geringste übertragbare Maximalkraft auf.

### **Einfluss des Matrixsystems**

Bei der Einflussuntersuchung des Matrixsystems von HENKEL [17] kommt für die FKV-Komponente der Scherzugprobe u.a. eine EP- und eine PUR-Matrix in Kombination mit einem biaxialen CF-Gewebe zum Einsatz. Die Verbindungen mit PUR führen zu Mischbrüchen aus kohäsivem Klebschichtversagen und FKV-Deckschichtversagen. Die Verbindungen mit EP führen zu einem größeren Anteil an FKV-Deckschichtversagen und einer leichten Reduktion der übertragbaren Maximallast von 4 %. Die Unterschiede werden auf die unterschiedlich starke Verformung der Matrix in den Zwischenräumen von Kett- und Schussfäden des Gewebes zurückgeführt. Dem Einfluss der Matrix wird eher eine untergeordnete Rolle zugeschrieben, aufgrund der Dominanz der mechanischen Eigenschaften der Faser. Untersuchungen mit Matrix-Variation in Kombination mit *Gelegen* wurden nicht durchgeführt.

### **Einfluss des Klebstoffsystems**

In den Untersuchungen von ROOS [13][13] kommen drei verschiedene Klebstoffsysteme zum Einsatz: ein *gummielastischer Klebstoff*, ein struktureller *PUR-Klebstoff* und ein struktureller *EP-Klebstoff*. Das FKV-Fügeteil ist mit EP-Matrix und quasi-isotropem CF-Gelege ausgeführt. Beim gummielastischen Klebstoff versagen alle Proben unabhängig von Faserorientierung kohäsiv im Klebstoff. Sowohl bei dem PUR-Klebstoff als auch bei dem EP-Klebstoff erfolgt bei  $90^\circ$

orientierter Decklage ein interlaminarer Schubbruch. Dies entspricht auch den Beobachtungen anderer Autoren [120, 121], bei denen der Einsatz von hochfesten Klebstoffen zum Teil die Beanspruchbarkeit des FKV-Fügeteils überschreitet. Es kommt durch die Verwendung des hochfesten Klebstoffs daher nicht zu einer Steigerung der Verbindungsfestigkeit, sondern zum Wechsel des Versagensmodus.

### **Einfluss der Klebschichtdicke**

Für die Analyse des Einflusses verschiedener Klebschichtdicken von HENKEL [17] werden die Überlappverbindungen u.a. mit EP-Matrix, CF-Gelege und einer 90° orientierten Deckschicht ausgeführt. Die unterschiedlichen Klebschichtdicken werden im Bereich zwischen 0,3 und 3,0 mm variiert. Bei allen Varianten kommt es aufgrund der kritischen Orientierung der Deckschicht zum interlaminaren Schubbruch. Mit zunehmender Klebschichtdicke erfolgt dabei eine Reduzierung der übertragbaren Maximalkraft. Bei 3,0 mm ist diese um 65 % geringer als bei 0,3 mm. Dies ist auf die veränderten geometrischen Randbedingungen der einschnittigen Überlappverbindung zurückzuführen. Eine Erhöhung der Klebschichtdicke führt zu einem größeren überlagerten Biegemoment. In einem bestimmten Bereich kommt es dadurch zu erhöhten Spannungsspitzen an den Überlappungsenden. Dieses Phänomen kann auch aus den analytischen Ausführungen in [122, 123] entnommen werden.

### **Einfluss der Überlappungslänge**

Auch die Einflussuntersuchung der Überlappungslänge von HENKEL [17] werden u.a. an einer Überlappverbindung mit einem EP-CF-Verbund mit Gelegen bei kritischer 90° Orientierung der Deckschicht und konstanter Klebschichtdicke von 0,3 mm durchgeführt. Die Varianten bestehen aus Überlappungslängen von 20 mm, 12,5 mm und 5 mm. Alle Varianten weisen nach Prüfung einen interlaminaren Schubbruch auf. Die übertragbare Maximalkraft sinkt mit abnehmender Überlappungslänge. Bei der Variante mit 5 mm ist diese um 60 % reduziert verglichen mit der 20 mm Variante. Dieselben Varianten werden auch mit einer konstanten Klebschichtdicke von 1 mm bzw. 3 mm durchgeführt. Auch hier erfolgt immer ein interlaminarer Schubbruch. Die Reduzierung der Maximalkraft bei Variation der Überlappungslänge von 20 mm auf 5 mm beträgt ca. 60 %.

### **Einfluss der Prüfgeschwindigkeit**

Die Überlappverbindung mit EP-CF-Verbund und 90° orientierter Decklage von HENKEL [17] wird auch bei unterschiedlichen Prüfgeschwindigkeiten von 0,005 mm/min, 10 mm/min und 60000 mm/min untersucht. Die Proben versagen unabhängig von der Prüfgeschwindigkeiten bei ähnlichen Maximalkräften in Form eines interlaminaren Schubbruchs. Dasselbe Verhalten erfolgt auch bei variierenden Klebschichtdicken und Überlappungslängen. Demnach kommt es hierbei nicht zu einem ausgeprägten viskoelastischen Verhalten der Matrix. Dies stimmt mit den Beobachtungen anderer Autoren [124, 125] überein. Anders verhält es sich bei den Untersuchungen in [17] mit einem Verbund aus CF-Gewebe und PUR-Matrix. Hier kommt es zum kohäsiven Klebstoffversagen. Dadurch wird bei der Variation der Prüfgeschwindigkeiten das viskoelastische Verhalten der Klebschicht deutlicher sichtbar. So ist die ertragbare Maximalkraft bei 0,005 mm/min um 38 % geringer als bei der Prüfung bei 60.000 mm/min.

### **Einfluss von Randeffekten**

Bei FKV-Laminaten kann es aufgrund der Querkontraktionsbehinderung zwischen den Schichten zu Spannungskonzentration an den Rändern kommen. Diese Randeffekte (*free edge effect*) können das Versagensverhalten beeinflussen [126, 127]. Die Untersuchung der Randeffekte in FKV-Klebverbindungen erfolgte in einem AiF-Forschungsvorhaben der Universität Paderborn [128]. Darin wurde der Randabstand der Klebnaht zur Schnittkante des FKV-Fügeteils variiert. Es konnte dabei kein signifikanter Einfluss auf das Versagensverhalten und der Verbundfestigkeit der Klebverbindung ausgemacht werden. Vergleichbare Versuche unternahm ROOS [13][13] und kam überwiegend zu derselben Beobachtung.

## **2.2.4 Einfluss von Temperatur**

### **Mechanische Eigenschaften**

Der Temperatureinfluss auf eine FKV-Metall-Klebverbindung führt u.a. zu veränderten mechanischen Eigenschaften der einzelnen Verbindungskomponenten. Die Wirkung auf das *FKV-Substrat* für den in dieser Arbeit relevanten Temperaturbereich zwischen  $-40\text{ °C}$  und  $150\text{ °C}$  wurde bereits in Kapitel 2.1.3 erläutert. Demnach zeigen vor allem die matrixdominierten Eigenschaften des FKV eine starke Temperaturabhängigkeit. Die Wirkung auf die mechanischen Eigenschaften des *Metall-Substrats* ist für viele gängige Leichtbaumetalle im Vergleich zu den polymeren Komponenten eher gering. Zu beachten ist dennoch vor allem die Steifigkeitsreduzierung mit zunehmender Temperatur bei Aluminiumkomponenten. Diese kann sich signifikant auf das Verformungsverhalten der Gesamtverbindung und somit auf die Beanspruchungen in der Klebschicht auswirken [129]. Großen Einfluss hat die Temperatur auf die mechanischen Eigenschaften der *polymeren Klebschicht*. Umfangreiche Erläuterungen finden sich diesbezüglich in [18, 130 bis 132]. Die in dieser Arbeit im Fokus stehenden strukturellen EP-Klebstoffe werden i.d.R. unterhalb ihrer Glasübergangstemperatur  $T_g$  eingesetzt. Temperaturabhängige Untersuchungen in diesem Bereich zeigen üblicherweise bei Temperatursteigerung eine Abnahme von Festigkeit und Steifigkeit und umgekehrt [23, 131, 133 bis 135]. Die Änderung der temperaturabhängigen Festigkeit von Klebschicht und FKV kann je nach Werkstoffwahl unterschiedlich ausfallen. So wird in einigen Anwendungen unter Temperatureinfluss ein Wechsel des Versagensmodus der Klebverbindung zwischen FKV-Versagen und Klebschichtversagen beobachtet [21, 23].

### **Delta-Alfa-Problematik**

FKV-Metall-Klebverbindungen stellen unter Temperatureinfluss eine besondere Herausforderung dar, da die Verbindungskomponenten unterschiedliche Wärmeausdehnungskoeffizienten  $\alpha_T$  besitzen (*Delta-Alfa-Problematik*). Je nach Gestaltung der Klebverbindung kann es demnach bei Temperatureinwirkung zu thermischen Eigenspannungen kommen. Im Rahmen dieser Arbeit werden diese als **komponentenbezogene thermische Eigenspannungen (KTE)** definiert, um eine Abgrenzung zu den interlaminaren thermischen Eigenspannungen (ILTE) (s. Kapitel 2.1.3) zwischen den Einzelschichten des FKV zu gewährleisten.

In der Regel weist das metallische Fügeteil einen größeren Wärmeausdehnungskoeffizienten auf als das FKV-Fügeteil. Je nach Wahl des metallischen Werkstoffs, kann die Differenz der

Wärmeausdehnung zum FKV auch stark beeinflusst werden. So weist Titan mit  $9 \times 10^{-6}/\text{K}$  einen weitaus kleineren Wert auf als beispielsweise Aluminium mit  $24 \times 10^{-6}/\text{K}$  [92]. Der Ausdehnungskoeffizient des FKV-Fügeteils wird, wie in Kapitel 2.1.3 erläutert, durch den entsprechenden Laminataufbau beeinflusst. So liegt der Wert der unidirektionalen Einzelschicht in Faserrichtung ( $-0,1 \times 10^{-6}/\text{K}$  für CFK) deutlich unterhalb des Werts quer zur Faserrichtung ( $30 \times 10^{-6}/\text{K}$  für CFK), welcher von der Matrixausdehnung dominiert wird [18]. Je nach Laminataufbau ergibt sich für den gesamten Mehrschichtverbund ein entsprechender Mischwert ( $2,3 \times 10^{-6}/\text{K}$  für CFK, quasi-isotrop). Der Wärmeausdehnungskoeffizient des Klebstoffs selbst hat bzgl. der Delta-Alfa-Problematik nur wenig Einfluss. Aufgrund des geringen Volumens der Klebschicht im Vergleich zu den Fügeteilen, macht die Ausdehnung der Klebschicht i.d.R. nur einen geringen Anteil der Relativverschiebung aus. Wie in Kapitel 2.2.1 beschrieben kann jedoch durch die Wahl des Klebstoffsystems mit hohen Bruchdehnungen und großen Klebschichtdicken (wie z. B. bei den PUR-Klebstoffen) die Relativverschiebung der Fügeteile zum Teil ausgeglichen werden. Im Fokus dieser Arbeit stehen jedoch die strukturellen EP-Klebstoffe mit vergleichsweise hohen Festigkeiten und Steifigkeiten, die i.d.R. Relativverschiebungen nur in einem sehr geringen Maße ausgleichen.

Als Beispiel für die Auswirkung der Delta-Alfa-Problematik zeigt Abbildung 2.16 eine CFK-Aluminium-Klebverbindung für einen Abkühlvorgang ( $\Delta T < 0$ ). Aufgrund der stärkeren Verformung des Aluminium-Fügeteils unter Temperatureinfluss kommt es zu Biege- und Axialspannungen in den Fügeteilen. Durch die Überlagerung entstehen angrenzend zur Klebschicht hoch beanspruchte Bereiche. Die in Kapitel 2.1.3 beschriebenen interlaminaren thermischen Eigenspannungen innerhalb der FKV-Komponente aufgrund von unterschiedlich orientierten Einzellaugen sind dabei nicht berücksichtigt.

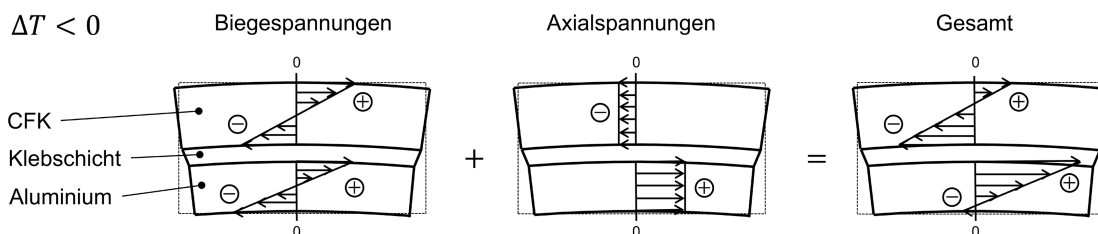


Abbildung 2.16: Schematische Darstellung der Verformung und Überlagerung von Biege- und Axialspannungen in den Fügeteilen einer CFK-Aluminium-Klebverbindung beim Abkühlvorgang ( $\Delta T < 0$ ) aufgrund der Delta-Alfa-Problematik [18]

### Spannungsfreie Temperatur der Klebverbindung ( $T_{SF,KV}$ )

Im Falle von warmhärtenden Klebstoffsystemen entstehen durch die Delta-Alfa-Problematik bereits beim Abkühlvorgang nach dem Aushärtprozess thermische Eigenspannungen im Bereich der Klebverbindung. Analog zu den in Kapitel 2.1.3 erläuterten thermischen Eigenspannungen zwischen den Einzelschichten eines multidirektionalen Laminats, kann auch für die Klebverbindung eine spannungsfreie Temperatur  $T_{SF,KV}$  definiert werden. Diese erlaubt die Berechnung der thermischen Eigenspannung in der Klebschicht über die Temperaturdifferenz  $\Delta T$  zwischen Betriebstemperatur  $T_B$  und spannungsfreie Temperatur  $T_{SF,KV}$ , s. Formel 2.20:

$$\Delta T = T_B - T_{SF,KV} \quad (2.20)$$

Das Konzept der spannungsfreien Temperatur von Klebverbindungen wurde 1973 von HARTSMITH [115] eingeführt. Dieser setzte in einem simplen Ansatz  $T_{SF,KV}$  mit der Aushärtetemperatur des Klebstoffs gleich, was für Klebstoffanwendungen unterhalb der Glasübergangstemperatur  $T_g$  eine gute Näherung darstellen kann [18]. Für Anwendungen oberhalb  $T_g$  wechselt der Klebstoff vom glasartigen Zustand in den gummiartigen Zustand. Dies führt zu einem elastischeren Verhalten und deutlich geringerer Bildung von Eigenspannungen [18]. Untersuchungen von DA SILVA und ADAMS [136] zeigen, dass in diesen Fällen  $T_{SF,KV}$  mit  $T_g$  gleichgesetzt werden kann. Eine genauere Bestimmung von  $T_{SF,KV}$ , welche auch Relaxationseffekte des Klebstoffs berücksichtigt, kann über eine experimentelle Verformungsanalyse erfolgen [137]. So können beispielsweise eine ebene FKV- und Metallplatte miteinander verklebt werden. Nach dem Aushärtprozess bildet sich aufgrund der unterschiedlichen thermischen Dehnung der Füge-teile eine Krümmung der geklebten Prüfplatte aus. Durch erneutes Aufheizen der Platte mit entsprechender Verformungsmessung kann  $T_{SF,KV}$  experimentell ermittelt werden. Diese entspricht dann der Temperatur, bei der die Prüfplatte eben wird und somit eigenspannungsfrei ist.

## 2.2.5 Einfluss von zyklischen Lasten

Das Schädigungsverhalten von FKV-Metall-Klebverbindungen unter zyklischen Lasten ist vielseitig und komplex. Die in Kapitel 2.2.3 erläuterten Gestaltungsparameter der Klebverbindung haben dabei großen Einfluss auf das Ermüdungsverhalten. Grundsätzlich gilt für Klebverbindungen unter zyklischen Lasten dieselbe Klassifizierung von Versagensmoden wie in Kapitel 2.2.2 beschrieben. Dazu zählen Adhäsionsversagen, sowie kohäsives Versagen der Klebschicht als auch der Füge-teile. Das Ermüdungsversagen ist i.d.R. über eine Rissinitiation, ein Risswachstum über die Schwingspielzahl und einen finalen Ermüdungsbruch charakterisiert. In einer Wöhlerdiagramm ergeben sich dadurch unterschiedliche Wöhlerkurven für die Rissinitiation und den Ermüdungsbruch der Klebverbindung (s. Abbildung 2.17) [106].

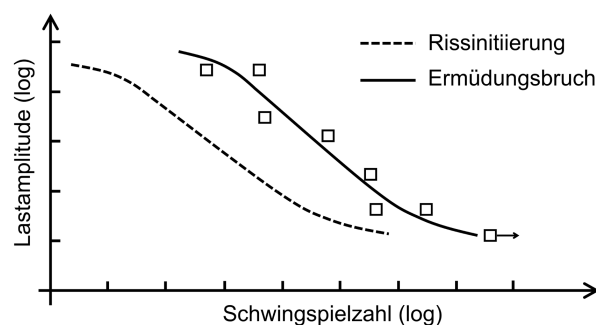


Abbildung 2.17: Schematische Darstellung der Wöhlerkurven für die Rissinitiation und den Ermüdungsbruch einer Klebverbindung [106]

**Auch die in dieser Arbeit im Fokus stehende intralaminare Rissinitiation kann in Folge von zyklischen Lasten auftreten** [14, 19, 106, 138, 139]. Wie bei der Beschreibung in Kapitel 2.2.2 erfolgt diese in der äußersten Schicht des FKV-Füge-teils am Überlappungsende der

Kleilverbindung aufgrund der hier wirkenden Spannungsspitzen. Das Risswachstumsverhalten kann sich jedoch stark von der einer quasistatischen Beanspruchung unterscheiden. So weisen Untersuchungen an Scherzugproben mit unterschiedlichem Lagenaufbau und Decklagenorientierung verschiedene Rissverläufe auf [19, 140, 141]. Dabei kommt es aufgrund von Spannungsumlagerungen zu Sprüngen im jeweiligen Rissverlauf. Zudem kann das unterschiedliche Ermüdungsverhalten der Einzelkomponenten auch zu schwingenspielabhängigen Versagensmoden führen. So weisen Untersuchungen in [22] an CFK-Aluminium-Kleilverbindungen im Kurzzeitfestigkeitsbereich eine Rissinitiierung im Kleilverstoff mit anschließendem Kleilverstoffversagen auf. Im Langzeitfestigkeitsbereich kommt es an derselben Verbindung wiederum zur intralaminaren Rissinitiierung mit anschließendem FKV-Deckschichtversagen. Ähnliche Beobachtungen zu einem schwingenspielzahlabhängigen Wechsel der Rissinitiierung und des Versagensmodus erfolgen in [142]. Eine rein quasistatische Festigkeitsbewertung würde in diesen Fällen ein Kleilverstoffversagen prognostizieren. Erst mithilfe einer Lebensdauerbewertung des intralaminaren Versagens könnte eine Gegenüberstellung mit der Lebensdauerbewertung der Kleilverstoffschicht erfolgen, um ggf. ein Wechsel des Versagensmodus vorherzusagen.

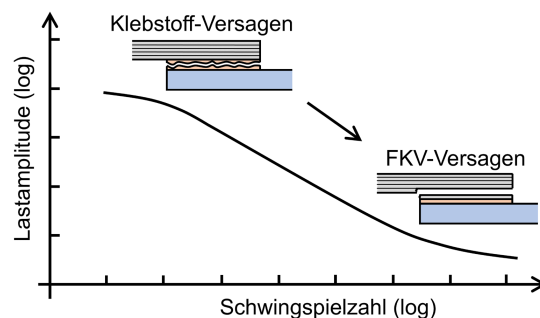


Abbildung 2.18: Schematische Darstellung einer Wöhlerkurve mit schwingenspielzahlabhängigem Wechsel des Versagensmodus von Kleilverstoff-Versagen im Kurzzeitfestigkeitsbereich zu FKV-Versagen im Langzeitfestigkeitsbereich

## 2.2.6 Festigkeitsbewertung der intralaminaren Rissinitiierung

Zur Festigkeitsbewertung des kohäsiven Kleilverstoff-Versagens von strukturellen Kleilverbindungen gibt es in der Literatur eine Vielzahl an Arbeiten und entwickelten Ansätzen. Dahingegen liefert die Recherche zur Festigkeitsbewertung des FKV-Fügeteilversagens nur wenige Ergebnisse. Grundsätzlich lassen sich die Ansätze zur Versagensbeschreibung von Kleilverbindungen in verschiedene Kategorien einteilen:

- Kontinuumsmechanische Ansätze: Beschreibung des Versagens auf Basis von lokalen Spannungen und Dehnungen mit geeigneten Festigkeitshypothesen und Gegenüberstellung mit kontrollierten Versuchen mit definierten Beanspruchungszuständen
- Bruchmechanische Ansätze: Beschreibung der Entstehung und Ausbreitung von Rissen über Spannungsintensitätsfaktoren und Rissfortschrittskurven

Zu den bruchmechanischen Ansätzen zur Beschreibung des FKV-Versagens in Kleilverbindungen zählt beispielsweise die Arbeit von TALMON L'ARMÉE [143] zur Analyse der interlaminaren Rissentstehung in FKV-Fügeteilen. Hier wird der Beginn der Delamination zwischen erster und

zweiter Schicht über ein rein numerisches Modell mittels eines gekoppelten Spannungs- und Energiekriteriums im Rahmen der finiten Bruchmechanik beschrieben.

Als konservativer Ansatz wird in der industriellen Praxis häufig die Vermeidung von Rissbildung in der Klebverbindung gefordert [12]. Der Fokus in dieser Arbeit liegt daher auf den kontinuumsmechanischen Ansätzen zur Beschreibung der Rissinitiierung. Durch die vergleichsweise einfache und effiziente Anwendbarkeit eignen sie sich eher für die industrielle Praxis als die bruchmechanischen Ansätze. So lassen sich die für die Festigkeitskriterien notwendigen lokalen Beanspruchungsgrößen mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) ermitteln. Für die experimentelle Referenz bestehen eine Vielzahl an Verfahren, welche zur Charakterisierung des Klebstoffs, der Füge-teile und der Gesamtverbindung herangezogen werden können. Eine wesentliche Herausforderung liegt in der Formulierung eines geeigneten Versagenskriteriums unter Berücksichtigung der jeweiligen Belastungsarten und Einflussbedingungen. Des Weiteren liegt eine Herausforderung im Umgang mit Spannungssingularitäten.

### **Umgang mit Spannungssingularitäten am Überlappungsende**

Da die Festigkeitsgrößen für die Festigkeitskriterien in kontrollierten Versuchen mit weitestgehend homogenen Beanspruchungen ermittelt werden, verlieren diese mit zunehmender Inhomogenität des Spannungsfelds an Aussagekraft. Die Versagensinitiierung bei Klebverbindungen erfolgt jedoch häufig am Überlappungsende, welches sowohl eine Diskontinuität der Geometrie (Klebefuge), als auch eine Diskontinuität des Materials (Materialübergang Klebschicht zu Füge-teil) darstellt. Diese erzeugen lokale diskretisierungsabhängige Spannungsspitzen im FE-Modell, die gemäß der Festigkeitskriterien eine unrealistische Versagenslast von annähernd null ergeben würden. Um dennoch eine Festigkeitsbewertung zu ermöglichen, können örtliche Bewertungskonzepte herangezogen werden. Die zugrunde liegende Idee besteht dabei darin, nicht lokal in der Spannungsspitze (*hot spot*) auszuwerten, sondern eine geeignete Spannungsgröße aus dem örtlichen Umfeld abzuleiten. Die örtlichen Konzepte zur Bewertung von FKV-Füge-teilen sind noch Gegenstand der Forschung. Ansätze sind beispielsweise die Verwendung eines kritischen Abstands (*critical distance*) zu der Klebnahtfuge in Längsrichtung [13], oder eine Auswertung mit Abstand in die Dickenrichtung des Füge-teils [14].

### **Festigkeitskriterien zur Bewertung der intralaminaren Rissinitiierung**

Für eine anwendungsorientierte Festigkeitsbewertung des FKV-Füge-teils liegt die Verwendung von gängigen Kriterien zur Bewertung von reinen FKV's nahe. So wendete FUHRMANN [22] bereits 2007 das PUCK-Kriterium für die Bewertung von CFK-Aluminium-Klebverbindungen an. Allerdings handelte es sich hier um Probekörper mit einer  $0^\circ$  orientierten Deckschicht des FKV. Dabei kam es zum Abreißen der obersten Matrixschicht mit partiell mitgerissenen Fasern (s. Beschreibung des intralaminaren Deckschichtversagens in Kapitel 2.2.2) und nicht zu einem schichtbezogenen Faserbruch. Die Faserbruch-Analyse nach PUCK lieferte daher keine direkte Bewertung für die  $0^\circ$ -Deckschicht. Zudem erfolgte die Bewertung im *hot spot* der Spannungssingularität, was zu sehr hohen Anstrengungsfaktoren der FKV-Schicht führte.

In seiner Arbeit zur „Rissinitiierung in einschnittig überlappte CFK-Klebverbindungen“ (2022) analysierte ROOS [13] u.a. Proben mit einer Deckschichtorientierung von  $90^\circ$ ,  $60^\circ$  und  $45^\circ$ . Mittels optischer Verfahren konnte für diese Fälle die intralaminare Rissinitiierung detektiert und als

ZFB charakterisiert werden (s. Beschreibung des interlaminaren Schubbruchs in Kapitel 2.2.2). Eine numerische Analyse mit Auswertung der PUCK'schen Anstrengungen zeigte, dass für diese Fälle die Spannungskomponenten  $\sigma_2$  und  $\tau_{12}$  in der Deckschicht dominierend sind und zu einer hohen Anstrengung für ZFB führen. Die out-of-plane Spannungskomponenten  $\sigma_3$ ,  $\tau_{13}$  und  $\tau_{23}$  wurden hingegen als vernachlässigbar gering bewertet. Insbesondere bei der Decklagenorientierung von  $45^\circ$  kommt es auch zu einer ausgeprägten faserparallelen Spannung  $\sigma_1$ . Allerdings fällt aufgrund der hohen faserparallelen Festigkeit die Anstrengung für FB deutlich geringer aus als die für ZFB. Thermische Eigenspannungen wurden in der Auswertung nicht berücksichtigt. Die Analysen von ROOS liefern experimentelle und numerische Erkenntnisse über Lokalisierung der Rissinitiierung, der dabei wirkenden Spannungszustände und der Einfluss verschiedener Parameter wie die Decklagenorientierung. Eine qualitative Festigkeitsbewertung mit einer Validierung anhand der experimentellen Ergebnisse war allerdings nicht Gegenstand der Arbeit und bildet somit eine Forschungslücke.

## 2.3 Schlussfolgerungen und Fokussierung der Arbeit

### 2.3.1 Schlussfolgerungen

Die Recherchen zum Stand der Forschung von FKV-Metall-Kleberverbindungen zeigen einen bestehenden Forschungsbedarf auf. Für die Versagensmoden endlosfaserverstärkter Kunststoffe existiert bislang keine allgemein gültige Klassifizierung in Form von Normen oder Richtlinien. Verschiedene Forschungsarbeiten haben sich jedoch mit der experimentellen Analyse des FKV-Fügeteilversagens befasst (s. Kapitel 2.2.2). Von Relevanz sind insbesondere der *interlaminare Schubbruch* und das *intralaminare Deckschichtversagen*. Bei beiden Versagensmoden kommt es initial zu einer *intralaminaren Rissinitiierung* am Überlappungsende infolge der dort auftretenden Spannungsspitzen. Im Falle des interlaminaren Schubbruchs handelt es sich bei der Rissinitiierung um einen ZFB, der die äußerste Schicht komplett durchtrennt. Die Einflussuntersuchungen verschiedener Parameter auf das FKV-Versagen (s. Kapitel 2.2.3 bis 2.2.5) führen zu folgenden Erkenntnissen:

- Intralaminare Rissinitiierung in Form von ZFB tritt insbesondere bei der Verwendung von Gelegen auf, bei denen die Faserorientierung der äußersten Schicht nicht der Zugrichtung entspricht (z. B.  $45^\circ$ ,  $60^\circ$ ,  $90^\circ$ ).
- Der kritischste Fall liegt bei einer Faserorientierung der äußersten Schicht unter  $90^\circ$  dar. Hier sind die übertragbaren Maximalkräfte der Verbindung am geringsten.
- Die Verwendung struktureller Klebstoffe begünstigt das Auftreten von FKV-Fügeteilversagen.
- Intralaminare Rissinitiierung erfolgt weitestgehend unabhängig von Überlappungslänge, Klebschichtdicke, Prüfgeschwindigkeit und Randeffekten.
- Unter Temperatureinfluss kann ein Wechsel des Versagensmodus zwischen Klebschichtversagen und FKV-Fügeteilversagen auftreten.
- Intralaminare Rissinitiierung tritt auch unter zyklischen Lasten auf. Abhängig vom Lasthorizont kann es ebenfalls zum Wechsel der Versagensmoden kommen.

Im Hinblick auf die Festigkeitsbewertung von FKV-Metall-Klebverbindungen geht, existiert eine Vielzahl an Methoden zur Bewertung des kohäsiven Klebstoffversagens. Für die Festigkeitsbewertung des FKV-Fügeteilversagens stehen hingegen nur wenige Ansätze zur Verfügung (s. Kapitel 2.2.6). Für die industrielle Praxis ist eine Festigkeitsbewertung der Klebverbindungen relevant, durch die Rissinitiierung vermieden werden kann. Für die Festigkeitsbewertung von reinen FKV-Laminaten existiert eine Vielzahl an klassischen Versagenskriterien, wie z. B. das PUCK-Kriterium (s. Kapitel 2.1.2), welches in gängigen FE-Programmen implementiert ist. Dieses erlaubt eine anwendungsorientierte Bewertung des Erstschnittversagens in Form von FB oder ZFB. Es stellt sich somit die Frage, inwiefern ein solches klassisches Versagenskriterium zur Bewertung der intralaminaren Rissinitiierung in FKV-Metall-Klebverbindungen herangezogen werden kann. In einigen Forschungsarbeiten wurde das PUCK-Kriterium zur Auswertung der Anstrengungen im FKV-Fügeteil bereits angewendet. Nach aktuellem Recherchestand existiert jedoch noch keine validierte Methode für eine qualitative Festigkeitsbewertung der intralaminaren Rissinitiierung. Für die Entwicklung einer solchen Methode ergeben sich verschiedene Herausforderungen, aus denen sich weiterer Forschungsbedarf ableitet:

- *Einfluss von thermischen Eigenspannungen:* Durch den Aushärteprozess des Laminats sowie durch die Aushärtung der Klebverbindungen kommt es zu thermischen Eigenspannungen (s. Kapitel 2.1.3 und 2.2.4). Diese sind insbesondere bei FKV-Metall-Verbindungen aufgrund der unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten relevant. Sie können sich signifikant auf die Beanspruchung der äußersten Schicht des FKV-Fügeteils auswirken, insbesondere auf die relevanten Spannungskomponenten  $\sigma_2$  und  $\tau_{12}$ .
- *Einfluss von Temperatur:* Strukturelle FKV-Metall-Verbindungen werden zunehmend in Anwendungen mit Betriebstemperaturen zwischen  $-40\text{ °C}$  und  $150\text{ °C}$  eingesetzt. Das PUCK'sche Versagenskriterium ermöglicht grundsätzlich die Berücksichtigung von Temperatureinfluss (s. Kapitel 2.1.3). Idealerweise lässt sich die intralaminare Rissinitiierung auch somit auch temperaturabhängig beschreiben.
- *Einfluss zyklischer Lasten:* Die intralaminare Rissinitiierung kann auch infolge von zyklischen Lasten auftreten. Diese könnten potenziell durch die Erweiterung des PUCK'schen Versagenskriteriums für zyklische Beanspruchungen (s. Kapitel 2.1.4) bewertet werden.
- *Umgang mit numerischer Singularität im FE-Modell:* Die Auswertung der Spannungskomponenten am Überlappungsende erfordert ein Konzept zur örtlichen Bewertung der Singularität (s. Kapitel 2.2.6). Die herangezogene Größe sollte repräsentativ für die lokale Beanspruchung sein und möglichst unabhängig von der Diskretisierung.
- *Validierung:* Für die Validierung der Festigkeitsbewertung müssen geeignete Probekörper und Versuche definiert werden. Dazu zählt die Charakterisierung der Fügeteile als auch die Charakterisierung der Verbindung mit Identifikation der intralaminare Rissbildung.

### 2.3.2 Fokussierung der Arbeit

Aufgrund der inhaltlichen Breite und Komplexität des Themengebiets ist eine Eingrenzung der Aufgabenstellung notwendig. Bestimmte Eingrenzungen ergeben sich bereits aus den Randbedingungen der Forschungsprojekte, in die die vorliegende Arbeit teilweise eingebettet ist. Dazu zählen folgende Projekte:

- EU-Projekt im Rahmen von Clean Sky 2 zur Entwicklung eines CFK-Flugzeugrads [20]
- IGF Projekt Nr. 19187 BG zur Lebensdauerberechnung hybrider Verbindungen [144]
- BMBF-Projekt im Rahmen von HyMat zur Gestaltung von Hybridverbindungen unter besonderer Berücksichtigung der Wärmedehnungen der Werkstoffpartner [21]

Insbesondere für die Materialauswahl und die Versuchsdurchführung wird teilweise auf die eigenständig erarbeiteten Ergebnisse dieser Projekte zurückgegriffen. So erfolgt die Charakterisierung des FKV-Materials an einem luftfahrtzertifizierten CFK aus dem EU-Projekt. Die Auswahl und Charakterisierung des Klebstoffs basiert auf Ergebnissen des BMBF-Projekts aus dem Automobilbereich. Des Weiteren ergeben sich aus dem BMBF-Projekt eine Fokussierung auf den Temperatureinfluss und aus dem IGF-Projekt auf den Einfluss zyklischer Lasten. Diese Themengebiete stellen bezüglich der intralaminaren Rissinitiierung spezifische Forschungslücken dar.

Darüber hinaus lassen sich auf Grundlage der Erkenntnisse aus dem Stand der Forschung sinnvolle Eingrenzungen hinsichtlich der Versuchs- und Gestaltungsparametern ableiten.

- *Repräsentativer Probekörper*: Die Scherzugprobe nach DIN EN 1465 [24] stellt für eine erste Validierung einer Festigkeitsbewertung einen sinnvollen Probekörper für die Klebverbindung dar. Aufgrund der exzentrischen Krafteinleitung und der überlagerten Biegung kommt es zu komplexen Spannungszuständen in der Verbindung mit kritischen Schälspannungen am Überlappungsende. Durch die uniaxiale Lasteinleitung ergibt sich zudem ein vergleichsweise einfacher Versuchsaufbau. Darüber hinaus besteht die Möglichkeit einer stirnseitigen optischen Detektion der Rissinitiierung.
- *Materialauswahl*: Die Materialpaarung aus CFK und Aluminium ist ein typisches Beispiel struktureller FKV-Metall-Klebverbindungen mit hohem Leichtbaupotential. Für die Untersuchung der Relevanz der Delta-Alfa-Problematik eignet sich diese Materialpaarung besonders, aufgrund der großen Differenz der Wärmeausdehnungskoeffizienten.
- *Verbindungsgestaltung*: Es existieren bereits eine Vielzahl an experimentellen Einflussuntersuchung von Gestaltungsparametern wie Faserarchitektur und Faserorientierung. Der kritischste Fall hinsichtlich der intralaminaren Rissinitiierung tritt bei Verwendung von Gelegen mit einer Orientierung der äußersten Schicht unter  $90^\circ$  auf.
- *Temperaturstufen*: Eine temperaturabhängige Charakterisierung von Verbindungskomponenten und Gesamtverbindung ist mit großem experimentellem Aufwand verbunden. Für den relevanten Temperaturbereich zwischen  $-40^\circ\text{C}$  und  $150^\circ\text{C}$  erfolgt die Charakterisierung daher beschränkt auf vier Temperaturstufen:  $-40^\circ\text{C}$ ,  $23^\circ\text{C}$ ,  $110^\circ\text{C}$  und  $150^\circ\text{C}$ .
- *Zyklische Versuche*: Auch die Charakterisierung von Verbindungskomponenten und Gesamtverbindung unter zyklischen Lasten erfordert einen großen experimentellen Aufwand. Eine erste Charakterisierung unter rein zugschwellender Last mit konstanten Amplituden stellt eine sinnvolle Eingrenzung dar.
- *Festigkeitsbewertung*: Für die Bewertung der intralaminaren Rissinitiierung sind die PUCK'schen Bruchkriterien für ZFB für den Fall  $\sigma_n \geq 0$  (Zugbeanspruchung) relevant (s. Kapitel 2.1.2). Auf die Beschreibung für  $\sigma_n < 0$  (Druckbeanspruchung) und entsprechende Kennwertermittlung kann verzichtet werden.

Aus den Schlussfolgerungen zum Stand der Forschung und der Fokussierung der Arbeit wird die in Kapitel 1.2 formulierte Zielsetzung der Arbeit abgeleitet.

## 3 Experimentelle Analysen

In diesem Kapitel werden zunächst die ausgewählten Materialien FKV, Aluminium und Klebstoff, sowie deren Herstellungsprozesse kurz beschrieben (s. Kapitel 3.1). Die experimentellen Analysen erfolgen im Laboratorium des *Fraunhofer LBF*. Eine Beschreibung der verwendeten Prüfstände und experimentelle Methoden erfolgt in Kapitel 3.2. Nachfolgend wird die Charakterisierung der einzelnen Komponenten FKV (s. Kapitel 3.3), Aluminium (s. Kapitel 3.4) und Klebstoff (s. Kapitel 3.5) beschrieben. Kapitel 3.6 enthält die Versuchsdurchführung an den geklebten FKV-Aluminium-Scherzugproben bei unterschiedlichen Temperaturstufen bzw. unter zyklischer Belastung. Im Fokus steht die Auswertung der dabei auftretenden intralaminaren Rissinitiierung.

### 3.1 Materialauswahl und Herstellungsverfahren

Für die wissenschaftlichen Untersuchungen in dieser Arbeit werden repräsentative Materialien ausgewählt. Dabei werden Leichtbauwerkstoffe verwendet, die prinzipiell für strukturelle Anwendungen in der Automobil- und Luftfahrtbranche geeignet sind und für einen Temperatureinsatzbereich von  $-40\text{ °C}$  bis  $150\text{ °C}$  geeignet sind. Nachfolgend wird das ausgewählte FKV, der Klebstoff und die Aluminiumlegierung vorgestellt sowie die verwendeten Prozesse zur Herstellung des FKV und der Verarbeitung des Klebstoffs beschrieben.

#### 3.1.1 Faser-Kunststoff-Verbund

##### Faserhalbzeug

Bei dem ausgewählten FKV wird das unidirektionale Fasergelege *ECC eUD268CHT* der Firma *C. Cramer & Co. GmbH* eingesetzt. Darin wird die hochfeste Kohlenstofffaser des Typs *Tenax®-E HTS45 E23 12K* [145] der Firma *Teijin Carbon Europe GmbH* verarbeitet. Die Faserfestigkeit beträgt laut Datenblatt  $4.500\text{ MPa}$ , die Fasersteifigkeit  $240\text{ GPa}$  [145]. Das Flächengewicht des Faserhalbzeugs beträgt  $270\text{ g/m}^2$ .

##### Matrix

Als Matrixmaterial wird das Epoxidharz *HexFlow® RTM 6* [146] der Firma *Hexel Corporation* verwendet. Hierbei handelt es sich um ein einkomponentiges Harzsystem, welches sich vor allem für die Verarbeitung im Vakuuminfusionsverfahren wie das *Resin Transfer Moulding (RTM)* eignet. Als luftfahrtzertifiziertes Harz mit einer hohen Glasübergangstemperatur von über  $200\text{ °C}$  findet es breite industrielle Anwendung in der Luft- und Raumfahrt. Der Aushärteprozess des Harzes erfolgt bei  $180\text{ °C}$  über  $120\text{ min}$ . Am *Fraunhofer LBF* wurde das Harzsystem im EU-Forschungsprojekt *Clean Sky 2* zur Entwicklung eines CFK-Flugzeugrads eingesetzt [20].

##### Herstellung von FKV-Platten

Für die Untersuchungen in dieser Arbeit werden ebene FKV-Platten hergestellt. Die Fertigung erfolgt durch das *Fraunhofer IGCV* in Augsburg mittels Vakuuminfusionsverfahren *VAP®*.

Abbildung 3.1 (a) zeigt den schematischen Aufbau des Verfahrens. Der trockene Preform besteht aus der entsprechenden Schichtung des Fasergeleges und wird beidseitig mit einem Abreisgewebe versehen. Die Druckplatte unter der Vakuumfolie dient als Hilfe zur Erzielung einer gleichmäßigen Laminatdicke und ebener Oberfläche. Die Infiltration des Harzes erfolgt im Ofen bei einer Temperatur von 100 °C. Nach der Infiltration wird am Harzvorrat ein partielles Vakuum angelegt, um eine definierte Kompaktierung des Preforms zu erreichen. Durch das Niveau dieses Vakuums kann folglich die Dicke und der Faservolumengehalt (FVG) des Laminats eingestellt werden. Die Aufheizung von 100 °C auf 180 °C erfolgt über 40 min. Die Aushärtung erfolgt anschließend bei 180 °C über 120 min, gefolgt von einem Abkühlvorgang von 180 °C auf 60 °C über 40 min. Abbildung 3.1 (b) zeigt den Plattenaufbau platziert im Ofen.

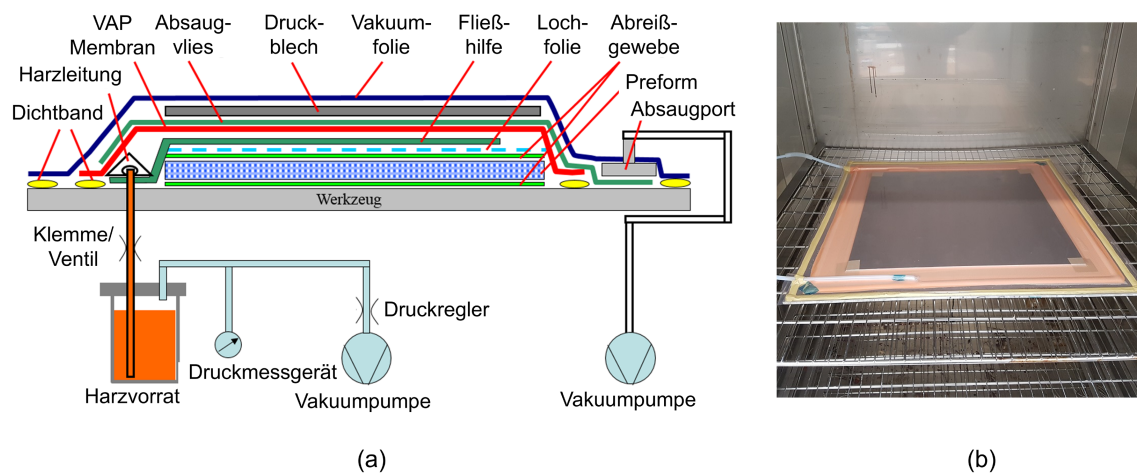


Abbildung 3.1: (a) Schematische Darstellung des Aufbaus zur Herstellung von CFK-Platten mittels Vakuuminfusionsverfahren VAP®; (b) Foto des Aufbaus platziert im Ofen zur Aushärtung [147]

Für die Untersuchungen werden Probekörper mit unterschiedlichem Lagenaufbau benötigt. Dazu gehören unidirektionale Schichtungen (UD), Kreuzverbund (KV), sowie quasi-isotrope (QI) und asymmetrische Schichtungen (AS). In Tabelle 3-1 sind die hergestellten FKV-Platten mit den jeweiligen resultierenden Platteneigenschaften angegeben.

Tabelle 3-1: Im Vakuuminfusionsverfahren hergestellte FKV-Platten mit spezifischen Angaben; verwendetes Fasergelege: ECC eUD268CHT; Harzsystem: HexFlow® RTM 6

Bezeichnung	Lagenaufbau	Plattendicke	FVG	Plattenmaße	Anzahl
UD90-Platte	(90) <sub>8</sub>	1,8 mm	66 %	550 mm × 550 mm	6
UD0-Platte	(0) <sub>4</sub>	0,9 mm	66 %	550 mm × 550 mm	1
KV-Platte	(90/0/90/0) <sub>s</sub>	1,9 mm	63 %	550 mm × 550 mm	4
QI-Platte	(90/0/±45) <sub>s</sub>	2,0 mm	61 %	550 mm × 550 mm	4
AS-Platte	(0 <sub>2</sub> /90 <sub>2</sub> )	1,0 mm	63 %	300 mm × 300 mm	1

### 3.1.2 Klebstoff

Bei dem eingesetzten Klebstoffsystem handelt es sich um eine Neuentwicklung der Firma *DuPont Specialty Products GmbH & Co* mit der Arbeitsbezeichnung *BETAMATE High TG.306*. Es handelt sich um einen warmhärtenden Ein-Komponenten-Strukturklebstoff auf Epoxidbasis. Der Klebstoff besitzt eine hohe Glasübergangstemperatur von 174 °C und eignet sich gut für Multi-Material-Verbindungen. Anwendung fand der Klebstoff im Forschungsprojekt *GOHybrid* [148] des *Fraunhofer LBF*. Hier wurde er für die Klebverbindung eines Hybridrades zwischen Aluminiumspeiche und CFK-Felge eingesetzt. Der Aushärteprozess des Klebstoffs erfolgt bei 180 °C über 30 min.

### 3.1.3 Aluminiumlegierung

Bei den Untersuchungen in dieser Arbeit wird die Aluminiumlegierung *EN AW-6082 (AlMgSi1)* verwendet. Neben vielen Luftfahrt- und Automobilanwendungen handelt es sich dabei auch um eine Standard-Legierung der Firma *Otto Fuchs KG* zur Herstellung von Radkomponenten [21]. Für die Herstellung von Probekörpern in dieser Arbeit wird das Walzblech *AlMgSi1 F30* der Firma *Gemmel Metalle* mit einer Blechstärke von 2 mm eingesetzt. Laut Datenblatt sind Zugfestigkeiten von 300 bis 350 MPa, sowie ein E-Modul von 70 GPa zu erwarten [149].

## 3.2 Prüfstände und experimentelle Methoden

### 3.2.1 Prüfstände

Die quasi-statisch als auch die zyklische Versuchsdurchführung erfolgt im Laboratorium des *Fraunhofer LBF* an den servohydraulischen Prüfmaschinen M16 und M80 (s. Abbildung 3.2).

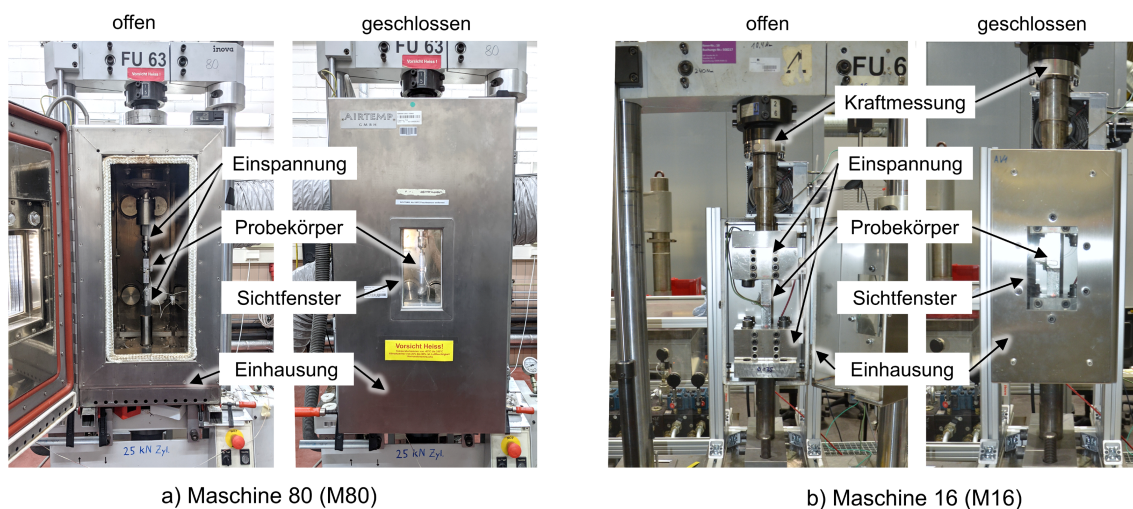


Abbildung 3.2: Servohydraulische Uniaxial-Prüfmaschinen des *Fraunhofer LBF*; (a) Maschine 80 mit einer Kraftmessung bis zu 25kN, (b) Maschine 16 mit einer Kraftmessung bis zu 63 kN; Zur Erzeugung einer klimatisierten Versuchsumgebung wird der Bereich um den Probekörper mit einer isolierten Einhausung ausgeführt, hier jeweils offen und geschlossen dargestellt.

Bei beiden handelt es sich um Uniaxial-Prüfmaschinen, bestehend aus einem Servolängszylinder der Fa. *Sandner*, einer Steuereinheit der Fa. *MTS*, sowie einem Lastrahmen mit einer feststehenden Traverse. Für die Messung der auftretenden Prüfkräfte ist auf Seite der feststehenden Traverse eine Kraftmessdose installiert. Der Maschinenregelung lässt eine kraft-, verschiebungs- oder dehnungsgeregelte Versuchsdurchführung zu. Beide Prüfmaschinen sind mit isolierten Einhausungen zur Erzeugung einer klimatisierten Versuchsumgebung ausgestattet. Die Einhausungen haben ein Sichtfenster zur optischen Erfassung des Probekörpers. An M16 erfolgt die Temperatureaufbringung mittels des Heißluftgebläses *Leister Mistral 6*. Dadurch lassen sich Prüftemperaturen zwischen RT und 200 °C mit einer Genauigkeit von ca.  $\pm 3$  °C erzeugen. An M80 erfolgt die Temperatureaufbringung mittels des Klimageräts *AIRTEMP MGK-TEK-50* im Bereich zwischen  $-70$  °C und 250 °C. Die Genauigkeit liegt bei ca.  $\pm 2$  °C. Je nach Probekörper und definierten Randbedingungen werden die Prüfmaschinen mit unterschiedlichen Einspannvorrichtungen bestückt. Die Erläuterung der mechanischen Einspannungen erfolgt in den Folgekapiteln in Zusammenhang mit der jeweiligen Versuchsbeschreibung.

### 3.2.2 Messmittel

#### Kraftmessung

Für die Messung der auftretenden Prüfkräfte werden an beiden Prüfständen dauerfeste Kraftaufnehmer eingesetzt. An M16 handelt es sich um eine *Interface 1730AJ-63kN* mit einer Prüfkraft bis zu 63 kN. An M80 wird eine *GTM C-K-25K* mit einer Prüfkraft bis zu 25 kN verwendet. Die Kraftaufnehmer werden vor dem Einsatz kalibriert. Die Genauigkeitsklasse liegt bei 0,02.

#### Wegmessung

Zur Erfassung der Längsverschiebungen werden an den Prüfmaschinen Wegmessungen an unterschiedlichen Stellen eingesetzt. Zum einen erfolgt eine Messung des Verfahrwegs des Hydraulikzylinder. Dieser ist allerdings für eine genaue Erfassung der Verformung des Probekörpers nicht immer geeignet. Insbesondere bei hohen Prüfkräften kann die Verformung des Prüfaufbaus signifikante Anteile der Wegmessung ausmachen. Aus diesem Grund erfolgt eine weitere lokale Wegmessung direkt zwischen den Einspannungen des Probekörpers mittels des induktiven Wegaufnehmers *HBM WA/10MM-T*.

#### Temperaturmessung

Zur Messung der lokalen Temperatur wird ein Thermoelement des Typ K eingesetzt. Dieser wird je nach Aufbau und Probengeometrie direkt in Kontakt oder in unmittelbarer Nähe des Probekörpers installiert. Die Solltemperatur der Versuchsdurchführung wird an M80 über das Klimagerät und an M16 über das Heizgebläse eingestellt.

#### Dehnungsmessung

Die Messung der Längsdehnung der Probekörper erfolgt zum einen mittels des Hochgenauigkeits-Extensometers *Sandner Typ EXA*. Der Extensometer wird über Befestigungsbügel am Probekörper befestigt. Je nach Geometrie des Probekörpers und erwartete Maximaldehnung werden

Extensometer mit einer Länge von 10 bzw. 25 mm eingesetzt. Die Messgenauigkeit liegt bei  $\pm 0,1\%$ .

Des Weiteren erfolgt eine Ermittlung der Probendehnungen mittels digitaler Bildkorrelation (DIC). Dabei handelt es sich um ein kamerabasiertes Verfahren zur berührungslosen Verformungsmessung. Für die optische Erfassung muss die Oberfläche des Prüfkörpers ein zufälliges Punktemuster aufweisen. Dafür werden die Probekörper vor dem Versuch über ein Sprühverfahren mit einem schwarz-weißen Speckle-Muster versehen. Für die optische Erfassung während der Versuchsdurchführung wird die Spiegelreflexkamera *Canon EOS 650D* verwendet. Diese erfasst die Probenoberfläche im Bereich der freien Einspannlänge durch das Sichtfenster der Klimakammer. Die Auswertung der Bildkorrelation erfolgt mit der Software *GOM Correlate 2020*.

Abbildung 3.3 zeigt beispielhaft die DIC-Auswertung für einen FKV-Probekörper mit einem  $(\pm 45)_{2s}$  Lagenaufbau. Aus dem selektierten Auswertebereich der Probenoberfläche lassen sich neben der Längsdehnung auch die Querdehnung erfassen und damit die Querkontraktionszahl des geprüften Materials ermitteln.

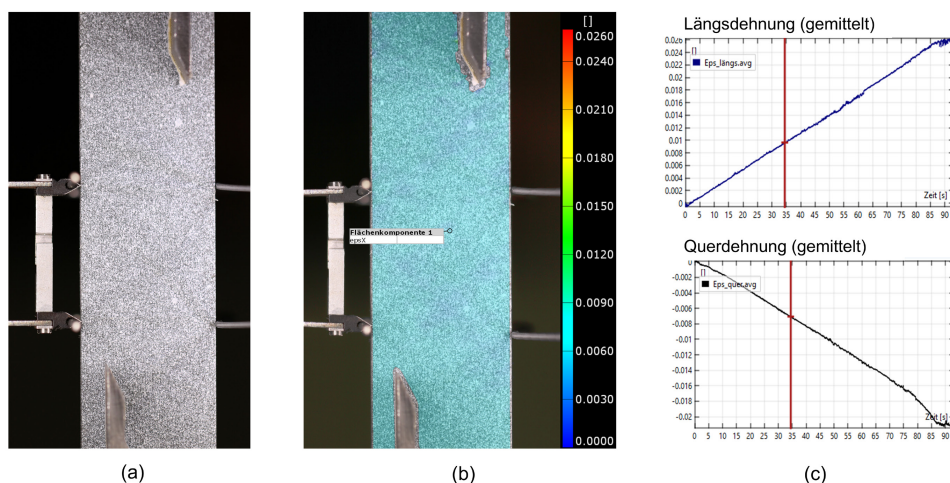


Abbildung 3.3: Beispielhafte Darstellung der Dehnungsauswertung mittels digitaler Bildkorrelation in der Software *GOM Correlate 2020* für einen Zugversuch an FKV-Prüfkörper  $(\pm 45)_{2s}$ ; (a) Foto des Prüfkörpers mit Speckle-Muster, (b) Flächenauswertung der Längsdehnung in *GOM*, (c) Auswertung der gemittelten Längs- und Querdehnung über den Versuchszeitverlauf

### 3.2.3 Schädigungsdetektion

#### Optische Risserkennung im quasi-statischen Versuch

Mithilfe der DIC können für die FKV-Probekörper auftretende Zwischenfaserbrüche (ZFB) in der äußersten Schicht deutlicher sichtbar gemacht werden. Im Falle der quasi-statischen Versuche wird dafür die Probenlängsdehnung über die Versuchslaufzeit mittels *GOM Correlate 2020* ausgewertet. Abbildung 3.4 zeigt beispielhaft die optische Risserkennung aus einem Zugversuch an einem  $(\pm 45)_{2s}$  Probekörper. Ab einer bestimmten Prüfkraft  $F$  kommt es auf der Oberfläche zu sprunghaften Unstetigkeiten, welche in der Dehnungsauswertung als diagonal verlaufende Dehnungsüberhöhungen dargestellt werden. Die Unstetigkeiten lassen Rückschlüsse auf die

Entstehung von ZFB in der äußersten 45° Schicht zu. Erste ZFB entstehen hier bei einer Prüfkraft von 7,8 kN. Mit zunehmender Prüfkraft wächst die Zahl der ZFB über den gesamten Probekörper.

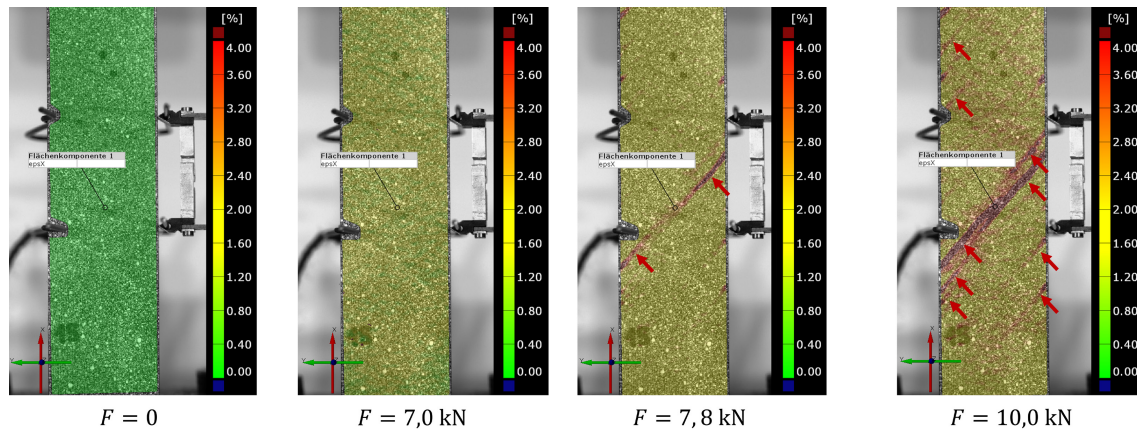


Abbildung 3.4: Beispielhafte Darstellung der optischen Risserkennung im quasi-statischen Versuch mittels digitaler Bildkorrelation (DIC) in der Software *GOM Correlate 2020* für einen Zugversuch an FKV-Probekörper ( $\pm 45$ )<sub>2s</sub>; Anhand der Auswertung der Längsdehnung lassen sich auftretende ZFB in der äußersten 45°-Schicht abhängig von der Prüfkraft  $F$  darstellen.

### Optische Risserkennung im zyklischen Versuch

Anders als bei der quasi-statischen Versuchsdurchführung, erfolgt für den zyklischen Versuch aufgrund der langen Prüfzeit keine durchgehende Videoaufnahme. Um dennoch eine kontinuierliche optische Erfassung des Schädigungsverlaufs und eine DIC-Auswertung zu ermöglichen, wird eine Bilderfassung mittels Spiegelreflexkamera *Canon EOS 650D* eingerichtet. Die Bildaufnahme erfolgt automatisiert über die Versuchsregelung. Dafür wird der zyklische Versuch in bestimmten Intervallabständen für je 3 Sekunden unterbrochen. Die Bildaufnahme findet dann unter einer statischen Beanspruchung von 90 % der Oberlast statt, um mögliche Risse zu öffnen und dennoch keine zusätzliche Schädigung zu erzeugen. Die Bildintervalle sind als teillogarithmische Folge der Schwingspielzahl  $N$  nach Formel 3.1 definiert. Ab dem ersten Bild bei 100 Schwingspielen entstehen 9 Bilder pro weitere Dekade. Als Referenz wird vor dem Versuch ein Bild im unbelasteten Zustand erfasst und im Falle eines Durchläufers ein Bild am Ende des Versuchs bei  $10^6$  Schwingspielen. Bei einem durchlaufenden Versuch mit  $10^6$  Schwingspielen entstehen insgesamt 38 Bilder.

$$N_{n,k} = k \times 10^n \text{ mit } n = 1,2,3,4,5 \text{ und } k = 1,2, \dots, 9 \quad (3.1)$$

Abbildung 3.5 zeigt beispielhaft die optische Risserkennung aus einem zyklischen Versuch an einem (0/90/±45)<sub>s</sub> Probekörper. Auch hier lassen sich ab einer bestimmten Schwingspielzahl  $N$  sprunghafte Unstetigkeiten erkennen, welche als horizontal verlaufende Dehnungsüberhöhungen dargestellt werden. Die Unstetigkeiten lassen Rückschlüsse auf die Entstehung von ZFB in der äußersten 90° Schicht zu. Erste ZFB entstehen hier ab einer Schwingspielzahl von  $1 \times 10^4$ . Mit zunehmender Schwingspielzahl wächst die Zahl der ZFB über den gesamten Probekörper.

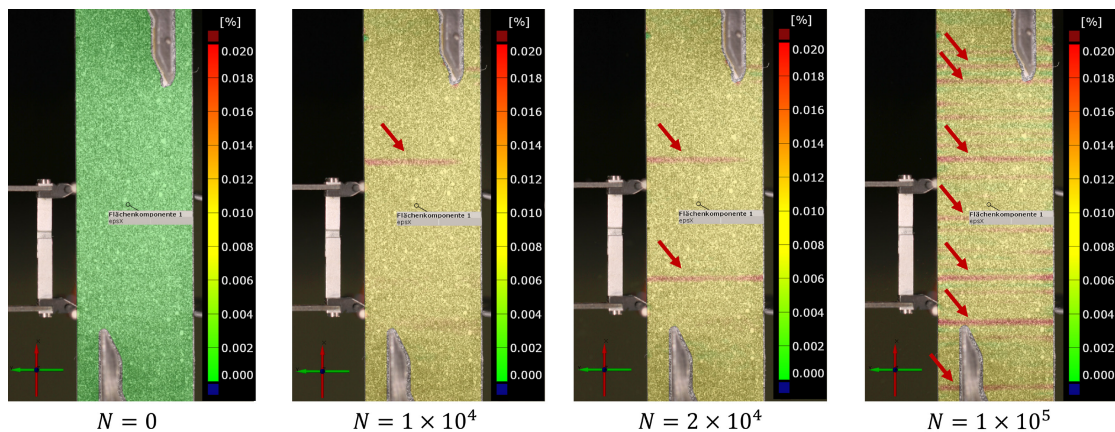


Abbildung 3.5: Beispielhafte Darstellung der optischen Risserkennung im zyklischen Versuch mittels digitaler Bildkorrelation (DIC) in der Software *GOM Correlate 2020* für einen zugschwellenden Versuch an FKV-Probekörper (90/0/±45)<sub>s</sub>; Anhand der Dehnungsauswertung lassen sich auftretende ZFB in der äußersten 90°-Schicht abhängig von der Schwingenspielzahl  $N$  visualisieren.

### Optische Erkennung der intralaminaren Rissinitiierung

Auch die Identifizierung der intralaminaren Rissinitiierung aus den Versuchen an den geklebten Scherzugproben erfolgt mittels optischer Bilderfassung. Die Kameraperspektive erfasst dabei die Stirnseite des Probekörpers. Abbildung 3.6 zeigt beispielhaft die Bilder aus einem zyklischen Versuch. Die Rissinitiierung ist bereits mit bloßem Auge erkennbar und erfolgt im gezeigten Beispiel nach 100 Schwingenspielen. Mit der zunehmenden Schwingenspielzahl kommt es zur fortschreitenden Delamination zwischen äußerster 90°-Schicht und der darunterliegenden 0°-Schicht. Schließlich erfolgt nach etwas mehr als 10.000 Zyklen der Schubbruch des Probekörpers. Versuche einer Auswertung mittels DIC erweisen sich hier nicht als vorteilhaft. Durch das stirnseitig aufgesprühte Speckle-Muster werden die Einzelschichten des Laminats sowie die Abgrenzung zur Klebschicht nicht mehr erkennbar, was die Auswertung erschwert.

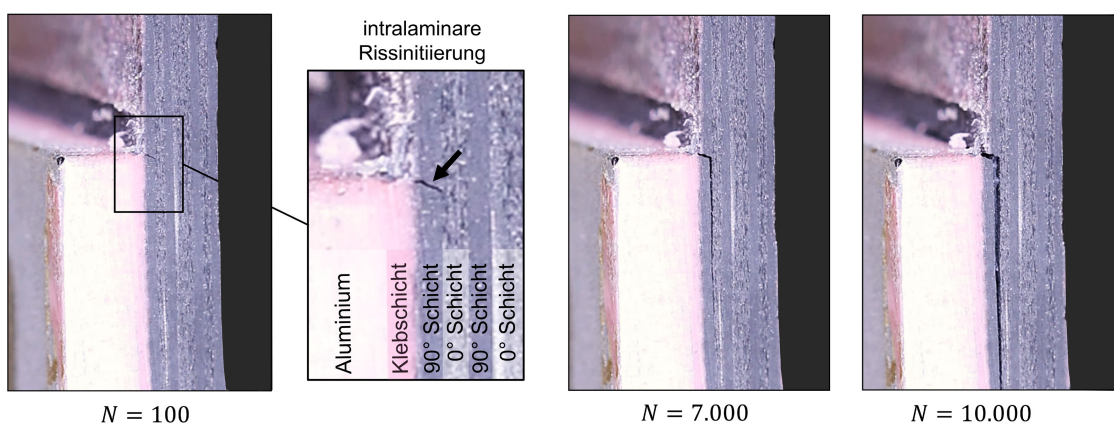


Abbildung 3.6: Beispiel einer Bildauswertung der intralaminaren Rissinitiierung aus dem zyklischen Versuch an einer geklebten Scherzugprobe; Anhand der stirnseitigen Bilderfassung können die Komponenten Aluminium, Klebschicht und FKV-Einzellagen sowie der Rissverlauf über die Schwingenspielzahl identifiziert werden.

## 3.3 Charakterisierung des Faser-Kunststoff-Verbunds

### 3.3.1 Versuchsziel und Probekörper

Ziel der Charakterisierung des FKV ist die Ermittlung von relevanten Materialkennwerten, welche eine Modellierung des FKV-Fügeteils sowie eine Festigkeitsbewertung der intralaminaren Rissinitiierung nach PUCK (s. Zielsetzung in Kapitel 1.2) ermöglichen. Dafür werden folgende Untersuchungen durchgeführt:

- Quasi-statische Charakterisierung des FKV unter Temperatureinfluss (s. Kapitel 3.3.3)
- Thermische Charakterisierung des FKV (s. Kapitel 3.3.2)
- Zyklische Charakterisierung des FKV (s. Kapitel 3.3.4)



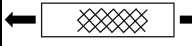
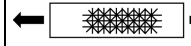
Für die Charakterisierung von FKV existieren eine Vielzahl an genormten Probekörpern und Versuchsaufbauten. Aufgrund der großen Versuchsanzahl werden in dieser Arbeit Flachprobekörper nach ISO 527-5 [151], ISO 14126 [152] und ASTM D3518/D3518M [153] verwendet. Im Vergleich zu Rohrprobekörpern sind diese günstiger in der Herstellung und benötigen aufgrund des kleineren Probenquerschnitts geringere Prüfkräfte. Nachteilig können allerdings kleine Vorschädigungen durch die Randbearbeitung und daraus resultierende Rand-Effekte in der Prüfung sein. Das Schneiden der Flachprobekörper aus den hergestellten FKV-Platten (s. Kapitel 3.1.1) erfolgt mittels Wasserstrahlschneiden. Dadurch kann eine hohe Reproduzierbarkeit der Probengeometrie und eine gute Randqualität unter Vermeidung von thermischen Einflüssen erzielt werden. Je nach Orientierung des Ausschnitts in der Platte, kann die Faserrichtung im Probekörper eingestellt werden. Nach dem Schnittprozess werden die Randflächen der Probekörper mit einem feinen Schleifpapier geglättet, um den Randeinfluss möglichst gering zu halten. Alle Probekörper werden einzeln vermessen, um mögliche Auswirkungen von Maßtoleranzen erfassen zu können. Vor der Versuchsdurchführung werden die Probekörper bei einem konstanten Raumklima bei 23 °C und 50 % Luftfeuchtigkeit über mehrere Tage gelagert.

### 3.3.2 Quasi-statische Charakterisierung des FKV unter Temperatureinfluss

#### Versuchsmatrix

Tabelle 3-1 zeigt die definierte Versuchsmatrix für die Charakterisierung des FKV durch quasi-statische Versuche unter Temperatureinfluss. Diese enthält Angaben zu den jeweiligen Versuchen, Probekörpern und den daraus ermittelten Kennwerten. Die definierten Temperaturstufen liegen, wie in der Aufgabenstellung beschrieben, bei -40, 23, 110 und 150 °C. Jede Versuchsreihe umfasst mindestens sechs gültige Versuche.

Tabelle 3-2: Versuchsmatrix für die quasi-statische Charakterisierung des FKV unter Temperatureinfluss zur Ermittlung von Kennwerten der unidirektionalen (UD) Einzelschicht und zur Validierung am quasi-isotropen (QI) Laminat

Versuchsziel	Ermittlung von temperaturabhängigen Kennwerten der UD-Schicht			Validierung am QI-Laminat
	UD0	UD90	KV±45	
Bezeichnung	UD0	UD90	KV±45	QI
Skizze				
Versuch	Zug, quasi-statisch	Zug, quasi-statisch	Zug, quasi-statisch	Zug, quasi-statisch
Versuchsnorm (in Anlehnung)	ISO 527-5 [150]	ISO 527-5 [150]	ASTM D3518/D3518M [151]	ISO 527-4
Lagenaufbau	(0) <sub>4</sub>	(90) <sub>8</sub>	(±45) <sub>2s</sub>	(90/0/±45) <sub>s</sub>
Probenmaße [mm]	250 × 25 × 0,9	250 × 25 × 1,9	250 × 25 × 2,0	250 × 25 × 2,0
Temperatur [°C]	23	-40, 23, 110, 150	-40, 23, 110, 150	-40, 23, 110, 150
Ermittelte Kennwerte	$R_1^+, E_1$	$R_2^+, E_2, \nu_{12}$	$R_{12}, G_{12}$	-

Ziel ist zum einen die Ermittlung der wichtigsten mechanischen Kennwerte der UD-Schicht, welche für die Modellierung des FKV-Fügeteils notwendig sind. Dazu gehören die Grundfestigkeiten  $R_1^+, R_2^+, R_{12}$ , Grundsteifigkeiten  $E_1, E_2, G_{12}$  sowie die Querkontraktionszahl  $\nu_{12}$ . Eine Ermittlung der Schichtkennwerte für Druckbeanspruchungen ist für die definierte Aufgabenstellung nicht notwendig (s. Kapitel 2.3.2). Die notwendigen *out-of-plane* Kennwerte werden nach dem transversalisotropen Werkstoffgesetz aus den ermittelten *in-plane* Kennwerten abgeleitet (s. Kapitel 2.1.1).

In Anlehnung an ISO 527-5 [150] werden die Kennwerte in Faserrichtung und quer zur Faserrichtung an unidirektionalen Flachprobekörpern UD0 und UD90 ermittelt, welche entsprechende Faserorientierungen zur Prüfachse aufweisen. Da für die faserparallelen Kennwerte keine Temperaturabhängigkeit erwartet wird (s. Kapitel 2.1.3), werden diese nur für 23 °C bestimmt. Die Ermittlung der Schubkennwerte erfolgt in Anlehnung an ASTM D3518 [151] an Flachprobekörpern mit einer Faserorientierung von ±45° zur Prüfachse. Diese haben den Nachteil, dass keine reine Schubbeanspruchung vorliegt und die Schubkennwerte analytisch aufbereitet werden müssen. Alternative V-Kerb-Scherversuche nach ASTM D5379 [151] würden allerdings Herausforderungen im Umgang mit lokalen Spannungskonzentrationen mit sich bringen und sich zudem nur mäßig für die ebenfalls geplante zyklische Charakterisierung eignen.

Weiteres Ziel ist die Durchführung von Validierungsversuche am QI-Laminat. Dafür werden Probekörper mit dem Lagenaufbau (90/0/±45)<sub>s</sub> gewählt. Im Zugversuch sind hier die größten Anstrengungen in der äußersten 90°-Schicht zu erwarten, welche einen ZFB unter Querkzug-Belastung hervorrufen. Anhand des Versuchs können die ermittelten Einzelschichtkennwerte für

die Anwendung am QI-Laminat validiert und mögliche Einflüsse wie thermische Eigenspannungen und Insitu-Effekt untersucht werden.

### Prüfaufbau

Die verwendeten Uniaxialprüfmaschinen sind in Kapitel 3.2.1 beschrieben. Der prinzipielle Versuchsaufbau für die Prüfung an den Flachprobekörpern ist in Abbildung 3.7 dargestellt. Die Einspannvorrichtung besteht aus flexibel positionierbaren Einspannbacken, über die der Probekörper mittig zur Zylinderachse ausgerichtet werden kann. Die Krafteinleitung in den Probekörper erfolgt durch die Klemmung zwischen zwei Einspannbacken. Das entsprechende Anzugsmoment variiert je nach Probekörper und zu erwartender Prüflast. Bei der Einspannung oben handelt es sich eine unbewegliche Festeinspannung. Die Einspannung unten kann über den Zylinder in Längsachse verfahren werden. Der Rotationsfreiheitsgrad der unteren Einspannung um die Zylinderachse ist frei, um ein mögliches Drehmoment auf den Probekörper zu vermeiden. Die freie Einspannlänge zwischen oberer und unterer Einspannung beträgt 110 mm. Die Lastaufbringung im quasi-statischen Versuch erfolgt weggeregelt mit einer Geschwindigkeit von 1 mm/min. Die verwendeten Messmittel wie Extensometer, induktiver Wegaufnehmer, Temperatursensor sowie das Verfahren der digitalen Bildkorrelation (DIC) sind in Kapitel 3.2 beschrieben.

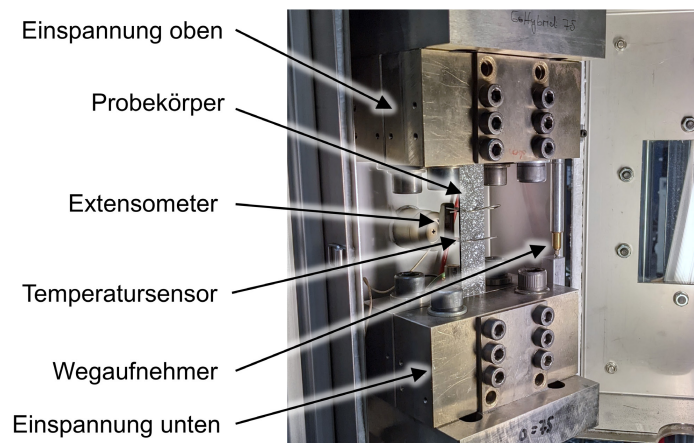


Abbildung 3.7: Prinzipieller Versuchsaufbau für die Prüfung von Flachproben und der verwendeten Messmittel

### Quasi-statische Zugversuche an UD0-Probekörper

Abbildung 3.8 zeigt das Spannungs-Dehnungs-Verhalten der UD0-Probekörper. Die Längsspannung  $\sigma_1$  wird über den Quotienten aus gemessener Prüfkraft  $F_x$  und Querschnitt des Probekörpers  $A_0$  ermittelt. Bei der Längsdehnung  $\varepsilon_1$  handelt es sich um den Messwert des Extensometer  $\varepsilon_x$ . Das Spannungs-Dehnungsverhalten weist ein annähernd lineares Verhalten auf, bis es zum explosionsartigen Versagen durch Faserbruch und Zersplitterung des Probekörpers kommt. Tabelle 3-3 enthält die aus der Versuchsreihe gemittelten Kennwerte für die faserparallele Beanspruchung sowie deren Standardabweichung.

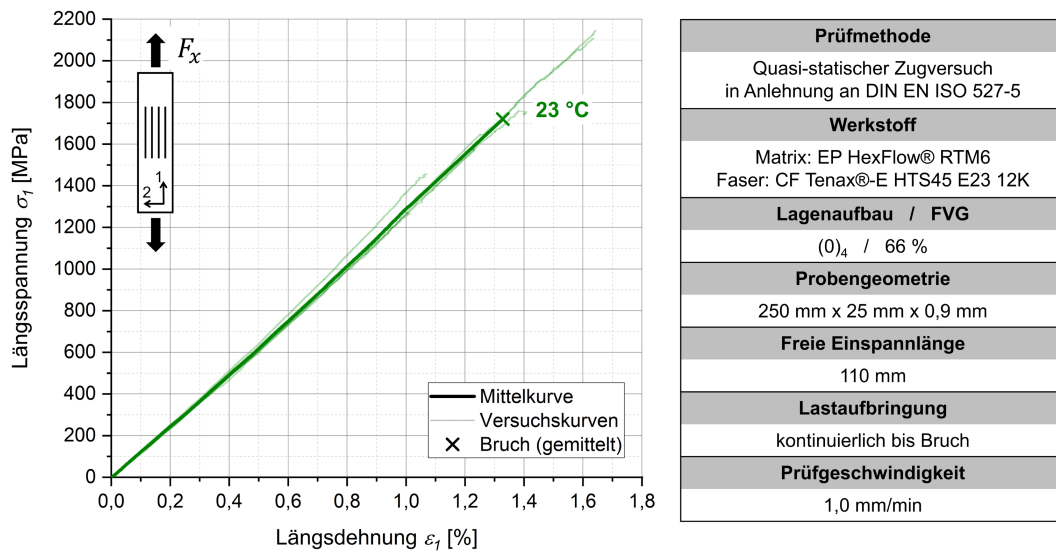


Abbildung 3.8: Spannung-Dehnung-Verhalten der UD0-Probekörper im quasi-statischen Zugversuch bei 23°C

Tabelle 3-3: Mechanische Kennwerte für die UD-Schicht und Standardabweichung ermittelt aus den quasi-statischen Zugversuchen an UD0-Probekörpern;  $E_1$  wird bestimmt im  $\epsilon_1$ -Bereich zwischen 0,05 % und 0,25 %.

$T$	[°C]	23
$R_1$	[MPa]	1.720 ±322
$E_1$	[GPa]	121,76 ±2,04

### Quasi-statische Zugversuche an UD90-Probekörper

Abbildung 3.9 zeigt das Spannung-Dehnung-Verhalten der UD90-Probekörper im Zugversuch für die unterschiedlichen Temperaturstufen. Die Querspannung  $\sigma_2^+$  entspricht dem Quotienten aus gemessener Prüfkraft  $F_x$  und Querschnitt des Probekörpers  $A_0$ . Bei der Querdehnung  $\epsilon_2$  handelt es sich um die mittels Extensometer gemessene Probenlängsdehnung  $\epsilon_x$ . Alle Probekörper versagen schlagartig durch einen quer über die Probenbreite verlaufenden Zwischenfaserbruch. Es werden nur die Versuche ausgewertet, bei denen der Bruch im Bereich der freien Einspannlänge erfolgt. Die aus den Versuchsreihen gemittelten Kennwerte sind in Tabelle 3-4 enthalten. Die Querszugfestigkeit  $R_2^+$  reduziert sich deutlich mit zunehmender Temperatur, da die Lastaufnahme vorwiegend durch die Matrix erfolgt. Auch die Quersteifigkeit  $E_2$  nimmt ab. Im Vergleich zur Steifigkeitsveränderung eines unverstärkten Epoxid, fällt die Temperaturabhängigkeit von  $E_2$  allerdings eher gering aus. Dies ist auf den Einfluss der temperaturunabhängigen faserparallelen Steifigkeit  $E_1$  zurückzuführen. Obwohl die Fasern selbst nur eine geringe Last aufnehmen, wirken sie als steife Einschlüsse und behindern die Querdehnung des Probekörpers. Die Querkontraktionszahl  $\nu_{12}$  wird aus der mittels DIC gemessenen Längs- und Querdehnung des Probekörpers bestimmt (s. Kapitel 3.2.2). Auch diese weist eine Temperaturabhängigkeit auf, was auf die größere Änderung von  $E_2$  im Vergleich zu  $E_1$  zurückzuführen ist.

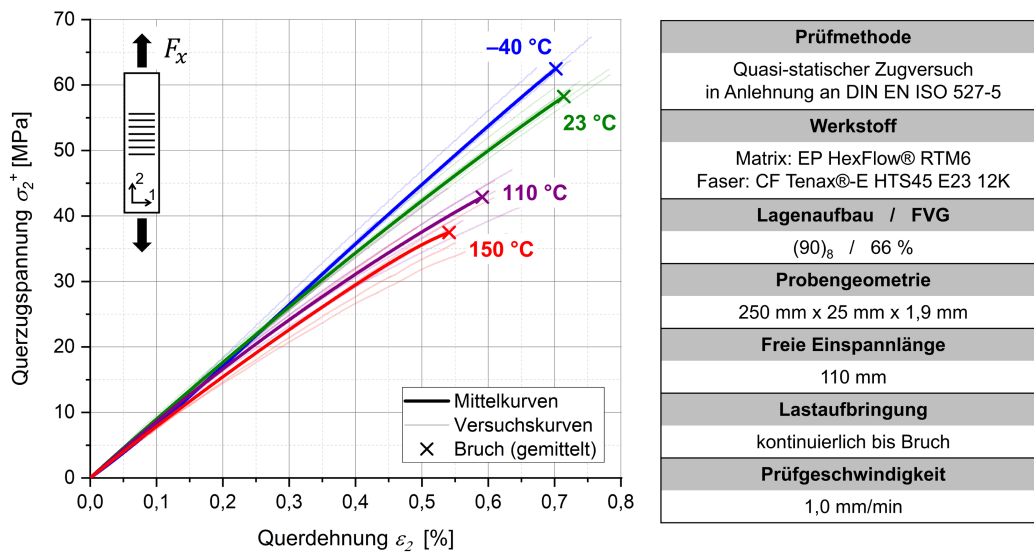


Abbildung 3.9: Spannung-Dehnung-Verhalten der UD90-Probekörper im quasi-statischen Zugversuch bei verschiedenen Temperaturstufen

Tabelle 3-4: Mechanische Kennwerte für die UD-Schicht und Standardabweichung ermittelt aus den quasi-statischen Zugversuchen an UD90-Probekörpern;  $E_2$  wird bestimmt im  $\epsilon_2$ -Bereich zwischen 0,05 % und 0,25 %

$T$ [°C]	-40	23	110	150
$R_2^+$ [MPa]	62,61 ±2,85	58,04 ±3,48	42,81 ±2,68	37,43 ±3,24
$E_2$ [GPa]	8,95 ±0,27	8,69 ±0,23	8,02 ±0,35	7,99 ±0,65
$\nu_{12}$ [-]	0,29 ±0,032	0,27 ±0,025	0,23 ±0,038	0,22 ±0,044

### Quasi-statische Zugversuche an KV45-Probekörper

Abbildung 3.10 zeigt das Ergebnis der Zugversuche an den KV45-Probekörper zur Ermittlung der Schubkennwerte für die UD-Schicht. Dargestellt wird das globale Nennspannung-Dehnung-Verhalten. Die Nennspannung  $\sigma_x$  wird über den Quotienten aus gemessener Prüfkraft  $F_x$  und Querschnitt des Probekörpers  $A_0$  gebildet. Bei  $\epsilon_x$  handelt es sich um die mittels Extensometer gemessene Probenlängsdehnung. Über die Videoaufnahmen der Oberfläche lässt sich das Schädigungsverhalten optisch erfassen. Die DIC-Auswertung der Probenlängsdehnung unterstützt die Identifizierung der ZFB, indem Unstetigkeiten im Dehnungsfeld sichtbar gemacht werden. Nach ersten Rissinitierungen im Randbereich, kommt es zum ersten durchgehenden „Anriss“ in der äußersten 45°-Schicht in Form eines diagonal verlaufenden ZFB. Die Festigkeit bei Anriss ist in Tabelle 3-5 enthalten. Mit Steigerung der Prüflast vermehren sich die ZFB und es folgen lokale Delaminationen der Schichten. Schließlich kommt es zum kompletten Verlust der Tragfähigkeit und Bruch des Probekörpers.

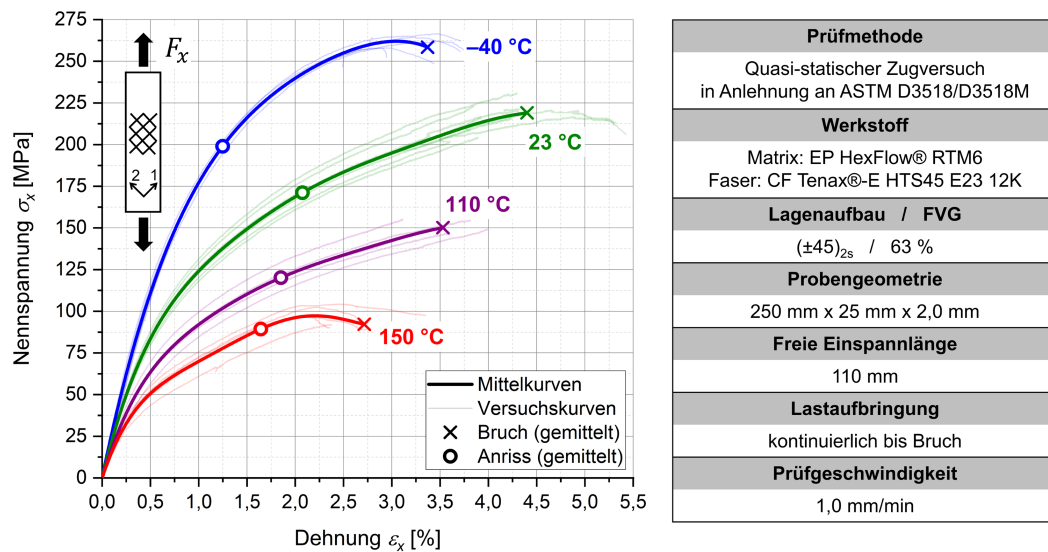


Abbildung 3.10: Nennspannung-Dehnung-Verhalten der KV45-Probekörper im quasi-statischen Zugversuch bei verschiedenen Temperaturstufen

Tabelle 3-5: Festigkeit der KV45-Probekörper bei Anriss bezogen auf das Laminatsystem

$T$ [°C]	-40	23	110	150
$R_{x,KV45}$ [MPa]	198,8 ±3,82	170,2 ±5,32	120,2 ±4,18	89,4 ±4,34

In der 1-2-Schichtebene liegt beim ±45°-Zugversuch keine reine Schubbeanspruchung  $\tau_{12}$  vor, sondern es kommt zur Überlagerung von positiven  $\sigma_1$ - und  $\sigma_2$ -Beanspruchungen [151, 152]. Wie in ASTM D3518 [151] erläutert, liegt der Schubanteil  $\tau_{12}$  liegt bei  $\sigma_x/2$ . Die Gleitung  $\gamma_{12}$  entspricht der Differenz der globalen Dehnungen  $\epsilon_x - \epsilon_y$ . Die globalen Dehnungen werden im Versuch über das DIC-Verfahren ermittelt (s. Kapitel 3.2.2). Die resultierenden Schubspannung-Gleitungsverläufe bis zum ersten Anriss bezogen auf das Schichtkoordinatensystem sind in Abbildung 3.11 dargestellt. Aufgrund der dominierenden Lastaufnahme durch die Matrix, ergibt sich eine ausgeprägte Temperaturabhängigkeit.

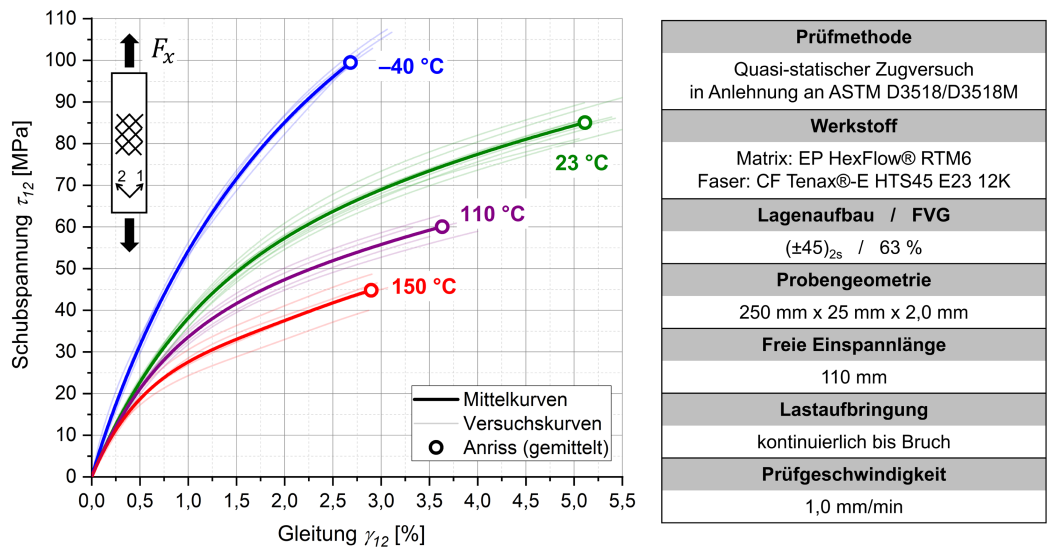


Abbildung 3.11: Schubspannung-Gleitungsverhalten der UD-Schicht bis zum ersten Anriss im quasi-statischen Zugversuch an KV45°-Probekörpern bei verschiedenen Temperaturstufen

Tabelle 3-6 enthält die aus den Kurven ermittelten Kennwerte. Nach ASTM D3518 [151] entspricht  $G_{12}$  der jeweiligen Anfangssteifigkeit und wird hier zwischen 0,1 % und 0,5 % Gleitung ermittelt. Eine „korrekte“ Bestimmung der Schubfestigkeit  $R_{12}$  ist aufgrund des mehraxialen Spannungszustands im  $\pm 45^\circ$ -Zugversuch nicht möglich. Insbesondere die Überlagerung von  $\sigma_2$  kann das Erstversagen durch ZFB beeinflussen. Untersuchungen in [152] geben für CF-EP-Verbunde an, dass die Schubbeanspruchung nur zu etwa 85 % zum Versagen im  $\pm 45^\circ$ -Zugversuch beiträgt. In der Praxis wird dennoch häufig die aus den Schubspannung-Gleitung-Kurven ausgewertete maximale Schubspannung als Wert für die Schubfestigkeit verwendet. In dieser Arbeit wird dieser Wert mit der Bezeichnung  $R_{12}^*$  geführt. Die analytische Interpolation eines „genaueren“ Werts für  $R_{12}$  erfolgt in Kapitel 4.1.1 mithilfe der PUCK’schen Bruchkurven.

Tabelle 3-6: Mechanische Kennwerte für die UD-Schicht und Standardabweichung ermittelt aus den quasi-statischen Zugversuchen an KV45-Probekörpern;  $G_{12}$  wird bestimmt im  $\gamma_2$ -Bereich zwischen 0,1 % und 0,5 %; bei  $R_{12}^*$  handelt es sich um die max. Schubfestigkeit bei Anriss im  $\pm 45^\circ$ -Zugversuch unter zusätzlicher Überlagerung von  $\sigma_1$  und  $\sigma_2$ .

$T$	[°C]	-40	23	110	150
$R_{12}^*$	[MPa]	99,4 $\pm 1,91$	85,1 $\pm 2,66$	60,1 $\pm 2,09$	44,7 $\pm 2,17$
$G_{12}$	[GPa]	6,02 $\pm 0,16$	4,34 $\pm 0,15$	3,74 $\pm 0,19$	3,38 $\pm 0,25$

### Verlauf der Kennwerte für die UD-Schicht über der Temperatur

Als zusammenfassende Übersicht für die Charakterisierung der UD-Schicht, sind in Abbildung 3.12 die ermittelten Festigkeiten und Steifigkeiten für die Querzug- und Schubbeanspruchung über die Temperatur dargestellt. Alle Kennwerte weisen aufgrund der dominierenden

Eigenschaften der Matrix eine Temperaturabhängigkeit auf und nehmen mit zunehmender Temperatur ab. Verglichen mit dem Festigkeitswert bei  $-40\text{ °C}$  reduziert sich  $R_2^+$  bei  $150\text{ °C}$  um 40 %. Für  $R_{12}^*$  liegt die Reduktion sogar bei 55 %. Auch die Steifigkeitskennwerte fallen mit zunehmender Temperatur. Verglichen mit dem Wert bei  $-40\text{ °C}$ , reduziert sich  $E_2$  bei  $150\text{ °C}$  um 11 %,  $G_{12}$  sogar um 44 %.

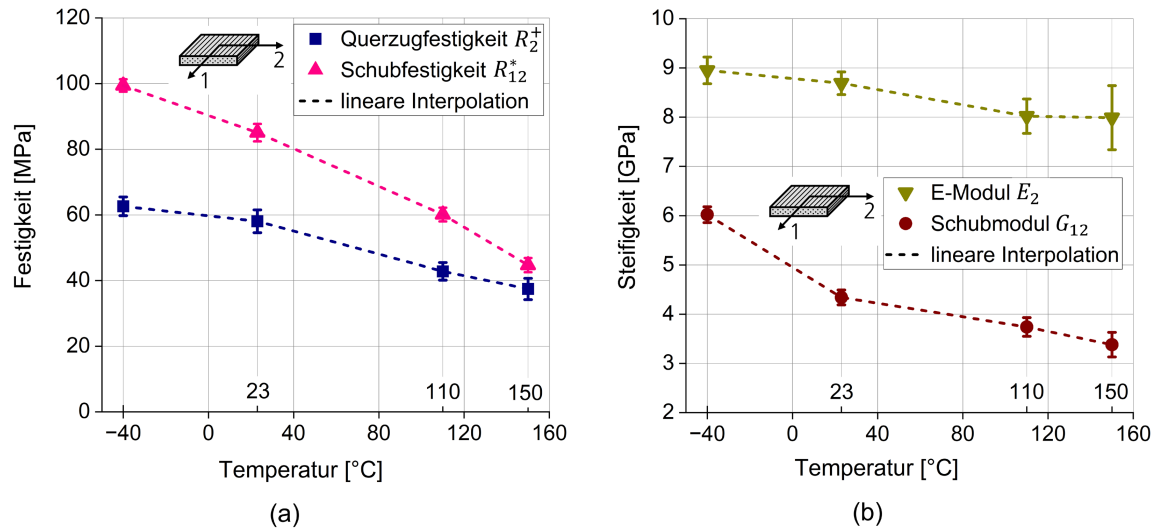


Abbildung 3.12: Verlauf der ermittelten mechanischen Kennwerte für die UD-Schicht über der Temperatur: (a) Festigkeitskennwerte, (b) Steifigkeitskennwerte

### Quasi-statische Versuche an QI-Probekörpern

Anhand der ermittelten UD-Schichtkennwerte soll die Festigkeitsbewertung mittels PUCK-Kriterium für beliebige Laminat möglich sein. Von Relevanz zur Bewertung der intralaminaren Risinitiiierung der Klebverbindung sind vor allem die Querzugbeanspruchungen in der Deckschicht. Für eine erste Validierung werden Zugversuche am quasi-isotropen (QI) Laminat  $(90/0/\pm 45)_s$  durchgeführt. Analytisch betrachtet erfährt dabei die äußerste  $90^\circ$ -Schicht eine Querzugbeanspruchung und die größte Anstrengung im Verbund. Durch den quasi-isotropen Aufbau wirken zudem Effekte wie die thermische Eigenspannung und Stützwirkung (Insitu) zwischen den Schichten, die analysiert werden können.

Abbildung 3.13 zeigt das Ergebnis der quasi-statischen Zugversuche am QI-Laminat in Form von Kraft-Weg-Kurven. Bei allen Versuchen kommt es zum „Anriss“ in der äußersten  $90^\circ$ -Schicht in Form von ZFB, welche quer über die Probenbreite verlaufen. Häufig sind es mehrere ZFB, die gleichzeitig an verschiedenen Positionen der Probe im Bereich der freien Einspannlänge auftreten. Diese Schädigung wirkt sich auf den Kraft-Weg-Verlauf in Form eines deutlich erkennbaren ersten Kraftabfalls aus. Aufgrund der tragenden  $0^\circ$ -Schichten kommt es nach dem Anriss zur weiteren Erhöhung der Traglast bis diese durch explosionsartigen Faserbruch unmittelbar abfällt. Die Schädigung der  $\pm 45^\circ$  Schichten lässt sich nicht beobachten, da diese hinter den  $0^\circ$ -Schichten liegen. Die Analyse der Probenoberfläche mittels DIC im Bereich vor dem ersten Kraftabfall weist bis auf vereinzelte Randschädigungen keine sichtbaren ZFB auf. Daher wird der erste Kraftabfall als Erstschädigung der  $90^\circ$ -Schicht in Form von ZBF ausgewertet.

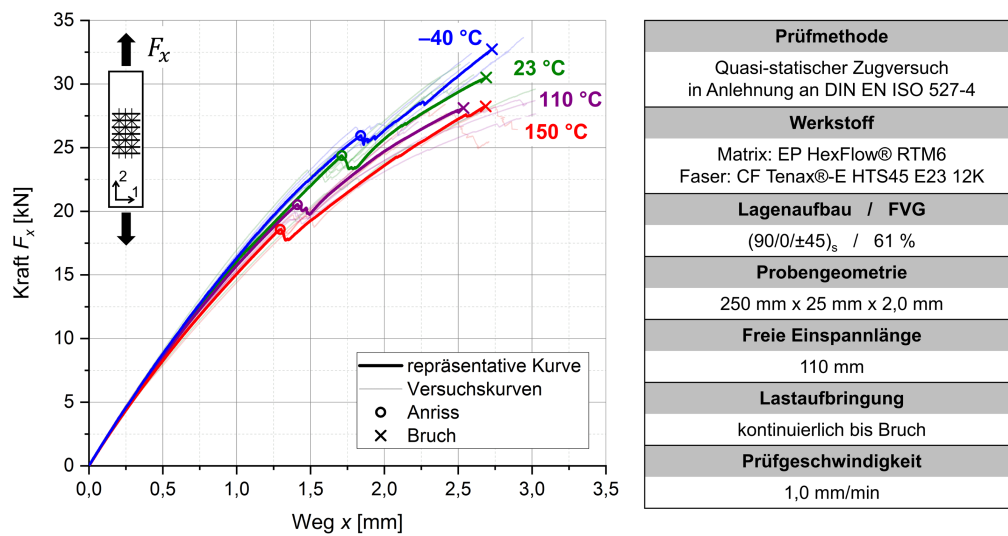


Abbildung 3.13: Kraft-Weg-Verhalten von QI-Probekörpern im quasi-statischen Zugversuch bei verschiedenen Temperaturstufen

Die analytische Auswertung der Anstrengungen in der äußersten 90°-Schicht der QI-Probekörper und Gegenüberstellung mit den Kennwerten für die UD-Schicht erfolgt in Kapitel 4.1.2. Dafür werden zunächst die auf das QI-Laminat bezogene Steifigkeit  $E_x$  und die auf den Anriss bezogene Festigkeit  $R_{x,Anriss}$  aus den Versuchen ermittelt. Abbildung 3.14 zeigt den globalen Nennspannung-Dehnung-Verlauf der Versuche bis zum Anriss. Die Nennspannung  $\sigma_x$  wird über das Verhältnis zwischen Prüfkraft  $F_x$  und Querschnitt des Probekörpers  $A_0$  gebildet. Bei  $\epsilon_x$  handelt es sich um den Messwert des Extensometer. Die aus den Verläufen ermittelten Werte für  $E_x$  und  $R_{x,Anriss}$  sind in Tabelle 3-7 festgehalten. Aufgrund der dominierenden Lastaufnahme durch die Fasern in 0°-Richtung, weist  $E_x$  nur eine geringfügige Temperaturabhängigkeit auf.  $R_{x,Anriss}$  fällt wiederum mit zunehmender Temperatur.

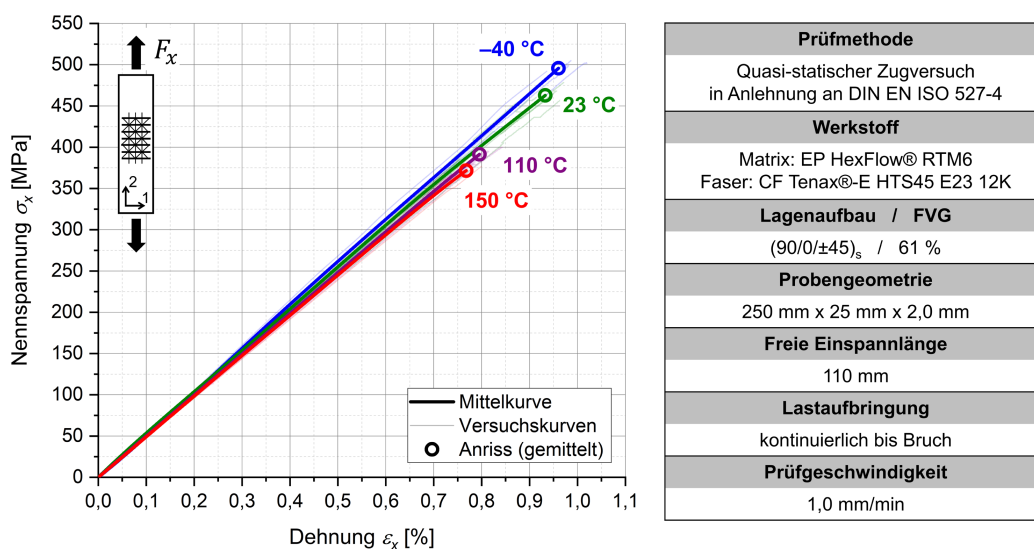


Abbildung 3.14: Nennspannung-Dehnung-Verhalten bis zum Anriss von QI-Probekörpern im quasi-statischen Zugversuch bei verschiedenen Temperaturstufen

Tabelle 3-7: Mechanische Kennwerte und Standardabweichung für das QI-Laminat ermittelt aus den quasi-statischen Zugversuchen an QI-Probekörpern;  $E_x$  wird bestimmt im  $\epsilon_x$ -Bereich zwischen 0,05 % und 0,25 %.

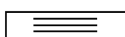

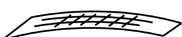
$T$ [°C]	-40	23	110	150
$E_x$ [MPa]	512,7 ±13,9	506,0 ±4,93	497,3 ±5,59	492,4 ±8,2
$R_{x,Anriss}$ [MPa]	497,2 ±5,23	462,6 ±23,1	391,1 ±6,8	377,4 ±9,5

### 3.3.3 Thermische Charakterisierung des FKV

#### Versuchsmatrix

Tabelle 3-8 zeigt die Versuchsmatrix der thermischen Charakterisierung des FKV mit Informationen zu den verwendeten Probekörpern und den zu ermittelnden Kennwerten. Zum einen sollen die thermischen Ausdehnungskoeffizienten  $\alpha_T$  für die unidirektionale Einzelschicht bestimmt werden. Diese werden für die Modellierung des FKV unter Temperatureinfluss und Ermittlung der thermischen Eigenspannungen benötigt. Zum anderen wird die spannungsfreie Temperatur im FKV-Laminat  $T_{SF,FKV}$  ermittelt. Diese stellt in der Modellierung die Referenztemperatur dar, bei der keine thermischen Eigenspannungen im Laminat vorliegen (s. Kapitel 2.1.3).

Tabelle 3-8: Versuchsmatrix für die thermische Charakterisierung des FKV

Versuchsziel	Bestimmung der thermischen Ausdehnungskoeffizienten		Bestimmung der spannungsfreien Temperatur
	UD0	UD90	AS0/90
Probenbezeichnung	UD0	UD90	AS0/90
Skizze			
Versuchsnorm (in Anlehnung)	DIN 53752	DIN 53752	-
Lagenaufbau	(0) <sub>8</sub>	(90) <sub>8</sub>	(0 <sub>2</sub> /90 <sub>2</sub> )
Probenmaße [mm]	36 × 8 × 1,9	36 × 8 × 1,9	300 × 300 × 1,0
Ermittelte Kennwerte	$\alpha_{T,1}$	$\alpha_{T,2}$	$T_{SF,FKV}$

#### Bestimmung der thermischen Ausdehnungskoeffizienten

Die Bestimmung der thermischen Ausdehnungskoeffizienten der UD-Schicht in Faserrichtung  $\alpha_{T,1}$  und quer zur Faserrichtung  $\alpha_{T,2}$  erfolgt in Anlehnung an DIN 53752 [153]. Mithilfe eines Quarzrohr-Dilatometers mit Kältethermostat wird über einen induktiven Wegaufnehmer die Längenänderung  $\Delta L$  an einem Probekörper in Faserrichtung (UD0) und einem Probekörper quer zur Faserrichtung (UD90) innerhalb eines bestimmten Temperaturbereichs  $\Delta T$  ermittelt. Die Vorrichtung am *Fraunhofer LBF* lässt eine Messung im Temperaturbereich zwischen -20 °C und 120 °C

zu. Der thermische Ausdehnungskoeffizient wird nach Formel 3.2 bestimmt.  $L_0$  entspricht der Ausgangslänge des Probekörpers. Grundsätzlich werden in dieser Arbeit Absolutwerte für Temperaturen in °C und Temperaturdifferenzen in K angegeben.

$$\alpha_T = \frac{\Delta L}{L_0 \times \Delta T} \quad (3.2)$$

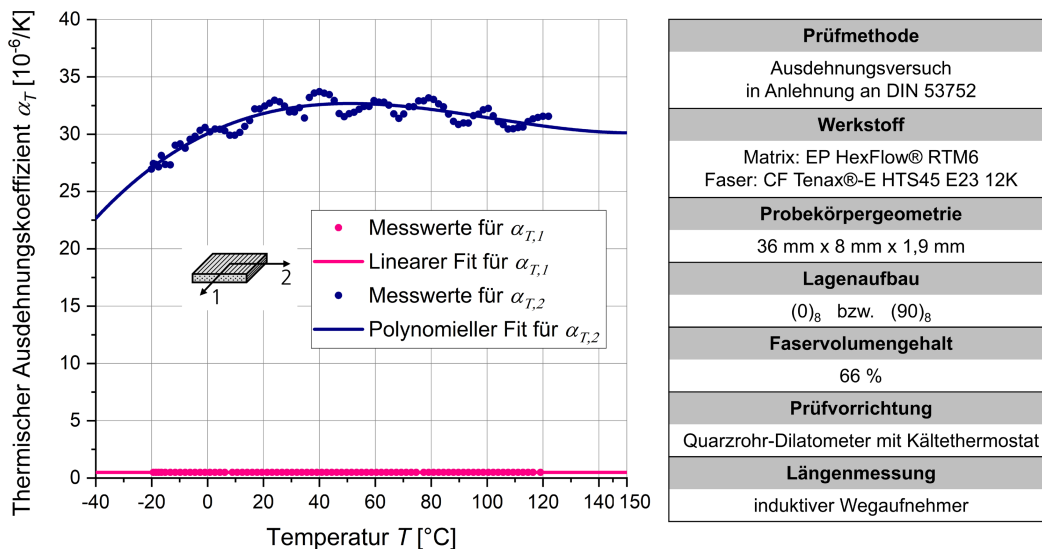


Abbildung 3.15: Verlauf der Messwerte der thermischen Ausdehnungskoeffizienten für die UD-Schicht in Faserrichtung  $\alpha_{T,1}$  und quer zur Faserrichtung  $\alpha_{T,2}$  über die Temperatur

Abbildung 3.15 zeigt die Verläufe der jeweiligen Messungen. Aufgrund der geringen thermischen Ausdehnung der Kohlenstofffasern, liegt  $\alpha_{T,1}$  bei einem über die Temperatur konstanten niedrigen Wert von  $0,5 \times 10^{-6}/\text{K}$ . Im Vergleich dazu weist die Messung von  $\alpha_{T,2}$  wegen der dominierenden Eigenschaften der Matrix deutlich höhere Werte auf. Des Weiteren zeigt sich eine Temperaturabhängigkeit der Messwerte. Da die Messung nicht für die Extremwerte von  $-40 \text{ °C}$  und  $150 \text{ °C}$  erfolgen kann, werden diese Werte über die Interpolation mittels eines polynomiellen Fit bestimmt. Die ermittelten Werte für die ausgewählten Temperaturstufen sind in Tabelle 3-9 festgehalten. Mit einem Wert von  $22,6 \times 10^{-6}/\text{K}$  bei  $-40 \text{ °C}$  ist  $\alpha_{T,2}$  deutlich geringer als bei den höheren Temperaturstufen. Da es sich nicht um einen direkten Messwert, sondern um einen interpolierten Wert handelt, werden vergleichbare Untersuchungen recherchiert. So erfolgt in [154] eine Messung von  $\alpha_{T,2}$  an einem CF-EP-Verbund im Temperaturbereich zwischen  $-40 \text{ °C}$  und  $80 \text{ °C}$ . Auch hier lässt sich ein exponentieller Abfall von  $\alpha_{T,2}$  im tiefen Temperaturbereich beobachten. Für  $80 \text{ °C}$  liegt  $\alpha_{T,2}$  bei ca.  $36 \times 10^{-6}/\text{K}$ , für  $20 \text{ °C}$  bei ca.  $35 \times 10^{-6}/\text{K}$  und für  $-40 \text{ °C}$  bei ca.  $21 \times 10^{-6}/\text{K}$ . Die durchgeführte Interpolation für  $-40 \text{ °C}$  wird demnach als plausibel angesehen.

Tabelle 3-9: Thermische Ausdehnungskoeffizienten für die UD-Schicht in Faserrichtung  $\alpha_{T,1}$  und quer zur Faserrichtung  $\alpha_{T,2}$  für die ausgewählten Temperaturstufen

$T$ [°C]		-40	23	110	150
$\alpha_{T,1}$ [ $10^{-6}/\text{K}$ ]		0,5			
$\alpha_{T,2}$ [ $10^{-6}/\text{K}$ ]		22,6	32,0	31,1	30,1

### Bestimmung der spannungsfreien Temperatur im FKV-Laminat

Für die experimentelle Bestimmung der spannungsfreien Temperatur im Laminat  $T_{SF,FKV}$  existieren keine genormten Verfahren. Dennoch gibt es bekannte Methoden, wie z. B. die temperaturabhängige Verformungsmessung am asymmetrischen Laminat [55 bis 58]. Dafür wird die Prüfplatte AS0/90 mit dem Lagenaufbau  $(0_2/90_2)$  hergestellt. Die Herstellung erfolgt auf einem ebenen Werkzeug nach dem Vakuuminfusionsverfahren (s. Kapitel 3.1.1). Der Aushärteprozess erfolgt bei 180 °C. Bedingt durch die asymmetrische Schichtung und der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungen der 0°- und 90°-Schichten, ist die Prüfplatte nach dem Abkühlvorgang auf RT gekrümmt. Für die Ermittlung von  $T_{SF,FKV}$  wird die Prüfplatte auf eine Stempelablage in einer Klimakammer positioniert. Beim erneuten Aufheizen bildet sich die Krümmung zurück. Für die Messung des Verformungszustands wird die maximale Distanz  $d$  zwischen Stempelablage und Unterseite der Prüfplatte optisch über eine Kameraaufnahme gemessen.

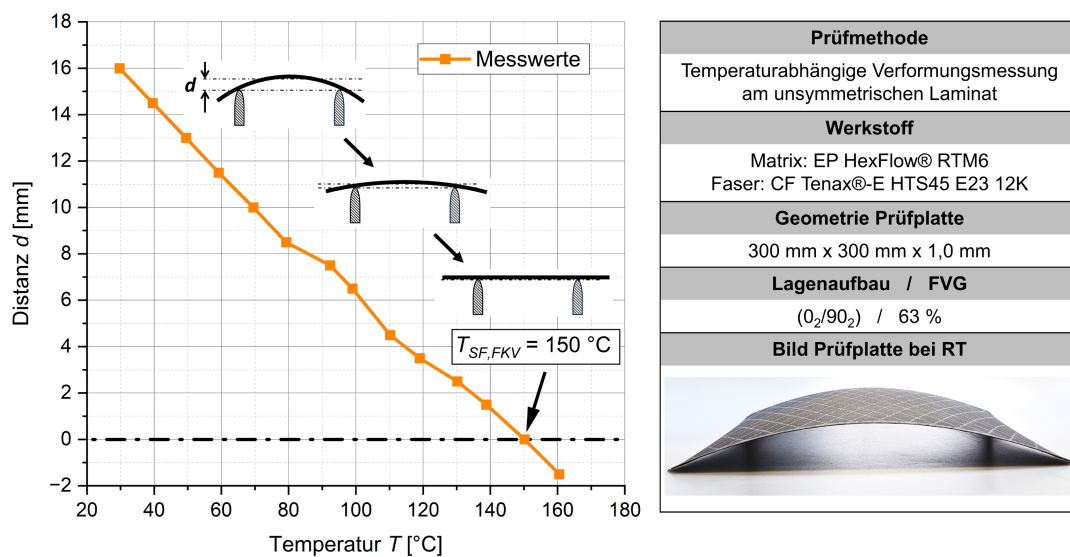


Abbildung 3.16: Verformungsmessung einer asymmetrischen Prüfplatte beim Aufheizvorgang; die bei RT vorliegende Krümmung bildet sich mit zunehmender Temperatur zurück; die spannungsfreie Temperatur entspricht der Temperatur, bei der die Prüfplatte eben ist ( $d = 0$ ).

Abbildung 3.16 zeigt die Messung der Distanz  $d$  über die Temperatur. Bei ca. 150 °C ist  $d$  gleich Null und die Prüfplatte eben. Sie ist somit frei von thermischen Eigenspannungen zwischen den 0°- und 90°-Schichten. Wiederholtes Abkühlen und Aufheizen führt zu keiner wesentlichen Änderung von  $T_{SF,FKV}$ . Mögliche Effekte durch wiederholte Aushärteprozesse können damit


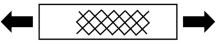
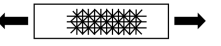
ausgeschlossen werden. Die Tatsache, dass  $T_{SF,FKV}$  nicht der maximalen Aushärtetemperatur von 180 °C entspricht, sondern darunter liegt, kann durch mögliche Relaxationsvorgänge in der Matrix erklärt werden.

### 3.3.4 Zyklische Charakterisierung des FKV

#### Versuchsmatrix

Tabelle 3-10 zeigt die Versuchsmatrix für die zyklische Charakterisierung des FKV. Ziel ist zum einen die Ermittlung des Ermüdungsverhaltens der UD-Schicht unter den für die Aufgabenstellung relevanten Beanspruchungen Querkzug  $\sigma_{2,cyc}^+$  und Schub  $\tau_{12,cyc}$ . Für eine zyklische Beanspruchung in Faserrichtung  $\sigma_{1,cyc}$  ist kein ausgeprägtes Ermüdungsverhalten zu erwarten (s. Kapitel 2.1.4). Des Weiteren erfolgen für die Validierung der Eigenschaften der UD-Schicht zyklische Versuche am quasi-isotropen Laminat. Für die Untersuchungen werden dieselben Probekörper UD90, KV45 und QI wie bei der quasi-statischen Charakterisierung verwendet (s. Kapitel 3.3.2). Bei den zyklischen Versuchen handelt es sich um Wöhlerversuche in Anlehnung an DIN 50100 [61] und ISO 13003 [155]. Die Lasteinleitung erfolgt kraft geregelt über eine Sinusfunktion mit konstanten Amplituden. Nach den in Kapitel 2.3.2 genannten Eingrenzungen der Aufgabenstellung werden die Versuche nur bei der Temperatur von 23 °C und nur bei dem zugwellenden Lastverhältnis  $\mathcal{R} = 0,1$  durchgeführt. Die maximale Schwingspielzahl beträgt  $10^6$ . Um eine signifikante Erwärmung der Probekörper durch die zyklische Beanspruchung zu vermeiden, liegt die Prüffrequenz nicht über 10 Hz.

Tabelle 3-10: Versuchsmatrix für die zyklische Charakterisierung des FKV für die unidirektionalen (UD) Einzelschicht sowie das quasi-isotrope (QI) Laminat

Versuchsziel	Zyklische Charakterisierung der UD-Schicht		Validierung am QI-Laminat
Skizze			
Probenbezeichnung	UD90	KV±45	QI
Lagenaufbau	(90) <sub>8</sub>	(±45) <sub>2s</sub>	(90/0/±45) <sub>s</sub>
Probenmaße [mm]	250 × 25 × 1,9	250 × 25 × 2,0	250 × 25 × 2,0
Versuch	Wöhlerversuch	Wöhlerversuch	Wöhlerversuch
Versuchsnorm (in Anlehnung)	DIN 50100 / ISO 13003	DIN 50100 / ISO 13003	DIN 50100 / ISO 13003
Lastverhältnis	$\mathcal{R} = 0,1$	$\mathcal{R} = 0,1$	$\mathcal{R} = 0,1$
Prüffrequenz [Hz]	10	10	10
Temperatur [°C]	23	23	23

### Versuchsauswertung

Die zyklischen Versuche werden wie in Kapitel 2.1.4 beschrieben nach DIN 50100 [61] in Form von Wöhlerdiagrammen ausgewertet. Die Zeitfestigkeitsgerade wird abhängig von der Oberspannung  $\sigma_{x,o}$ , der Oberspannung bei  $10^6$  Schwingspielen  $\sigma_{x,o_{N=10^6}}$  und der Neigung  $k$  über die BASQUIN-Gleichung nach Formel 3.3 definiert.  $\sigma_{x,o}$  wird nach Formel 3.4 über das Verhältnis der Oberkraft  $F_{x,o}$  und Ausgangsquerschnitt des Probekörpers  $A_0$  ermittelt. Die Auswertung der Zeitfestigkeitsgeraden erfolgt im Bereich zwischen  $10^3$  und  $10^6$  Schwingspielen. Durchläufer über  $10^6$  Schwingspiele werden für die Berechnung nicht berücksichtigt. Für Quantifizierung der Streuung werden die Zeitfestigkeitsgeraden für eine Überlebenswahrscheinlichkeit  $P_{\dot{U}}$  von 10 %, 50 % und 90 %, sowie die Streuspanne  $T_{\sigma}$  ausgewertet.

$$N_B(\sigma_{x,o}) = 10^6 \left( \frac{\sigma_{x,o}}{\sigma_{x,o_{N=10^6}}} \right)^{-k} \quad (3.3)$$

$$\sigma_{x,o} = \frac{F_{x,o}}{A_0} \quad (3.4)$$

Neben dem Wöhlerdiagramm wird auch der Steifigkeitsverlauf  $E(N)$  aus den jeweiligen Versuchen ausgewertet. Dieser wird nach Formel 3.5 über das Verhältnis der konstanten Oberspannung  $\sigma_{x,o}$  und der schwingenspielzahlabhängigen Oberdehnung  $\varepsilon_{x,o}(N)$  ermittelt. Bei  $\varepsilon_{x,o}(N)$  handelt es sich um die mittels Extensometer gemessene Längsdehnung.

$$E(N) = \frac{\sigma_{x,o}}{\varepsilon_{x,o}(N)} \quad (3.5)$$

### Zyklische Versuche an UD90

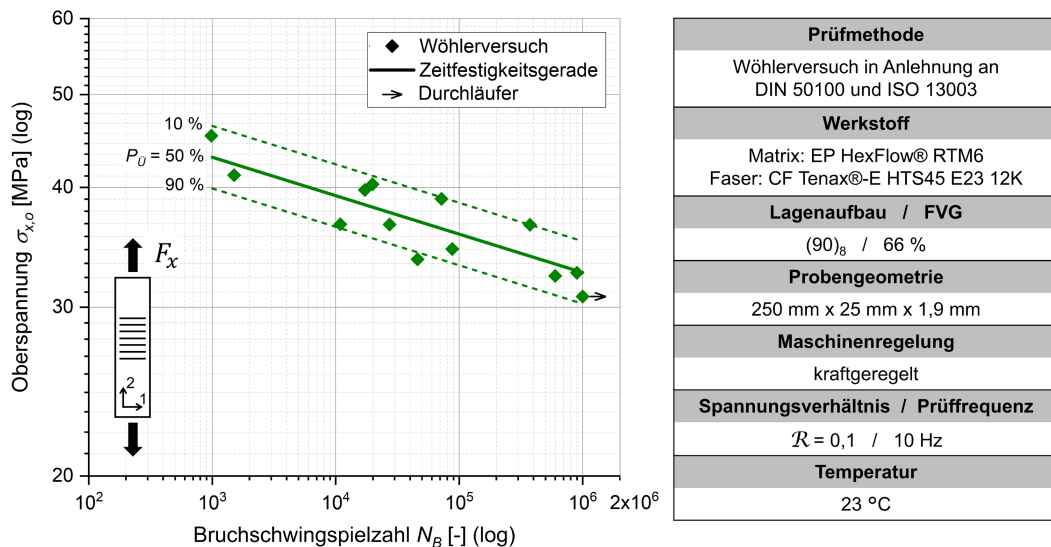


Abbildung 3.17: Wöhlerdiagramm aus der zyklischen Charakterisierung an UD90-Probekörpern

Das Versagen der UD90-Probekörper im zyklischen Versuch erfolgt schlagartig über einen über die Probenbreite horizontal verlaufenden Bruch. Der durchschnittliche Steifigkeitsabfall bis Bruch der Probekörper liegt unter 2 %. Daraus geht hervor, dass es neben Mikrorissbildungen bis zum Bruch zu keiner signifikanten Vorschädigung kommt, welche sich auf die Probensteifigkeit auswirken würde. Daher wird der Probekörperbruch als Versagensform zur Beschreibung der zyklischen Festigkeit der UD-Schicht unter Querzug  $\sigma_{2,cyc}^+$  ausgewertet. Im Wöhlerdiagramm in Abbildung 3.17 sind die ermittelten Bruchschwingspielzahlen  $N_B$  in Abhängigkeit der jeweiligen Oberspannung  $\sigma_{x,o}$  dargestellt. Die Parameter der daraus ermittelten Zeitfestigkeitsgerade und deren Streuung sind in Tabelle 3-11 festgehalten. Mit einer Neigung von  $k = 24,9$  ist das Ermüdungsverhalten deutlich.

Tabelle 3-11: Parameter zur Beschreibung der Zeitfestigkeitsgeraden aus den zyklischen Versuchen an UD90-Probekörper für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 10, 50 und 90 %

$\sigma_{x,o,N=10^6}$ [MPa]			$k$ [-]	$T_\sigma$ [-]
$P_{\ddot{u}} = 10\%$	$P_{\ddot{u}} = 50\%$	$P_{\ddot{u}} = 90\%$		
35,1	32,6	30,3	24,9	1 : 1,16

### Zyklische Versuche an KV45

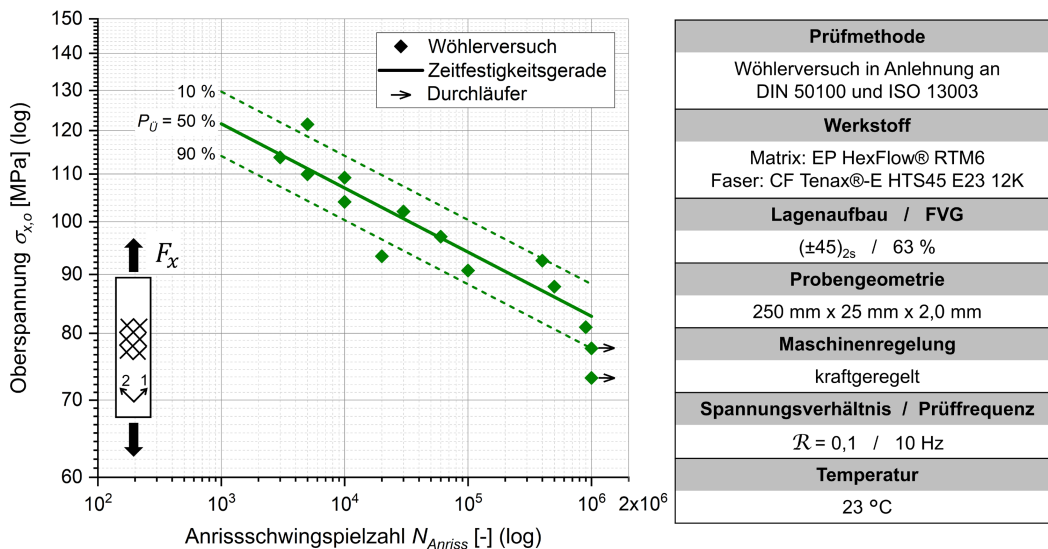


Abbildung 3.18: Wöhlerdiagramm aus der zyklischen Charakterisierung an KV45-Probekörpern; der „Anriss“ beschreibt den ersten ZFB in der äußersten 45°-Schicht

Bei den zyklischen Versuchen an KV45-Probekörpern, entstehen im Schädigungsverlauf diverse ZFB, bevor es zum finalen Bruch des Probekörpers kommt. Der Bruch des Probekörpers ist demnach nicht relevant zur Beschreibung des Erstschichtversagens. Das Wöhlerdiagramm in Abbildung 3.18 zeigt die ermittelte Anrisschwingspielzahl  $N_{Anriss}$  in Abhängigkeit der jeweiligen Oberspannung  $\sigma_{x,o}$ . Der „Anriss“ wird mit Unterstützung der digitalen Bildkorrelation

identifiziert (s. Kapitel 3.2.3). Es handelt sich hierbei um den ersten bis zur Probekörpermitte durchgehenden ZFB in der äußersten 45°-Schicht. Die durchschnittliche Steifigkeitsreduktion bis zum Anriss liegt unter 3 %. Von signifikanten Schädigungen vor Anriss wird daher nicht ausgegangen. Die Parameter der ermittelten Zeitfestigkeitsgerade und deren Streuung sind in Anhang A1 festgehalten.

Für die Arbeit relevant ist die Ermittlung des Ermüdungsverhaltens der UD-Schicht unter zyklischer Schubbeanspruchung  $\tau_{12,cyc}$ . Analog zu der Analyse der quasi-statischen Versuche (s. Kapitel 3.3.2), muss bei den KV45-Probekörpern berücksichtigt werden, dass es sich um keine reine Schubbeanspruchung der Einzelschicht handelt. Nach ASTM D3518 [151] entspricht diese dem in Formel 3.6 definierten Zusammenhang.

$$\tau_{12,o} = \frac{\sigma_{x,o}}{2} \quad (3.6)$$

$$N_{Anriss}(\tau_{12,o}) = 10^6 \left( \frac{\tau_{12,o}}{\tau_{12,o,N=10^6}} \right)^{-k} \quad (3.7)$$

Aus den durchgeführten Wöhlerversuchen lässt sich demnach ein Wöhlerdiagramm für  $\tau_{12,o}$  über  $N_{Anriss}$  ableiten (s. Abbildung 3.19). Die Parameter der Zeitfestigkeitsgeraden für die schichtbezogene Schubbeanspruchung  $\tau_{12,o}$  sind nach der Definition in Formel 3.7 in Tabelle 3-12 enthalten. Mit einer Neigung von  $k = 18,0$  weisen die KV45-Probekörper unter  $\tau_{12,cyc}$  ein etwas ausgeprägteres Ermüdungsverhalten auf, verglichen mit den UD90-Probekörpern unter  $\sigma_{2,cyc}^+$ .

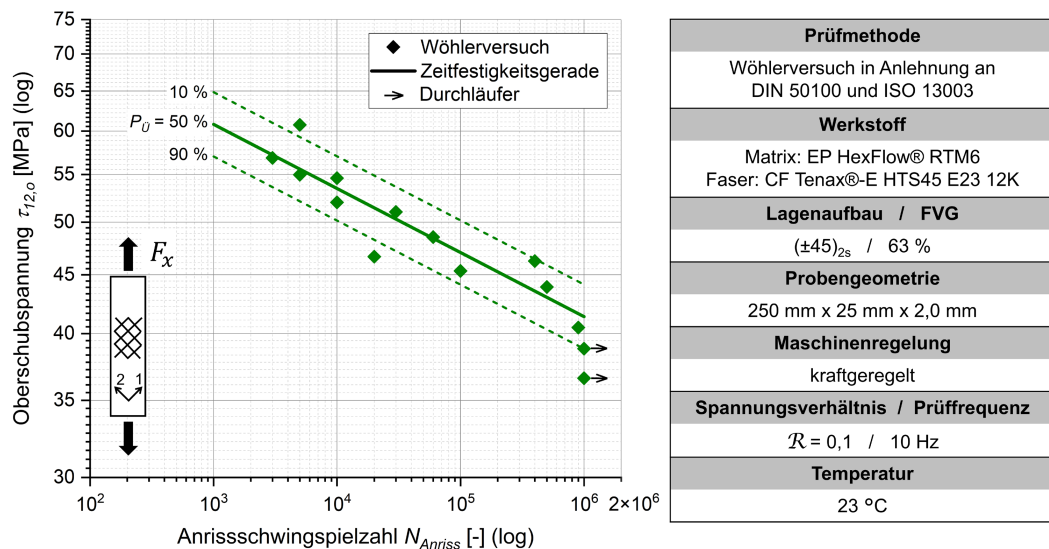


Abbildung 3.19: Abgeleitetes Wöhlerdiagramm für die schichtbezogene Schubbeanspruchung  $\tau_{12,o}$  aus der zyklischen Charakterisierung an KV45-Probekörpern

Tabelle 3-12: Parameter zur Beschreibung der Zeitfestigkeitsgeraden für die schichtbezogene Schubbeanspruchung  $\tau_{12,o}$  aus den zyklischen Versuchen an KV45-Probekörpern

$\tau_{12,o,N=10^6}$ [MPa]			$k$ [-]	$T_\sigma$ [-]
$P_{\ddot{u}} = 10\%$	$P_{\ddot{u}} = 50\%$	$P_{\ddot{u}} = 90\%$		
44,8	42,0	39,3	18,0	1 : 1,14

### Zyklische Versuche an QI

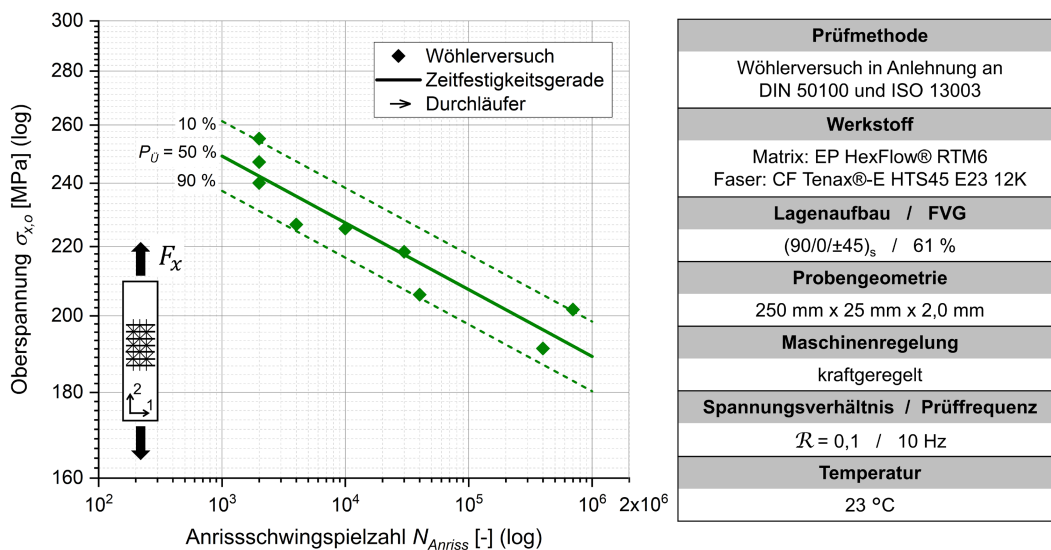


Abbildung 3.20: Wöhlerdiagramm aus der zyklischen Charakterisierung an QI-Probekörpern; der „Anriss“ beschreibt den ersten ZFB in der äußersten 90°-Schicht

Bei den zyklischen Versuchen an den QI-Probekörpern wird der Lasthorizont so definiert, dass es im relevanten Schwingenspielzahlbereich zu einer Schädigung in der äußersten 90°-Schicht kommt. Aufgrund der hohen Festigkeit der 0°-Schichten, erfolgt bei diesem Lasthorizont selbst nach  $10^6$  Schwingenspielen kein kompletter Bruch der Probekörper. Abbildung 3.20 zeigt das ausgewertete Wöhlerdiagramm. Wie bei den KV45-Probekörpern wird der „Anriss“ in der äußersten 90°-Schicht mit Unterstützung der digitalen Bildkorrelation identifiziert (s. Kapitel 3.2.3). Es handelt sich hierbei um den ersten über die Probenbreite durchgehenden ZFB. Die durchschnittliche Steifigkeitsreduktion bis Anriss der Probekörper liegt unter 3 %. Von signifikanten Schädigungen vor Anriss wird daher nicht ausgegangen. Die Parameter der ermittelten Zeitfestigkeitsgerade und deren Streuung können aus Tabelle 3-13 entnommen werden. Die analytische Auswertung der schichtbezogenen Spannungen und Gegenüberstellung mit der Lebensdauerberechnung mittels zyklischem PUCK-Kriterium erfolgt in Kapitel 4.2.2.

Tabelle 3-13: Parameter zur Beschreibung der Zeitfestigkeitsgeraden aus den zyklischen Versuchen an QI-Probekörper für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 10, 50 und 90 %

$\sigma_{x,o,N=10^6}$ [MPa]			$k$ [-]	$T_\sigma$ [-]
$P_{\ddot{u}} = 10\%$	$P_{\ddot{u}} = 50\%$	$P_{\ddot{u}} = 90\%$		
198,4	189,1	180,3	25,1	1 : 1,10

## 3.4 Charakterisierung des Aluminiums

### 3.4.1 Versuchsziel und Probekörper

Das Versagens- und Deformationsverhalten der FKV-Metall-Klebverbindung ist unmittelbar durch die mechanischen Eigenschaften der interagierenden Füge­teile geprägt. Die Versagensbeurteilung des metallischen Füge­teils steht nicht im Fokus dieser Arbeit. Dennoch ist die Bestimmung von relevanten Kennwerten der verwendeten Aluminium­legierung *EN AW-6082* (s. Kapitel 3.1.3) für die geplante linear-elastische Modellierung des Füge­teils notwendig. Dazu gehören vor allem der E-Modul  $E_{Al}$  und die Querkontraktionszahl  $\nu_{Al}$ . Um ein Versagen innerhalb des Aluminium-Füge­teils ausschließen zu können, wird auch die 0,2%-Dehngrenze  $R_{p0,2}$  ermittelt. Dafür werden quasi-statische Zugversuche in Anlehnung an DIN EN ISO 6892-1 [156] durchgeführt. Um eine mögliche Temperaturabhängigkeit zu berücksichtigen, werden die Versuche für alle Temperaturstufen bei  $-40$ ,  $23$ ,  $110$  und  $150$  °C durchgeführt. Bei den verwendeten Probekörpern handelt es sich um Flachproben der Form D nach DIN 50125 [157]. Die Flachproben werden mittels Wasserstrahlschneiden in Walzrichtung aus einem Blechhalbzeug ausgeschnitten. Dies entspricht der Ausrichtung des Aluminium-Füge­teils in der Klebverbindung. Die geometrischen Abmessungen der Flachproben sind in Abbildung 3.21 dargestellt.

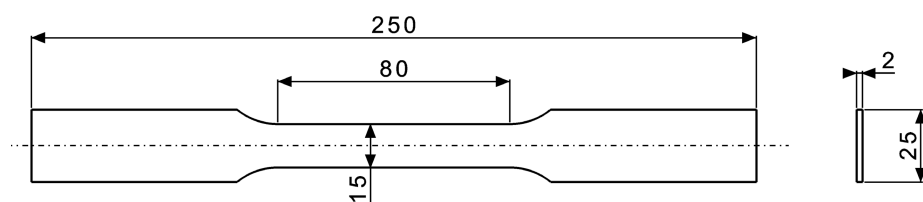


Abbildung 3.21: Geometrische Abmessung des Aluminium-Probekörpers in Anlehnung an DIN 50125 in mm

### 3.4.2 Prüfumgebung

Die bei den Versuchen verwendeten Uniaxialprüfmaschinen sind in Kapitel 3.2.1 beschrieben. Der prinzipielle Versuchsaufbau für die Prüfung an den Flachprobekörpern ist in Abbildung 3.22 dargestellt. Die Einspannvorrichtung besteht aus flexibel positionierbaren Einspannbacken, über die der Probekörper mittig zur Zylinderachse ausgerichtet wird. Die Krafteinleitung in den Probekörper erfolgt durch die Klemmung zwischen zwei Einspannbacken. Bei der Einspannung oben handelt es sich eine unbewegliche Festeinspannung. Die Einspannung unten kann über den

Zylinder in Längsachse verfahren werden. Der Rotationsfreiheitsgrad der unteren Einspannung um die Zylinderachse ist frei, um ein mögliches Drehmoment auf den Probekörper zu vermeiden. Die freie Einspannlänge zwischen oberer und unterer Einspannung beträgt 130 mm. Die Lastaufbringung im quasi-statischen Versuch erfolgt weggeregelt mit einer Geschwindigkeit von 1 mm/min. Die verwendeten Messmittel wie Extensometer, induktiver Wegaufnehmer, Temperatursensor sowie das Verfahren der digitalen Bildkorrelation (DIC) sind in Kapitel 3.2 beschrieben.

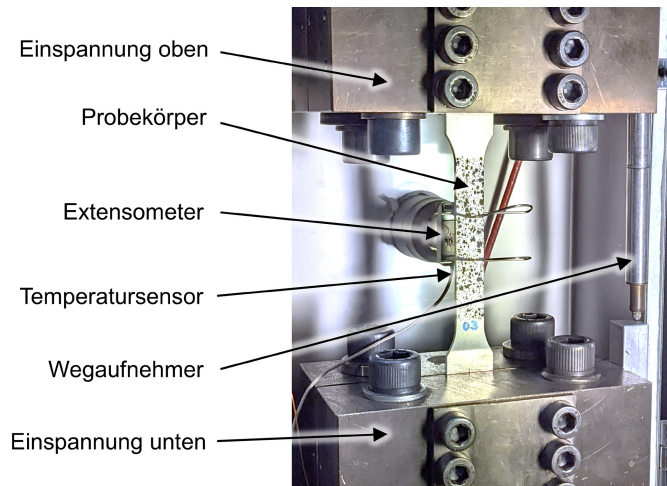


Abbildung 3.22: Prinzipieller Versuchsaufbau für die Prüfung von Aluminium-Flachproben und der verwendeten Messmittel

### 3.4.3 Quasi-statische Charakterisierung unter Temperatureinfluss

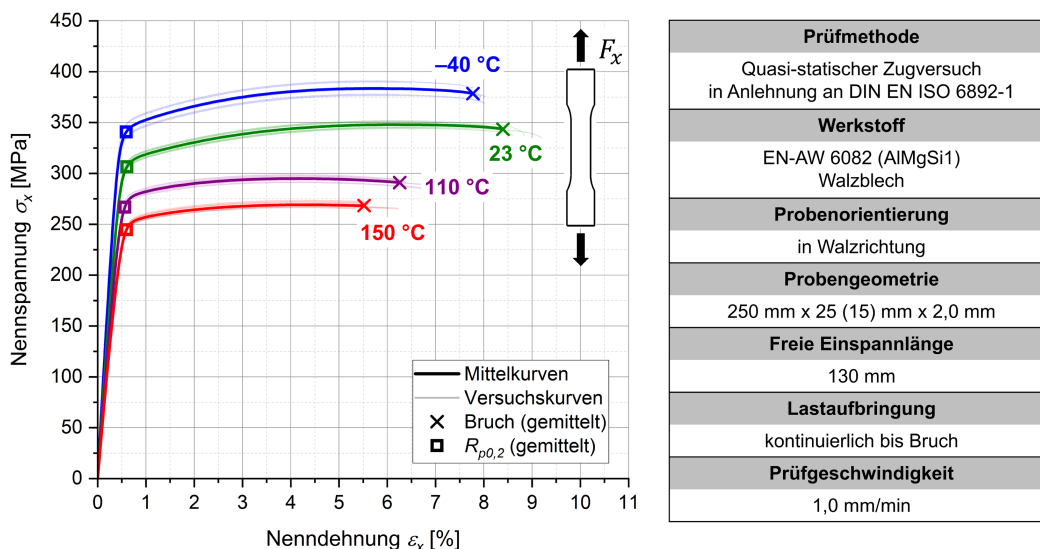


Abbildung 3.23: Nennspannung-Dehnung-Verhalten der Aluminium-Probekörper im quasi-statischen Zugversuch bei verschiedenen Temperatureinstufen

Als Ergebnis der Versuchsdurchführung an den Aluminium-Probekörpern sind in Abbildung 3.23 die Nennspannung-Dehnung-Verläufe für die verschiedenen Temperaturen dargestellt. Bei der Nennspannung  $\sigma_x$  handelt es sich um den Quotienten aus Prüfkraft  $F_x$  und Probenquerschnitt  $A_{0,AL}$ . Die Dehnung  $\varepsilon_x$  wird über den Extensometer ermittelt. Die Verläufe weisen typisches Verhalten dieser Werkstoffklasse nach. Zu Beginn handelt es sich um einen linear-elastischen Bereich, welcher ab einer bestimmten Dehnung in einen elasto-plastischen Bereich mit irreversibler plastischer Verformung übergeht. Schließlich kommt es zum Bruch der Probekörper. Abbildung 3.10 enthält die aus den Verläufen ermittelten mechanischen Kennwerte. Vor allem die 0,2%-Dehngrenze  $R_{p0,2}$  weist eine für Metalle starke Temperaturabhängigkeit auf. Verglichen mit dem Wert bei  $-40\text{ °C}$  reduziert sich diese bei  $150\text{ °C}$  um 34 %. Der Steifigkeitskennwert  $E_{AL}$  reduziert sich in diesem Temperaturbereich um 7 %. Die Querkontraktionszahl  $\nu_{AL}$  wird aus der mittels DIC ermittelten Längsdehnung  $\varepsilon_x$  und Querdehnung  $\varepsilon_y$  bestimmt. Diese bleibt sich über den ausgewerteten Temperaturbereich mit einem für die Werkstoffklasse typische Wert zwischen 0,29 und 0,32 annähernd konstant.

Tabelle 3-14: Mechanische Kennwerte für die Aluminiumlegierung *EN AW-6082* mit Standardabweichung, ermittelt aus den quasi-statischen Zugversuchen an Aluminium-Probekörpern,  $E_{AL}$  wird bestimmt im  $\varepsilon_x$ -Bereich zwischen 0,05 % und 0,25 %.

$T$	[°C]	-40	23	110	150
$R_{p0,2}$	[MPa]	340,8 ±3,12	306,5 ±2,70	266,8 ±2,61	244,6 ±1,59
$E_{AL}$	[GPa]	70,15 ±2,35	68,09 ±1,09	66,46 ±3,27	64,99 ±3,48
$\nu_{AL}$	[-]	0,29 ±0,038	0,31 ±0,035	0,32 ±0,029	0,30 ±0,031

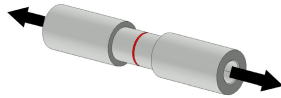
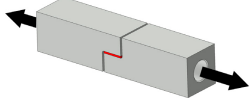
## 3.5 Charakterisierung der Klebschicht

### 3.5.1 Versuchsziel und Probekörper

Ziel der Charakterisierung der Klebschicht ist die Ermittlung von relevanten mechanischen Kennwerten für die Modellierung der Klebschicht innerhalb der FKV-Metall-Klebverbindung. Geplant ist eine temperaturabhängige Modellierung mit einem elasto-plastischen Materialmodell. Die Entwicklung eines Versagenskriteriums für die Klebschicht ist nicht Gegenstand der Arbeit. Das mechanische Verhalten einer Klebschicht wird stark von der Wechselwirkung zwischen Füge teil und Klebschicht bestimmt. Neben der Adhäsion hat z. B. auch die Querkontraktionsbehinderung durch die wesentlich steiferen Füge teile Einfluss auf die Festigkeit und Steifigkeit der Klebschicht. Aus diesem Grund wird die Charakterisierung in dieser Arbeit an sogenannten Grundproben in Anlehnung an DIN EN 15870 [158] und 14869-2 [159] durchgeführt. Im Gegensatz zu Substanzproben aus reinem Klebstoff handelt es sich dabei um geklebte Verbindungsproben. Die Füge teile werden sehr steif ausgeführt, um möglichst definierte Beanspruchungszustände in der Klebschicht zu erzeugen. Anhand der runden Kopfzugprobe (RKP) wird die Klebschicht unter Zugbeanspruchung und anhand der dicken Scherzugprobe (DSZ) unter Schubbeanspruchung

charakterisiert. Die im Versuch ermittelten Spannungs-Dehnungs-Kurven können für eine elasto-plastische Modellierung der Klebschicht herangezogen werden. Aus den Kurvenverläufen werden zudem die Zugsteifigkeit  $E_{KS}$  und Zugfestigkeit  $R_{\sigma,KS}$  sowie die Schubsteifigkeit  $G_{KS}$  und Schubfestigkeit  $R_{\tau,KS}$  ermittelt. Tabelle 3-15 zeigt die Versuchsmatrix für die quasi-statische Charakterisierung der Klebschicht mit Angaben zu den jeweiligen Versuchen und Probekörpern.

Tabelle 3-15: Versuchsmatrix für die quasi-statische Charakterisierung der Klebschicht unter Temperatureinfluss an den geklebten Grundproben RKP und DSZ

Versuchsziel	Ermittlung der mechanischen Eigenschaften der Klebschicht unter Temperatureinfluss	
Versuchsnorm (in Anlehnung)	DIN EN 15870	DIN EN 14869-2
Probenbezeichnung	Runde Kopfzugprobe (RKP)	Dicke Scherzugprobe (DSZ)
Skizze		
Maße Probekörper [mm]	$\varnothing 20 \times 100$	$20 \times 20 \times 90$
Maße Klebschicht [mm]	$\varnothing 15 \times 0,3$	$20 \times 10 \times 0,3$
Temperatur [°C]	-40, 23, 110, 150	-40, 23, 110, 150
Ermittelte Kennwerte	$E_{KS}, R_{\sigma,KS}$	$G_{KS}, R_{\tau,KS}$

### 3.5.2 Probekörperherstellung und Prüfumgebung

Für die Herstellung der Grundproben werden zunächst die metallischen Füge­teile zerspanend gefertigt. Als Material wird dieselbe Aluminium-Legierung EN AW-6082 (s. Kapitel 3.1.3) gewählt, wie sie für die FKV-Metall-Klebverbindung geplant ist. Dadurch werden die Adhäsions­eigenschaften sowie die thermische Ausdehnung der gewählten Aluminium-Klebstoff-Paarung mitberücksichtigt. Die Klebflächen der Füge­teile werden zunächst mittels Sandstrahlen angeraut und mit Isopropanol gereinigt. Der Klebprozess erfolgt mithilfe einer Füge­vorrichtung (s. Abbildung 3.24 a). Diese wird über eine Heizmatte auf ca. 50 °C vorgeheizt. Mit der Füge­vorrichtung können sowohl RKP- als auch DSZ-Füge­teile zueinander ausgerichtet werden. Durch die Verwendung von Abstandshaltern zwischen den Füge­teilen und Druckfedern zur Erzeugung eines Anpressdrucks, lässt sich die Nennklebschichtdicke von 0,3 mm mit einer Genauigkeit von  $\pm 0,05$  mm einstellen. Nach dem Fügeprozess werden die Füge­teile fest arretiert und die Abstandshalter und Druckfedern entfernt. Der Aushärtprozess des verwendeten Klebstoffs *BETAMATE High TG.306* (s. Kapitel 3.1.2) erfolgt bei 180 °C über mindestens 30 min. Dafür wird die gesamte Füge­vorrichtung im Ofen platziert. Nach der Aushärtung und Abkühlung werden die Grundproben ausgebaut, einzeln vermessen und überschüssiger Klebstoff entfernt.

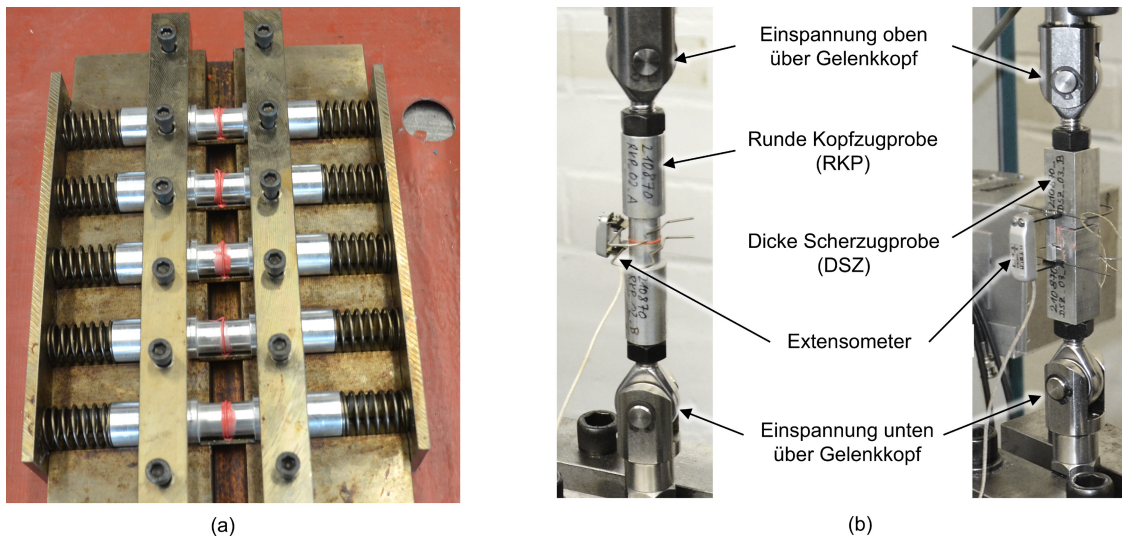


Abbildung 3.24: (a) Fügevorrichtung für den Fügeprozess der geklebten Grundproben; (b) Einspannung der Grundproben im uniaxialen Zugversuch

### Einspannung und Dehnungsermittlung

Die für die Versuche verwendeten uniaxialen Prüfmaschinen mit Klimakammer sind in Kapitel 3.2.1 beschrieben. Die Einspannung der Grundproben erfolgt oben und unten über eine Kugelgelenklagerung mittels Gelenkkopfverbindung (s. Abbildung 3.16 b). Diese stellt sicher, dass es sich um eine rein uniaxiale Lasteinleitung in den Probekörper handelt und mögliche Querkräfte oder überlagere Biegemomente vermieden werden. Die lokale Verformung im Bereich der Klebschicht wird mittels Extensometer erfasst (s. Abbildung 3.16 b). Bei RKP wird ein Extensometer der Länge  $l_{0,Ex}$  von 10 mm verwendet, bei DSZ einer der Länge 25 mm. Die mit dem Extensometer gemessene Längenänderung  $\Delta l_{Mess}$  enthält sowohl die Verformung der Klebschicht  $\Delta l_{KS}$  als auch die Verformung der Aluminium-Fügeteile im Bereich zwischen den Kontaktstellen des Extensometer. Zur Bestimmung der „reinen“ Klebschichtdehnung  $\varepsilon_{KS}$ , wird der Anteil der Fügeteilverformung numerisch ermittelt. Dafür wird ein FE-Modell der Grundproben erstellt, bei dem sich die Klebschicht in Probenlängsrichtung „rigid“ verhält, also nicht verformbar. Die Aluminium-Fügeteile werden linear-elastisch modelliert unter Verwendung der ermittelten E-Moduln aus der Charakterisierung des Aluminiums (s. Kapitel 3.4.3). Mit dem FE-Modell kann somit eine kraftabhängige Längenänderung der Fügeteile  $\Delta l_{Fügeteil}$  für den Bereich zwischen den Kontaktstellen des Extensometer ohne Klebschichtverformung bestimmt werden. Die „reine“ Klebschichtdehnung  $\varepsilon_{KS}$  aus den Versuchen an RKP kann schließlich nach Formel 3.8 bestimmt werden. Nach demselben Prinzip wird die „reine“ Gleitung der Klebschicht  $\gamma_{KS}$  aus den Versuchen und Modellierung von DSZ nach Formel 3.9 über die Klebschichtdicke  $d_{0,KS}$  bestimmt. In den Skizzen der Grundproben in Abbildung 3.25 sind zur Veranschaulichung die Maßkennzeichnungen dargestellt.

$$\epsilon_{KS} = \frac{\Delta l_{KS}}{d_{0,KS}} = \frac{\Delta l_{Mess} - \Delta l_{Fügeteil}}{d_{0,KS}} \quad (3.8)$$

$$\gamma_{KS} = \frac{\Delta l_{KS}}{d_{0,KS}} = \frac{\Delta l_{Mess} - \Delta l_{Fügeteil}}{d_{0,KS}} \quad (3.9)$$

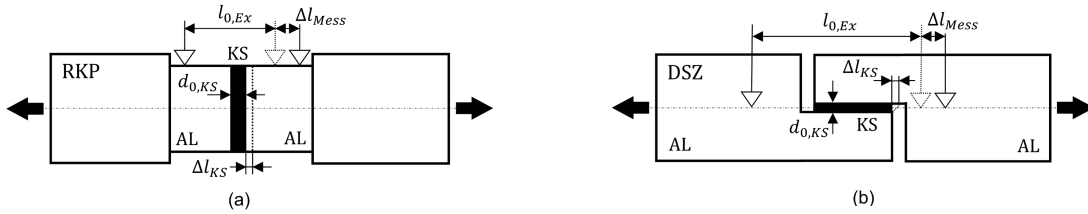


Abbildung 3.25: Skizze mit Maßkennzeichnungen (a) der runden Kopfzugprobe zur Ermittlung von  $\epsilon_{KS}$ ; (b) der dicken Scherzugprobe zur Ermittlung  $\gamma_{KS}$

### 3.5.3 Quasi-statische Versuche unter Temperatureinfluss

#### Versuche an runder Kopfzugprobe (RKP)

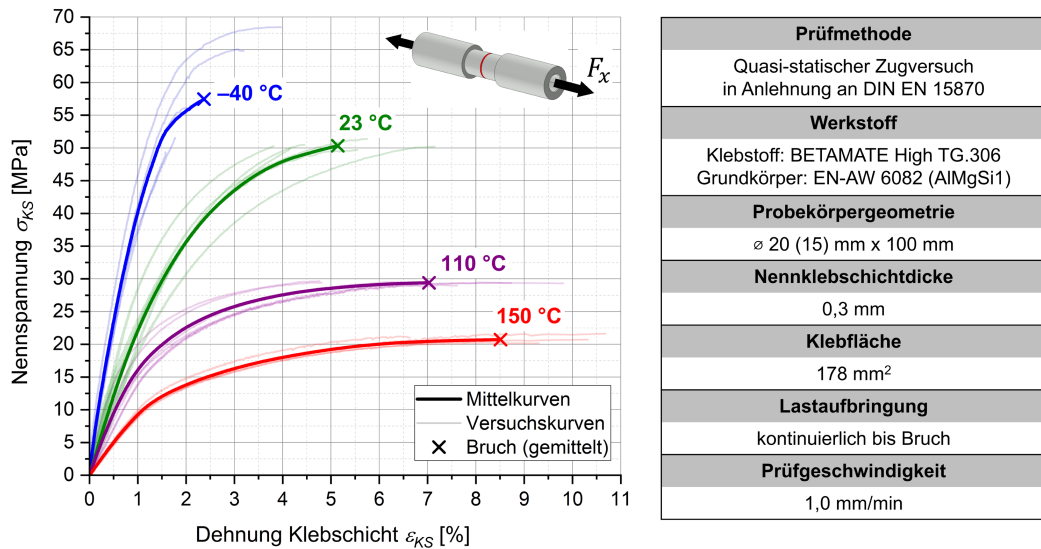


Abbildung 3.26: Nennspannung-Dehnung-Verhalten der runden Kopfzugprobe (RKP) im quasi-statischen Zugversuch bei verschiedenen Temperaturstufen

Tabelle 3-16: Repräsentative Bruchbilder der RKP für verschiedene Temperaturstufen; die Fügeteile weisen Kohäsivversagen im Klebstoff auf.

T [°C]	-40	23	110	150
Bruchbild				

Das Ergebnis der Versuche an RKP ist in Abbildung 3.26 dargestellt. Bei der ermittelten Nennspannung  $\sigma_{KS}$  handelt es sich um den Quotienten aus gemessener Prüfkraft  $F_x$  und Klebfläche  $A_{KS}$ . Die Klebschichtdehnung wird nach Formel 3.8 bestimmt. Die repräsentativen Bruchbilder

sind in Tabelle 3-16 dargestellt. Für alle Temperaturstufen kommt es zum kohäsiven Klebschichtversagen. Die Füge­teile weisen beidseitig gleichmäßige Anteile an Klebstoff auf, was für eine gute Adhäsion der Klebverbindung spricht. Die Kurven weisen eine starke Temperaturabhängigkeit auf. Mit zunehmender Temperatur nimmt die Steifigkeit und Festigkeit ab und die Bruchdehnung zu. Die aus den Kurven ermittelten Kennwerte  $E_{KS}$  und  $R_{\sigma,KS}$  können Tabelle 3-18 entnommen werden.

### Versuche an dicker Scherzugprobe (DSZ)

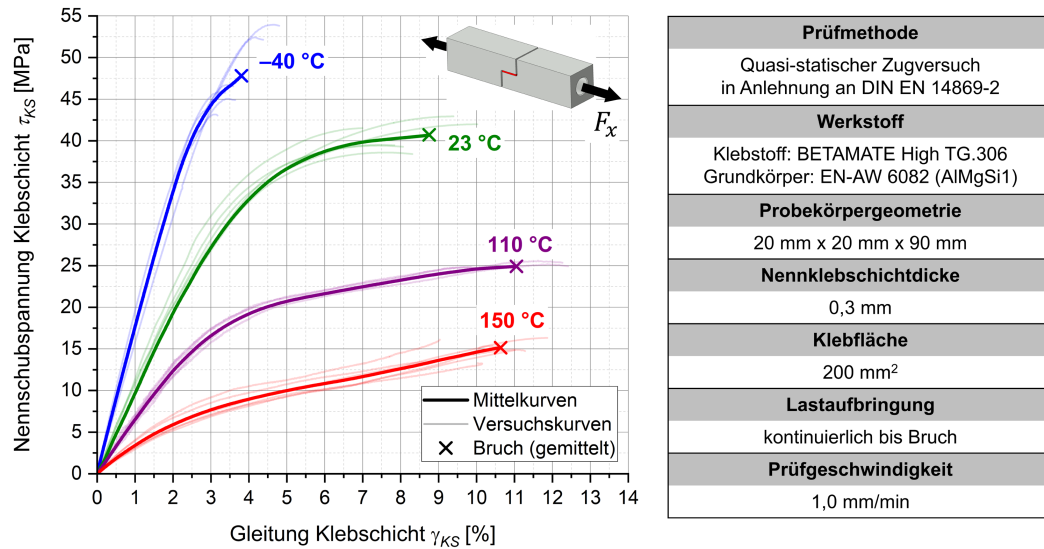


Abbildung 3.27: Nennschubspannung-Dehnung-Verhalten der dicken Scherzugprobe (DSZ) im quasi-statischen Zugversuch bei verschiedenen Temperaturstufen

Tabelle 3-17: Repräsentative Bruchbilder der DSZ für verschiedene Temperaturstufen; die Füge­teile weisen substratnahes Kohäsivversagen im Klebstoff auf.



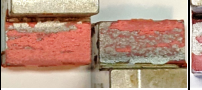

T [°C]	-40	23	110	150
Bruchbild				

Abbildung 3.27 zeigt die Nennschubspannung-Dehnung-Verläufe aus den Versuchen an DSZ. Die Nennschubspannung  $\tau_{KS}$  wird über den Quotienten aus Prüfkraft  $F_x$  und Klebefläche  $A_{KS}$  bestimmt. Die Gleitung  $\gamma_{KS}$  wird nach Formel 3.9 ermittelt. Tabelle 3-17 enthält die für die jeweiligen Temperaturstufen repräsentativen Bruchbilder. Alle Probekörper weisen ein für Schubbrüche typisches substratnahes Kohäsivversagen der Klebschicht auf. Der Bruch durch die Klebschicht verläuft sprunghaft was anhand der wechselseitig großen Anteile an Klebstoff auf beiden Füge­teilen erkennbar ist. Dennoch sind auch die Flächen mit geringen Klebstoffanteilen vollständig benetzt, was für eine gute Adhäsion der Klebverbindung spricht. Die Schubkurven weisen ähnlich wie die Kopfzugkurven eine starke Temperaturabhängigkeit auf. Mit zunehmender Temperatur nehmen Schubsteifigkeit und Schubfestigkeit ab. Die aus den Kurven ermittelten Kennwerte  $G_{KS}$  und  $R_{\tau,KS}$  können Tabelle 3-18 entnommen werden.

Tabelle 3-18: Mechanische Kennwerte der Klebschicht und Standardabweichung ermittelt aus den quasi-statischen Zugversuchen an runder Kopfzugprobe (RKP) und dicker Scherzugprobe (DSZ);  $E_{KS}$  wird bestimmt im  $\varepsilon_{KS}$ -Bereich zwischen 0,05 % und 0,25 %;  $G_{KS}$  wird bestimmt im  $\gamma_{KS}$ -Bereich zwischen 0,25 % und 2,5 %.

$T$ [°C]	-40	23	110	150
$R_{\sigma,KS}$ [MPa]	57,44 ±6,99	50,4 ±0,51	29,43 ±0,19	20,72 ±0,54
$R_{\tau,KS}$ [MPa]	47,81 ±3,89	40,71 ±1,59	24,91 ±0,39	15,15 ±0,98
$E_{KS}$ [GPa]	4,06 ±0,37	2,54 ±0,33	1,69 ±0,45	1,01 ±0,11
$G_{KS}$ [GPa]	1,49 ±0,12	0,98 ±0,11	0,66 ±0,09	0,36 ±0,12
$\nu_{KS}$ [-]	0,36	0,30	0,48	0,39

### Indirekte Bestimmung der Querkontraktionszahl

Die Bestimmung der Querkontraktionszahl von Klebstoffen  $\nu_{KS}$  erfolgt üblicherweise im Zugversuch an Substanzproben über die direkte Messung der auftretenden Längs- und Querdehnung. Die Ermittlung von  $E_{KS}$  und  $G_{KS}$  über die Versuche an den Grundproben lassen eine indirekte Bestimmung von  $\nu_{KS}$  nach Formel 3.10 zu, unter Annahme eines isotropen Materialverhaltens.

$$\nu_{KS} = \frac{E_{KS}}{2G_{KS}} - 1 \quad (3.10)$$

Die nach Formel 3.10 berechneten Werte für  $\nu_{KS}$  sind in Tabelle 3-18 hinterlegt und liegen in einem plausiblen Bereich zwischen 0,30 und 0,48. Der Verlauf über die Temperatur weist allerdings keinen konstanten Trend auf. Dies wird auf die Unsicherheit durch die indirekte Bestimmung von  $\nu_{KS}$  durch die Berechnung aus zwei unabhängigen Versuchen zurückgeführt. Die numerische Einflussuntersuchung in Kapitel 5.3.2 zeigt, dass  $\nu_{KS}$  nur einen geringen Einfluss auf die Beanspruchung in der äußersten FKV-Schicht ausübt. Auf eine genauere Bestimmung von  $\nu_{KS}$  über Substanzproben kann für die in dieser Arbeit definierten Zielsetzung verzichtet werden.

### Verlauf der Klebschicht-Kennwerte über die Temperatur

Abbildung 3.28 zeigt zusammenfassend den Verlauf der ermittelten Festigkeits- und Steifigkeits-Kennwerte der Klebschicht über die Temperatur. Verglichen mit dem Festigkeitswert bei -40 °C reduziert sich  $R_{\sigma,KS}$  bei 150 °C um 64 % und  $R_{\tau,KS}$  um 68 %. Auch die Steifigkeitskennwerte nehmen mit zunehmender Temperatur ab. Verglichen mit dem Wert bei -40 °C reduziert sich sowohl  $E_{KS}$  als auch  $G_{KS}$  um 75 %.

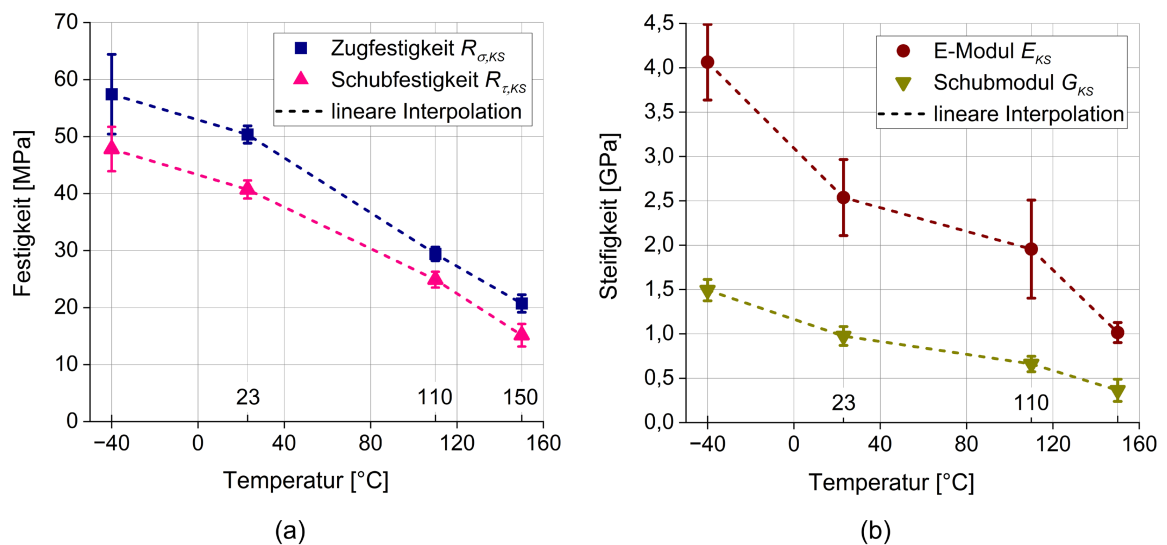


Abbildung 3.28: Verlauf der ermittelten Kennwerte für die Klebschicht über die Temperatur: (a) Festigkeitskennwerte, (b) Steifigkeitskennwerte

## 3.6 Versuche an FKV-Metall-Klebverbindung

### 3.6.1 Versuchsziel

Laut definierter Aufgabenstellung (s. Kapitel 1.2) sollen Versuche an FKV-Metall-Klebverbindungen durchgeführt werden, um eine experimentelle Validierung für die Festigkeitsbewertung der intralaminaren Rissinitiierung zu ermöglichen. Nach der in Kapitel 2.3.2 erläuterten Fokussierung der Arbeit, erfolgen die Versuche an der repräsentativen Scherzugprobe nach DIN EN 1465 [24]. Aufgrund der exzentrischen Krafteinleitung und der überlagerten Biegung kommt es zu komplexen Spannungszuständen in der Verbindung mit kritischen Schälspannungen am Überlappungsende. Durch die Orientierung der äußersten FKV-Schicht unter  $90^\circ$  zur Lastrichtung und die Wahl eines hochfesten Epoxid-Klebstoffs (s. Kapitel 3.1.2) ist eine kritische Konfiguration hinsichtlich intralaminarer Rissinitiierung gewählt. Die Materialpaarung zwischen FKV- und Aluminium-Fügeteil (s. Kapitel 3.1) eignet sich besonders gut zur Untersuchung der Delta-Alfa-Problematik. In folgenden Kapiteln wird die Herstellung der Scherzugproben beschrieben, sowie die Ergebnisse der durchgeführten Versuche:

Bestimmung der spannungsfreien Temperatur der Klebverbindung  $T_{SF,KV}$

Quasi-statische Zugversuche bei den Temperaturstufen  $-40^\circ\text{C}$ ,  $23^\circ\text{C}$ ,  $110^\circ\text{C}$  und  $150^\circ\text{C}$

Zyklische Versuche bei einer Temperatur von  $23^\circ\text{C}$  und einem Lastverhältnis von  $\mathcal{R} = 0,1$

### 3.6.2 Herstellung der Probekörper

#### Probekörpergeometrie

Die geometrischen Abmessungen der Scherzugprobe sind an DIN EN 1465 [24] angelehnt und in Abbildung 3.29 dargestellt. Die Überlappungslänge beträgt 20 mm und die Klebschichtdicke

0,3 mm. Beide Parameter haben Auswirkung auf die Beanspruchung am Überlappungsende. Nach dem Stand der Forschung haben sie aber keine signifikante Auswirkung auf den Versagensmodus (s. Kapitel 2.2.3). Das Aluminium-Fügeteil wird in Walzrichtung orientiert. Für das FKV-Fügeteil wird ein  $(90/0/90/0)_s$  Lagenaufbau gewählt. Die  $0^\circ$ -Schichten geben dem Fügeteil eine ausreichende Steifigkeit und Festigkeit, um ein Versagen des Fügeteils im Bereich außerhalb der Klebverbindung zu vermeiden. Ein alternativer quasi-isotroper Lagenaufbau  $(90/0/\pm 45)_s$  des Fügeteils wird nach dem Ergebnis einer experimentellen und numerischen Voruntersuchung aufgrund der auftretenden Biege-Drill-Kopplung nicht verwendet.

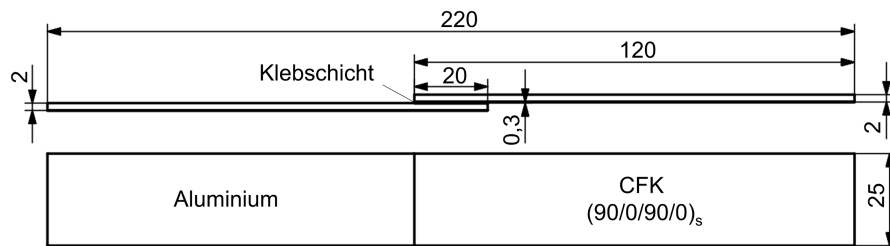


Abbildung 3.29: Skizze der geklebten Scherzugprobe mit geometrischen Abmessungen

### Herstellungsprozess

Die Herstellung der Scherzugproben erfolgt als Einzelfertigung. Dafür werden zunächst die Einzelfügeteile mittels Wasserstrahlschneiden aus den jeweiligen Halbzeugen des Aluminium-Walzblechs (s. Kapitel 3.1.3) und der FKV-Platten (s. Kapitel 3.1.1) inklusive Abreißgewebe ausgeschnitten. Der Fügeprozess erfolgt mithilfe einer Klebvorrichtung aus Stahl (s. Abbildung 3.30) in fünf Teilschritten: Einstellung der Klebvorrichtung, Vorbehandlung der Fügeteile, Klebprozess, Aushärteprozess und Nachbearbeitung.

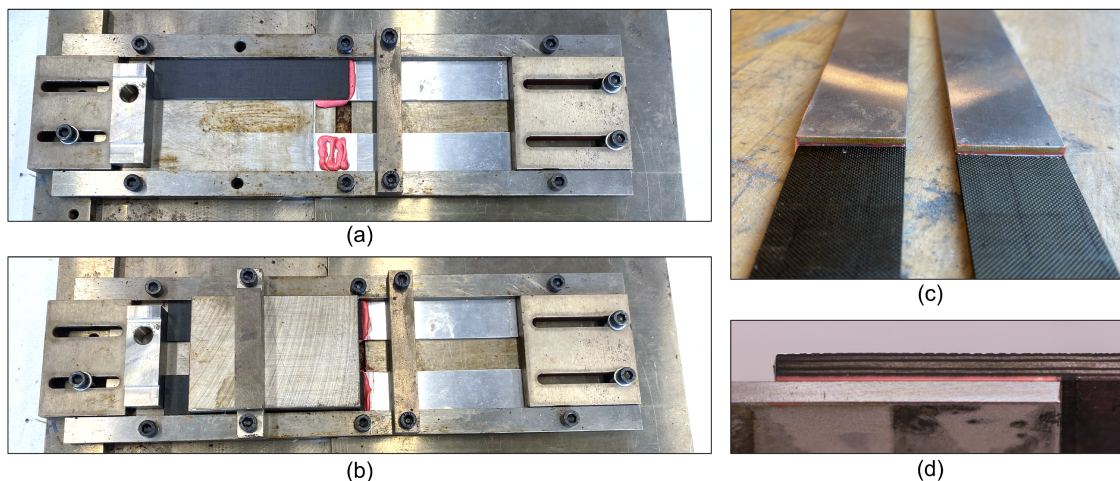


Abbildung 3.30: Herstellung der Scherzugproben; (a) Klebvorrichtung mit eingelegten Fügeteilen und aufgetragenen Klebstoff; (b) Klebvorrichtung mit fixierten Fügeteilen und Erzeugen eines Anpressdrucks; (c) Scherzugproben nach dem Aushärteprozess; (d) stirnseitige Ansicht der Klebverbindung

Im ersten Schritt erfolgt die *Einstellung der Klebvorrichtung*, über die zwei Probekörper gleichzeitig gefertigt werden können. Diese besteht aus zwei höhenverstellbaren Ablageflächen der Füge-teile, über die sich die Soll-Klebschichtdicke einstellen lässt. Verstellbare Anschläge an den Füge-teilenden ermöglichen die Einstellung der Überlappungslänge. Im zweiten Schritt erfolgt die *Fügeteilvorbehandlung*. Bei den Aluminium-Fügeteilen wird die Klebefläche mittels Sandstrahlen angeraut um anschließend mit Ethanol gereinigt. Die Oberfläche der FKV-Fügeteile ist durch das Abreißgewebe geschützt. Dieses wird kurz vor dem Klebprozess entfernt. Eine Reinigung der FKV-Klebefläche ist demnach nicht notwendig. Der anschließende *Klebprozess* ist in Abbildung 3.30 (a) und (b) dargestellt. Zu Beginn wird die Klebvorrichtung mit Trennmittel bestrichen und der Klebstoff auf 50 °C vorgewärmt, um die Viskosität zu verringern und das Auftragen zu erleichtern. Auch die Klebevorrichtung wird über eine Heizmatte auf 50 °C vorgewärmt. Nach Einlegen und Fixierung des Aluminium-Fügeteils wird der Klebstoff auf die Klebefläche aufgetragen. Anschließend wird das FKV-Fügeteil in die Klebevorrichtung positioniert und mithilfe einer Druckplatte gegen die Ablagefläche gedrückt. Herausquellender Klebstoff wird über ein zuvor fixiertes Klebeband entfernt. Für den *Aushärteprozess* wird die gesamte Klebevorrichtung im vorgeheizten Ofen platziert. Die lokale Temperatur wird über einen Temperatursensor nahe der Klebverbindung erfasst. Die Aushärtung erfolgt bei 180 °C über mindestens 30 min. Nach dem Aushärteprozess und Abkühlvorgang werden die Probekörper aus der Vorrichtung herausgenommen (s. Abbildung 3.30 (c)). Die *Nachbearbeitung* umfasst das Abschleifen von Klebstoffresten und Anschleifen der Stirnseiten, sodass die Klebschicht und FKV-Einzellagen klar erkennbar sind (s. Abbildung 3.30 (d)). Alle Probekörper werden einzeln vermessen. Die Klebschichtdicke liegt bei  $0,3 \pm 0,05$  mm.

### 3.6.3 Bestimmung der spannungsfreien Temperatur der Klebverbindung

Aufgrund der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten kommt es beim Abkühlvorgang nach dem Aushärteprozess zu thermischen Eigenspannungen in der FKV-Metall-Klebverbindung (s. Kapitel 2.2.4). Um diese auch in der Simulation abbilden zu können wird die spannungsfreie Temperatur der Klebverbindung  $T_{SF,KV}$  über eine experimentelle Verformungsanalyse in Anlehnung an [137] bestimmt. Die Scherzugproben weisen nach dem Abkühlvorgang auf Raumtemperatur eine Verformung auf. Diese wird bei Einspannung der Scherzugprobe im uniaxialen Versuchsaufbau ersichtlich, wie in Abbildung 3.31 (a) dargestellt. Der Probekörper ist durch die untere Einspannung in einer Klimakammer fest fixiert. Das Maß  $s$  zwischen oberem Einspannblock und Probekörper zeigt die Abweichung zur unverformten Soll-Geometrie. Abbildung 3.31 (b) zeigt die Messung der Strecke  $s$  über den Aufheizvorgang an zwei Probekörpern. Die Messung erfolgt über eine Bildauswertung mithilfe eines Lineals als Maßstabangabe. Eine alternative Messung mittels Wegaufnehmer würde eine ungewollte Kraft auf den Probekörper ausüben. Die Installation eines Lasermessers in der Klimakammer ist aufgrund der hohen Temperatur nicht möglich. Die Messkurven zeigen die Rückbildung der Verformung  $s$  mit zunehmender Temperatur. Bei einer Temperatur von ca. 150 °C ist  $s = 0$  und die Scherzugprobe frei von den durch den Aushärteprozess hervorgerufene thermischen Eigenspannungen. Wiederholtes Abkühlen und Aufheizen führt zu keiner wesentlichen Änderung von  $T_{SF,KV}$ . Mögliche Effekte durch wiederholte Aushärteprozesse können damit ausgeschlossen werden. Die Tatsache, dass  $T_{SF,KV}$

nicht der maximalen Aushärtetemperatur von 180 °C entspricht, sondern darunter liegt, kann durch mögliche Relaxationsvorgänge in der Matrix erklärt werden. Für eine Überprüfung des Verformungsverhaltens der einzelnen Fügeiteile unter Temperatureinfluss wird derselbe Versuch für ein eingespanntes Aluminium- und FKV-Fügeteil durchgeführt. Diese weisen bei Temperaturerhöhung keine Verformung auf. Zwar ist nach den Untersuchungen in Kapitel 3.3.3 bei dem FKV-Fügeteil mit einem Lagenaufbau von  $(90/0/90/0)_s$  von thermischen Eigenspannungen zwischen den Schichten auszugehen. Aufgrund des symmetrischen Aufbaus gleichen sich diese jedoch aus und es kommt zu keiner Verformung.

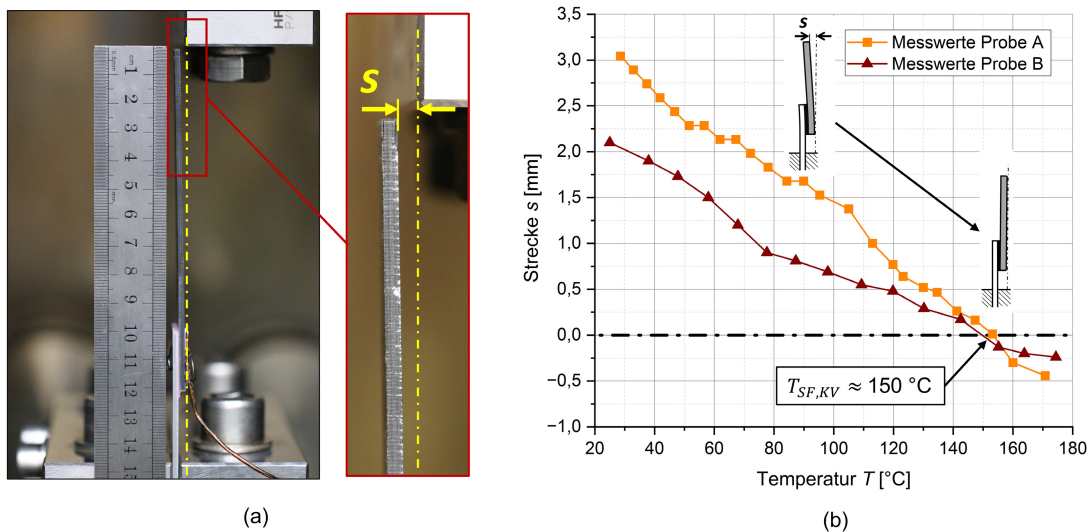


Abbildung 3.31: Bestimmung der spannungsfreien Temperatur der Klebschicht  $T_{SF,KV}$ ; (a) Bild der eingespannten Scherzugprobe mit Verformung  $s$  bei 23 °C; (b) Messung der Verformung  $s$  über die Temperatur;  $T_{SF,KV}$  entspricht der Temperatur bei  $s = 0$

### 3.6.4 Quasi-statische Versuche unter Temperatureinfluss

#### Prüfumgebung

Die bei den Versuchen verwendeten Uniaxialprüfmaschinen sind in Kapitel 3.2.1 beschrieben. Der prinzipielle Versuchsaufbau für die Prüfung der FKV-Metall-Scherzugproben ist in Abbildung 3.22 dargestellt. Die Einspannvorrichtung besteht aus flexibel positionierbaren Einspannbacken, über die der Probekörper ausgerichtet wird. Die Positionierung erfolgt so, dass die Klebschichtmittelebene in der Zylinderachse liegt. Die Krafteinleitung in den Probekörper erfolgt durch die Klemmung zwischen zwei Einspannbacken. Bei der Einspannung oben handelt es sich eine unbewegliche Festeinspannung. Die Einspannung unten kann über den Zylinder in Längsachse verfahren werden. Der Rotationsfreiheitsgrad der unteren Einspannung um die Zylinderachse ist frei, um ein mögliches Drehmoment auf den Probekörper zu vermeiden. Die freie Einspannlänge zwischen oberer und unterer Einspannung beträgt 120 mm. Die Lastaufbringung im quasi-statischen Versuch erfolgt weggeregelt mit einer Geschwindigkeit von 1 mm/min. Die verwendeten Messmittel wie Extensometer, induktiver Wegaufnehmer, Temperatursensor sowie die stirnseitige Bilderfassung der intralaminaren Rissinitiierung sind in Kapitel 3.2 beschrieben.

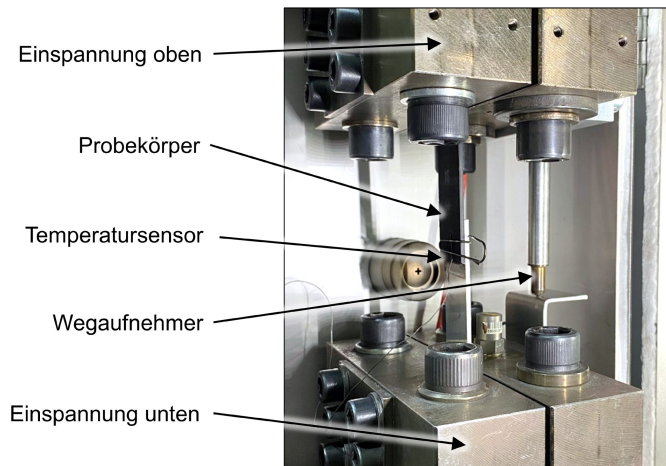


Abbildung 3.32: Prinzipieller Versuchsaufbau für die Prüfung der Scherzugproben und der verwendeten Messmittel

### Quasi-statische Versuche an Scherzugproben

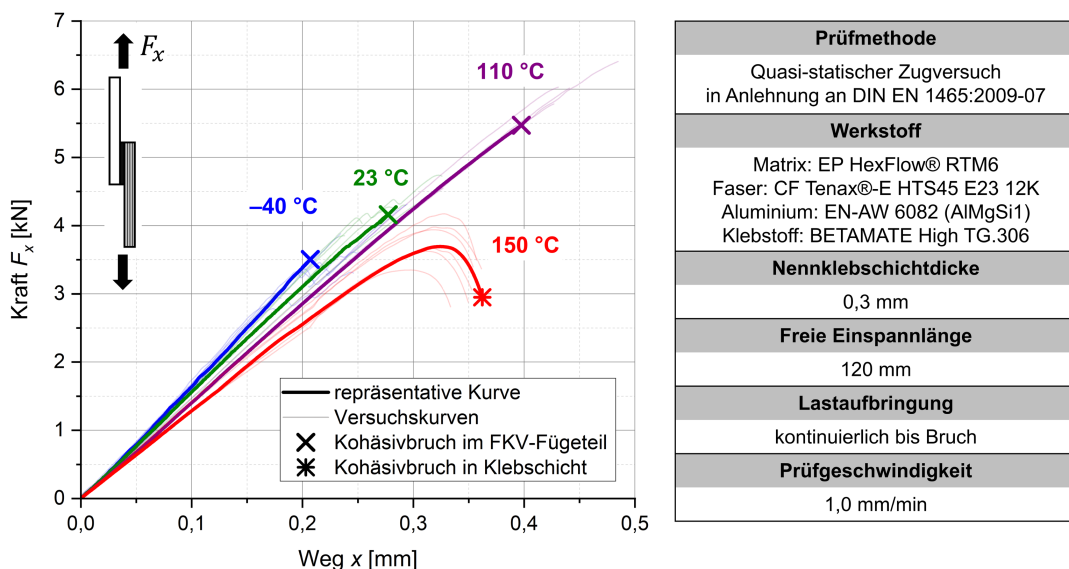


Abbildung 3.33: Kraft-Weg-Verhalten der geklebten FKV-Metall-Scherzugproben im quasi-statischen Zugversuch bei verschiedenen Temperaturstufen

Tabelle 3-19: Repräsentative Bruchbilder der FKV-Metall-Scherzugproben für verschiedene Temperaturstufen; bei -40 °C, 23 °C und 110 °C kommt es zum Kohäsivbruch im FKV-Fügeteil, bei 150 °C wechselt der Versagensmodus zum Kohäsivbruch in der Klebschicht.

T [°C]	-40	23	110	150
Bruchbild				

Abbildung 3.33 zeigt das Ergebnis der Versuche an den geklebten Scherzugproben in Form von Kraft-Weg-Kurven. Bei dem Weg  $x$  handelt es sich um den Messwert des Wegaufnehmers. Die Scherzugproben weisen ein temperaturabhängiges Versagensverhalten auf. Wie die Bruchbilder in Tabelle 3-19 zeigen, kommt es sich bei den Temperaturstufen  $-40\text{ °C}$ ,  $23\text{ °C}$  und  $110\text{ °C}$  zu einem Kohäsivbruch im FKV-Fügeteil. Die Videoaufnahmen belegen, dass es sich bei dem Versagensvorgang um einen interlaminaeren Schubbruch (s. Kapitel 2.2.2) handelt. Ausgehend von einer intralaminaren Rissinitiierung am Überlappungsende in der äußersten  $90^\circ$ -Schicht, kommt es zur Delamination von der darunter liegenden  $0^\circ$ -Schicht. Nach finalem Schubbruch haftet die äußerste  $90^\circ$ -Schicht komplett an dem Aluminium-Fügeteil. Beim FKV-Fügeteil ist die  $0^\circ$ -Schicht offengelegt. In den meisten Fällen erfolgt der komplette Versagensvorgang unmittelbar innerhalb wenigen Millisekunden. Bei  $-40\text{ °C}$  und  $23\text{ °C}$  gibt es einzelne Probekörper, die bei der intralaminaren Rissinitiierung einen kleinen Kraftabfall verzeichnen, die Traglast dann über einen kurzen Zeitraum wieder zunimmt, bis die Delamination und der Schubbruch auftritt. Bei der Temperaturstufe von  $150\text{ °C}$  kommt es zum Wechsel des Versagensmodus. Alle Probekörper weisen hier einen Kohäsivbruch in der Klebschicht auf. Wie das repräsentative Bruchbild in Tabelle 3-19 zeigt, verläuft der Bruch nicht mittig durch die Klebschicht, sondern wechselseitig substratnah am FKV- bzw. Aluminium-Fügeteil, vergleichbar mit den Schubbrüchen aus der Klebschicht-Charakterisierung (s. Kapitel 3.5.3). Auch die Kraft-Weg-Kurve bei  $150\text{ °C}$  weist im Vergleich zu den anderen Temperaturstufen durch den ausgeprägten Kraftabfall vor Bruch auf den Wechsel des Versagensmodus. Die Ursache des Wechsels ist durch den unterschiedlichen Einfluss der Temperatur auf die Festigkeiten der Einzelkomponenten der Klebschicht und der FKV-Schicht zu begründen. Die Charakterisierung der Klebschicht in Kapitel 3.5.3 zeigt bei  $150\text{ °C}$  eine Reduktion der Schubfestigkeit  $R_{\tau,KS}$  um 68 %, verglichen mit dem Wert bei  $-40\text{ °C}$ . Die Reduktion der Querkzugfestigkeit der FKV-Schicht  $R_2^+$  liegt nach den Untersuchungen in Kapitel 3.3.2 hingegen nur bei 40 %.

Tabelle 3-20: Ermittelte Kennwerte und Standardabweichung aus den Kraft-Weg-Verläufen der Scherzugversuche; der Verbindungsmodul  $V_{SZ}$  wird bestimmt im  $x$ -Bereich zwischen 0,025 mm und 0,05 mm

$T$	[°C]	-40	23	110	150
$F_{max}$	[kN]	3,67 ±0,46	4,12 ±0,29	5,67 ±0,55	3,78 ±0,25
$V_{SZ}$	[kN/mm]	15,98 ±0,63	15,35 ±0,65	13,92 ±0,20	13,36 ±0,82

Tabelle 3-20 zeigt die aus den Kraft-Weg-Verläufen ermittelte maximale Kraft  $F_{max}$  und das Verbindungsmodul  $V_{SZ}$  der Scherzugproben.  $F_{max}$  nimmt im Bereich zwischen  $-40\text{ °C}$  und  $110\text{ °C}$  deutlich zu. Dies steht im Widerspruch zum untersuchten Materialverhalten aus der Charakterisierung der Einzelkomponenten FKV, Aluminium und Klebschicht. Diese weisen mit zunehmender Temperatur alle eine Reduzierung ihrer Festigkeit auf (s. Kapitel 3.3, 3.4 und 3.5). Die Ursache für die Zunahme von  $F_{max}$  ist durch die thermischen Eigenspannungen in der Scherzugprobe zu begründen, wie die numerische Auswertung in Kapitel 6.1 zeigt. Die spannungsfreie Temperatur  $T_{SF,KV}$  liegt bei  $150\text{ °C}$ . Über die abnehmenden Temperaturstufen  $110\text{ °C}$ ,  $23\text{ °C}$  und  $-40\text{ °C}$  nimmt die Temperaturdifferenz und somit die thermischen Eigenspannungen in der

Kleilverbindung zu. Die daraus hervorgerufenen Anstrengungen im FKV-Fügeteil führen dazu, dass  $F_{max}$  mit abnehmender Temperatur sinkt, obwohl die Materialfestigkeit steigt. Bei 150 °C reduziert sich  $F_{max}$  deutlich im Vergleich zu 110 °C. Dies ist auf den Wechsel des Versagensmodus hin zum Kohäsivbruch in der Klebschicht zu begründen. Das Verbindungsmodul fällt leicht mit zunehmender Temperatur, was an der abnehmenden Steifigkeit der Fügeteile und der Klebschicht liegt.

### 3.6.5 Zyklische Versuche

#### Versuchsparameter

Die zyklischen Versuche an den FKV-Metall-Scherzugproben erfolgen in Form von Wöhlerversuchen in Anlehnung an DIN EN ISO 9664 [160] im selben Prüfaufbau wie die quasi-statischen Versuche (s. Abbildung 3.32). Die Lasteinleitung erfolgt kraftgeregelt über eine Sinusfunktion mit dem Lastverhältnis  $R = 0,1$  bei einer Temperatur von 23 °C. Die Prüffrequenz liegt bei 10 Hz. Die maximale Schwingspielzahl beträgt  $10^6$ . Die Versuchsauswertung erfolgt über Wöhlerdiagramme. Die Zeitfestigkeitsgerade wird abhängig von der Oberkraft  $F_{x,o}$ , der Oberkraft bei  $10^6$  Schwingspielen  $F_{x,o,N=10^6}$  und der Neigung  $k$  über die BASQUIN-Gleichung nach Formel 3.11 definiert. Die Auswertung der Zeitfestigkeitsgeraden erfolgt im Bereich zwischen  $10^3$  und  $10^6$  Schwingspielen. Durchläufer über  $10^6$  Schwingspiele werden für die Berechnung nicht berücksichtigt. Für Quantifizierung der Streuung werden die Zeitfestigkeitsgeraden für eine Überlebenswahrscheinlichkeit  $P_{\bar{U}}$  von 10 %, 50 % und 90 %, sowie die Streuspanne  $T_F$  ausgewertet.

$$N_{Anriss}(F_{x,o}) = 10^6 \left( \frac{F_{x,o}}{F_{x,o,N=10^6}} \right)^{-k} \quad (3.11)$$

#### Zyklische Versuche an Scherzugproben

Zur Erfassung des Schädigungsverhaltens der Scherzugproben unter zyklischer Last, wird eine optische Bilderfassung eingerichtet, wie in Kapitel 3.2.3 „Schädigungsdetektion“ beschrieben. Über die Bilderserie kann das Versagensverhalten über die Schwingspielzahl beobachtet werden. Bei allen Probekörpern erfolgt nach einer bestimmten Schwingspielzahl  $N_{Anriss}$  eine intralaminaren Rissinitiierung in der äußersten 90°-Schicht des FKV am Überlappungsende (s. Abbildung 3.5). Mit zunehmender Schwingspielzahl kommt es zur fortschreitenden Delamination zwischen äußerster 90°-Schicht und der darunterliegenden 0°-Schicht. Bei einer bestimmten Schwingspielzahl  $N_B$  erfolgt schließlich der finale Schubbruch der Probekörper. Das Bruchbild der Fügeteile entspricht dem aus den quasi-statischen Versuchen (s. Tabelle 3-19). An dem Aluminium-Fügeteil haftet die komplette äußerste 90°-Schicht des FKV. Beim FKV-Fügeteil ist die 0°-Schicht offengelegt.

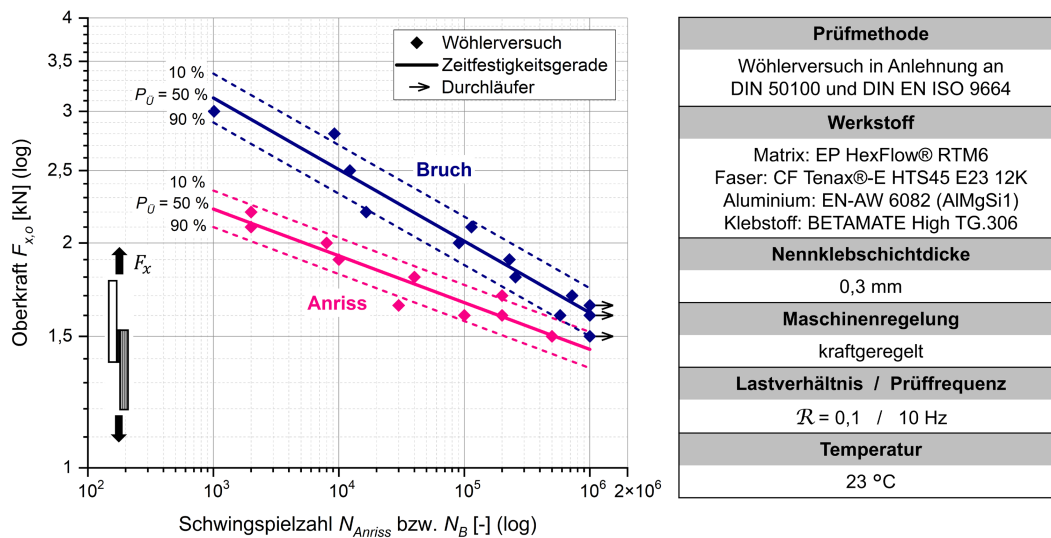


Abbildung 3.34: Wöhlerdiagramm aus den zyklischen Versuchen an FKV-Metall-Scherzugproben mit Auswertung der intralaminaren Rissinitiation („Anriss“) und des finalen Schubbruchs („Bruch“)

Abbildung 3.17 zeigt das Wöhlerdiagramm mit Auswertung der Zeitfestigkeitsgeraden für die intralaminare Rissinitiation („Anriss“) und finaler Schubbruch („Bruch“). Tabelle 3-21 enthält die dafür bestimmten Parameter. Die Zeitfestigkeitsgerade für „Anriss“ liegt unterhalb derer für „Bruch“, da bei gleichem Lasthorizont der Bruch bei einer höheren Schwingspielzahl ermittelt wird als der Anriss. Für die Zielsetzung dieser Arbeit ist lediglich die Auswertung des Anrisses von Bedeutung, da sich die Festigkeitsbewertung auf die intralaminare Rissinitiation bezieht und nicht auf die Beschreibung eines Rissfortschrittsverhaltens. Dennoch liefert der Vergleich interessante Informationen für die Festigkeitsbewertung der Klebverbindung, wenn es um die Einschätzung der Sicherheit der Auslegung geht.

Tabelle 3-21: Parameter zur Beschreibung der Zeitfestigkeitsgeraden für „Anriss“ und „Bruch“ aus den zyklischen Versuchen an Scherzugproben für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 10, 50 und 90 %

	$F_{x,o,N=10^6}$ [kN]			$k$ [-]	$T_F$ [-]
	$P_{\ddot{u}} = 10\%$	$P_{\ddot{u}} = 50\%$	$P_{\ddot{u}} = 90\%$		
Anriss	1,52	1,44	1,36	16,0	1 : 1,12
Bruch	1,74	1,61	1,74	10,4	1 : 1,16

## 4 Analytik

In diesem Kapitel erfolgt die analytische Formulierung des Versagenskriteriums nach PUCK aus den experimentell ermittelten Kennwerten der UD-Schicht. Für die quasi-statische Bewertung der UD-Schicht unter Temperatureinfluss wird ein temperaturabhängiges PUCK-Kriterium formuliert (s. Kapitel 4.1). Für die Bewertung unter zyklischen Lasten bei RT wird ein schwingspielzahlabhängiges PUCK-Kriterium formuliert (s. Kapitel 4.2). Hierfür ist die analytische Ermittlung der „reinen“ Schubfestigkeit  $R_{12}$  aus den Versuchen an den KV45-Probekörpern (s. Kapitel 4.1.1 und 4.2.1) erforderlich. Eine Validierung des PUCK-Kriteriums erfolgt durch die Berechnung des ersten ZFB im QI-Laminat  $(90/0/\pm 45)_s$  nach der Klassischen Laminattheorie (CLT) und Vergleich mit dem experimentellen Ergebnis (s. Kapitel 4.1.2 und 4.2.2). Die Validierung gibt Rückschlüsse auf den Einfluss der interlaminaren thermischen Eigenspannungen (ILTE) und des *In situ*-Effekts.

### 4.1 Temperaturabhängiges PUCK-Kriterium

#### 4.1.1 Analytische Ermittlung der Schubfestigkeit

Wie in Kapitel 3.3.2 erläutert, muss bei der experimentellen Bestimmung von  $R_{12}$  im Zugversuch an KV45-Probekörpern beachtet werden, dass es sich nicht um eine reine Schubbeanspruchung der UD-Schichten handelt. Die Bestimmung der „reinen“ Schubfestigkeit  $R_{12}$  aus den KV45-Zugversuchen erfolgt durch eine Interpolation mithilfe der PUCK'schen Bruchkurven. Dafür wird zunächst eine analytische Spannungstransformation für das KV45-Laminat nach CLT durchgeführt. Wie in Kapitel 2.1.1 erläutert, erfolgt diese mithilfe einer Rotationsmatrix nach Formel 2.5. Dadurch können die ebenen Schichtspannungen  $\sigma_1, \sigma_2, \tau_{12}$  der äußersten  $45^\circ$ -Schicht in Abhängigkeit von der globalen Laminatspannung  $\sigma_x$  ermittelt werden. Die Transformation wird über das Berechnungstool *AlfaLam* der TU Darmstadt zur linearen Laminatanalyse durchgeführt. Unter Verwendung der in Kapitel 3.3.2 ermittelten Elastizitätskennwerte der UD-Schicht ergibt sich für die Schichtspannungen der  $45^\circ$ -Schicht der in Abbildung 4.1 (a) genannte Zusammenhang. Dieser Zusammenhang ist für die verschiedenen Temperaturstufen näherungsweise konstant.

Der Einfluss der faserparallelen Spannung  $\sigma_1$  auf die ZFB-Anstrengung ist trotz des hohen Anteils vernachlässigbar gering. Relevant für die Entstehung von ZFB sind vielmehr die Anteile  $\tau_{12}$  und  $\sigma_2$ . Die Formulierung der PUCK'schen Bruchkurve für den Bruchmodus A über den parabolischen Ansatz nach Formel 2-15 erfordert mindestens zwei Stützpunkte. Ein Stützpunkt stellt die aus den UD90-Zugversuchen ermittelte Querkzugfestigkeit  $R_2^+$  dar (s. Tabelle 3-4). Der zweite Stützpunkt  $R^*$  mit den Anteilen  $\tau_{12}^*$  und  $\sigma_2^*$  kann nach der analytischen Betrachtung des KV45-Zugversuchs mittels CLT über Formel 4.1 und 4.2 ermittelt werden.  $R_{x,KV45}$  beschreibt dabei die im KV45-Zugversuch bestimmte Anrissfestigkeit des Laminats (s. Tabelle 3-5).

$$\tau_{12}^* = 0,50 \times R_{x,KV45} \quad (4.1)$$

$$\sigma_2^* = 0,08 \times R_{x,KV45} \quad (4.2)$$

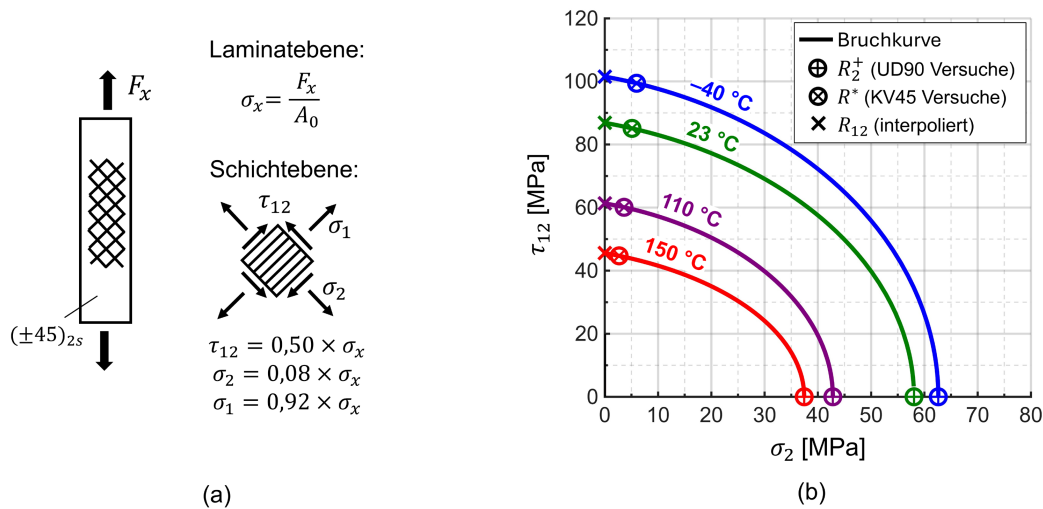


Abbildung 4.1: (a) Skizze des KV45-Probekörpers und Formulierung der nach CLT berechneten Zusammenhänge zwischen Laminat- und Schichtspannungen; (b) Temperaturabhängige Bruchkurven für die UD-Schicht nach PUCK; Die Formulierung der Kurven erfolgt anhand der ermittelten Festigkeiten aus den Versuchen an UD90 und KV45; Die Werte für  $R_{12}$  werden über den Kurvenverlauf interpoliert.

Abbildung 4.1 (b) zeigt die über zwei Stützpunkte ermittelten PUCK'schen Bruchkurven für die jeweiligen Temperaturstufen. Die „reine“ Schubfestigkeit  $R_{12}$  kann über die Interpolation entlang der Bruchkurve bis zum Schnittpunkt mit der  $\tau_{12}$ -Achse ermittelt werden. Es ergeben sich die in Tabelle 4-1 genannten Werte für  $R_{12}$ . Der Vergleich mit dem direkt aus den KV45-Versuchen bestimmten Wert  $R_{12}^*$  (s. Tabelle 3-6) zeigt für diesen Fall eine Abweichung von lediglich 2 %.  $R_{12}^*$  würde sich demnach auch als eine gute Näherung von  $R_{12}$  eignen.

Tabelle 4-1: Mittels Interpolation bestimmte Werte für die Schubfestigkeit  $R_{12}$  der UD-Schicht

$T$	[°C]	-40	23	110	150
$R_{12}$	[MPa]	100,7	86,2	60,9	45,3

## 4.1.2 Validierung des temperaturabhängigen PUCK-Kriteriums

Das Versagenskriterium nach PUCK ermöglicht eine schichtweise Bewertung der Anstrengung der einzelnen UD-Schichten in beliebigen Laminataufbauten. Für die Validierung des PUCK-Kriteriums wird eine Berechnung des ersten ZFB im QI-Laminat (90/0/±45)<sub>s</sub> durchgeführt und der experimentellen Anrissauswertung der QI-Zugversuche (s. Kapitel 3.3.2) gegenübergestellt. Im Vergleich zur FKV-Metall-Klebverbindung lassen sich die Beanspruchungszustände im QI-Probekörper einfacher definieren. Zum einen tritt über die freie Einspannlänge ein annähernd homogener Spannungszustand in den Schichten auf, ohne singuläre Effekte, wie sie am Überlappungsende der Klebverbindung vorliegen. Zum anderen handelt es sich um einen annähernd ebenen Spannungszustand, welcher sich über eine einfache Spannungstransformation mittels CLT berechnen lässt (s. Kapitel 2.1.1). Die CLT-Berechnung erfolgt über das Berechnungstool *AlfaLam*

für jede einzelne Temperaturstufe  $-40\text{ °C}$ ,  $23\text{ °C}$ ,  $110\text{ °C}$  und  $150\text{ °C}$ . Die dabei verwendeten experimentell ermittelten Kennwerte der UD-Schicht sind in Tabelle 4-2 zusammengefasst.

Tabelle 4-2: Experimentell ermittelte mechanische Kennwerte der UD-Schicht; diese werden zur CLT-Berechnung der PUCK'schen Anstrengung der äußersten  $90^\circ$ -Schicht des QI-Laminats herangezogen

$T$ [°C]	-40	23	110	150
$R_1$ [MPa]	1.720			
$R_2^+$ [MPa]	62,6	58,0	42,8	37,4
$R_{12}$ [MPa]	100,7	86,2	60,9	45,3
$E_1$ [GPa]	121,76			
$E_2$ [GPa]	8,95	8,69	8,02	7,99
$G_{12}$ [GPa]	6,02	4,34	3,74	3,38
$\nu_{12}$ [-]	0,29	0,27	0,23	0,22
$\alpha_{T,1}$ [ $10^{-6}/\text{K}$ ]	0,5			
$\alpha_{T,2}$ [ $10^{-6}/\text{K}$ ]	22,6	32,0	31,1	30,1

### Lastfälle

Für die CLT-Berechnung in *AlfaLam* werden zwei Lastarten berücksichtigt:

- Äußere Kraftbelastung des Laminats  $F_x$  [N]: In Bezug auf die Querschnittsfläche resultiert daraus die laminatbezogene Nennspannung  $\sigma_x = F_x/A_0$ .
- Temperaturbelastung des Laminats  $\Delta T$  [K]: Diese führt zu interlaminaren thermischen Eigenspannungen (ILTE) im Laminat aufgrund der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten der UD-Schicht in- und quer zur Faserrichtung ( $\alpha_{T,1}$  und  $\alpha_{T,2}$ ). Als Referenztemperatur wird die experimentell ermittelte spannungsfreie Temperatur  $T_{SF,EKV} = 150\text{ °C}$  herangezogen (s. Kapitel 3.3.3).

Um den Einfluss der ILTE auf die Schichtanstrengung bewerten zu können, erfolgt die CLT-Berechnung mit drei Lastfallvarianten:

- *L1*: Reine Temperaturlast  $\Delta T$  ( $\rightarrow$  ILTE)
- *L2*: Reine äußere Last  $F_x$  bis zum ersten ZFB ( $\rightarrow$  äußere Kraft ohne ILTE)
- *L3*: Temperaturlast  $\Delta T$  und äußere Last  $F_x$  bis zum ersten ZFB ( $\rightarrow$  äußere Kraft + ILTE)

### Berechnungsergebnis

Das Ergebnis der CLT-Berechnungen ist in Tabelle 4-3 festgehalten. Diese zeigt die auftretenden Schichtspannungen der äußersten  $90^\circ$ -Schicht und die daraus ermittelte ZFB-Anstrengung  $f_{E,ZFB}$  nach PUCK für die verschiedenen Lastfälle und Temperaturstufen. Um Verwechslungen zu vermeiden, wird die Temperaturstufe in [°C] angegeben und die Temperaturdifferenz in [K]. Bei allen Berechnungen handelt es sich um den querzugdominierten ZFB-Modus A.

Tabelle 4-3: Ergebnis der CLT-Analyse der äußersten 90°-Schicht des QI-Laminats (90/0/±45) für drei Lastfälle; bei L2 und L3 entspricht  $F_x$  der Kraft, die zum ersten ZFB ( $f_{E,ZFB} = 1$ ) führt.

$T$ [°C]	Lastfall			Laminat- beanspruchung	Schichtbeanspruchungen der äußersten 90°-Schicht			
	Nr.	$\Delta T$ [K]	$F_x$ [kN]	$\sigma_x$ [MPa]	$\sigma_1$ [MPa]	$\sigma_2$ [MPa]	$\tau_{12}$ [MPa]	$f_{E,ZFB}$ [-]
-40	L1	-190	0	0	-31,2	31,2	0	0,50
	L2	0	18,2	364,0	-246,4	62,3	0	1
	L3	-190	9,1	181,5	-154,1	62,3	0	1
23	L1	-127	0	0	-29,0	29,0	0	0,50
	L2	0	18,2	364,0	-252,3	57,8	0	1
	L3	-127	8,4	168,0	-154,8	57,8	0	1
110	L1	-40	0	0	-8,3	8,3	0	0,19
	L2	0	13,1	262,5	-202,4	42,7	0	1
	L3	-40	10,6	211,5	-171,4	42,7	0	1
150	L1	0	11,3	226,5	-177,8	37,3	0	1
	L2/3	0	11,3	226,5	-177,8	37,3	0	1

In L1 wird eine reine Temperaturlast  $\Delta T$  aufgebracht, um die ILTE zu quantifizieren. Aufgrund der hohen Temperaturdifferenz zu 150 °C tritt bei -40 °C und 23 °C bereits eine hohe Anstrengung  $f_{E,ZFB}$  von 0,5 auf. Obwohl  $\Delta T$  bei -40 °C größer ist als bei 23 °C, sind die Anstrengungen identisch. Dies ist auf den niedrigeren von Wert  $\alpha_{T,2}$  für -40 °C zurückzuführen (s. Tabelle 4-2). Bei 110 °C liegt  $f_{E,ZFB}$  aufgrund der geringeren Temperaturdifferenz bei lediglich 0,19. Bei 150 °C gibt es keine thermische Eigenspannung, da  $\Delta T = 0$ .

In L2 wird eine äußere Zugkraft  $F_x$  auf das Laminat aufgebracht, bis es zum Erstversagen der 90°-Schicht bei  $f_{E,ZFB} = 1$  kommt. Dabei wirkt keine Temperaturlast und somit keine ILTE. Für 23 °C und -40 °C ergibt sich je eine ertragbare Last  $F_x$  von 18,2 kN, für 110 °C von 13,1 kN und für 150 °C von lediglich 11,3 kN. In diesem Lastfall nimmt somit die ertragbare Last mit zunehmender Temperatur ab. Dies ist auf die Reduzierung der für ZFB relevanten Querkzugfestigkeit  $R_2^+$  bei zunehmender Temperatur zurückzuführen (s. Tabelle 4-2). Die faserparallele Schichtspannung hat keinen signifikanten Einfluss auf die Berechnung von  $f_{E,ZFB}$ .

In L3 wird die Temperaturlast  $\Delta T$  mit der äußeren Kraft  $F_x$  überlagert, bis es zum Erstversagen der Schicht bei  $f_{E,ZFB} = 1$  kommt. Bei -40 °C kann eine äußere Last  $F_x$  von 9,1 kN überlagert werden, bei 23 °C 8,4 kN, bei 110 °C 10,6 kN und bei 150 °C sogar 11,3 kN. Es kommt in diesem Lastfall also mit zunehmender Temperatur zu einer tendenziellen Zunahme der ertragbaren äußeren Last, obwohl die relevanten Festigkeitswerte der UD-Schicht  $R_2^+$  und  $R_{12}$  mit zunehmender Temperatur abnehmen (s. Tabelle 4-2). Dies ist auf die Überlagerung der ILTE aus L1 zurückzuführen, die bei tiefen Temperaturen deutlich größer ausfallen ist als bei hohen Temperaturen.

### Vergleich mit experimentellem Ergebnis

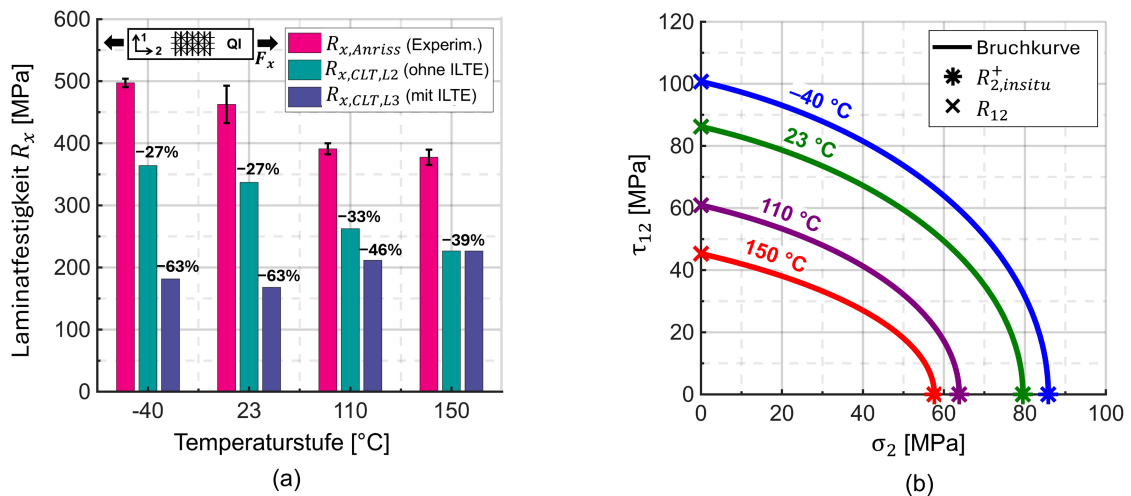


Abbildung 4.2: (a) Vergleich der experimentell ermittelten Festigkeit  $R_{x,Anriss}$  der QI-Laminatprobe  $(90/0/\pm 45)_s$  mit den per CLT berechneten Festigkeiten nach dem Lastfall 2 und Lastfall 3; (b) PUCK'sche Bruchkurven für verschiedene Temperaturstufen mit Berücksichtigung der *In-situ*-Festigkeit  $R_{2+,insitu}$

Abbildung 4.2 (a) zeigt den Vergleich der berechneten Festigkeit  $R_{x,CLT,L2}$  und  $R_{x,CLT,L3}$  (s. Tabelle 4-3) mit der experimentell ermittelten Festigkeit  $R_{x,Anriss}$  (s. Tabelle 3-7) in Form eines Balkendiagramms.  $R_x$  bezieht sich dabei auf die Laminatfestigkeit des QI-Probekörpers bei erstem ZFB bzw. Anriss in der äußersten  $90^\circ$ -Schicht. Die Berücksichtigung der ILTE in L3 zeigt zum einen eine große Abweichung zum experimentellen Ergebnis von bis zu  $-63\%$ . Zum anderen ist der Verlauf von  $R_{x,CLT,L3}$  bei zunehmender Temperatur dem von  $R_{x,Anriss}$  entgegengesetzt. Der Verlauf von  $R_{x,CLT,L2}$  ohne Berücksichtigung der ILTE entspricht hingegen dem experimentellen Verlauf. Die Abweichung zwischen  $R_{x,CLT,L2}$  und  $R_{x,Anriss}$  liegt im Bereich zwischen  $-27\%$  und  $-39\%$ .

### Möglicher Abbau von interlaminaren thermischen Eigenspannungen (ILTE)

Nach der durchgeführten Validierung führt die Bewertung des QI-Laminats ohne Berücksichtigung der ILTE (L2) zu einem besseren Ergebnis als die Bewertung mit Berücksichtigung der ILTE (L3). Alternative Berechnungen mit einer Variation von  $T_{SF,FKV}$  haben einen großen Einfluss auf das Berechnungsergebnis, führen aber nicht zu einer grundsätzlich besseren Übereinstimmung mit dem Experiment. Dies wirft die Frage auf, in welcher Größenordnung die ILTE tatsächlich im QI-Laminat vorliegen. Laut SCHÜRMAN [7] existiert eine Reihe an Mechanismen, die zum Abbau thermischer Eigenspannungen nach dem Aushärtprozess führen. Dazu gehören z. B. die Aufnahme von Feuchte, zeitabhängige Relaxations- und Kriechprozesse und der Aushärtungsprozess des Harzes. Die Ermittlung der  $T_{SF,FKV}$  von  $150\text{ °C}$  erfolgte ca. 6 Monate nach dem Herstellprozess der asymmetrischen Laminatplatte. Die Versuche an den QI-Probekörpern wurden projektbedingt ca. 2 Jahre nach deren Herstellungsprozess durchgeführt. Durch die zeitliche Differenz von ca. 1,5 Jahren können demnach Effekte wie Relaxations- und Kriechprozesse sowie Feuchteaufnahme Einfluss haben. Deren genauere Untersuchung ist im Rahmen der

Zielsetzung dieser Arbeit nicht zu leisten. Für die Berechnung der intralaminaren Rissinitiierung der FKV-Metall-Klebverbindung sollen daher ebenfalls beide Varianten untersucht werden, um den Einfluss der ILTE in der Berechnung weiter analysieren zu können.

### ***Insitu*-Effekt**

Eine mögliche Erklärung für die geringere berechnete Festigkeit  $R_{x,CLT}$  im Vergleich mit der experimentell ermittelten Festigkeit  $R_{x,Anriss}$  ist der *Insitu*-Effekt (s. Kapitel 2.1.5). Dieser beschreibt die Stützwirkung der querzugbeanspruchten Einzelschicht im Laminat durch die benachbarten Schichten anderer Orientierung. Verschiedene Veröffentlichungen geben Werte für den *Insitu*-Faktor  $r_{insitu}$  zwischen 1,5 und 2,5 an [93 bis 95, 97]. Unter der Annahme, dass der *Insitu*-Effekt für die Diskrepanz zwischen  $R_{x,Anriss}$  und  $R_{x,CLT,L2}$  ausschlaggebend ist, kann  $r_{insitu}$  für das vorliegende Laminat temperaturabhängig nach Formel 4.3 bestimmt werden.

$$r_{insitu} = \frac{R_{x,Anriss}}{R_{x,CLT,L2}} \quad (4.3)$$

Die ermittelten *Insitu*-Faktoren sind in Tabelle 4-4 festgehalten. Diese liegen zwischen 1,37 und 1,57. Mit zunehmender Temperatur ist eine leichte Zunahme von  $r_{insitu}$  festzustellen. Im Vergleich zu den Literaturangaben fällt  $r_{insitu}$  eher gering aus. Dies kann an dem Umstand liegen, dass es sich um die außen liegende 90°-Schicht handelt, welche nur eine einseitige Stützwirkung erfährt. Der *Insitu*-Faktor kann für die Bewertung der ZFB-Anstrengung nach PUCK mitberücksichtigt werden. Dazu wird im PUCK-Kriterium die *Insitu*-Querzugfestigkeit  $R_{2,insitu}^+$  eingesetzt, welche nach Formel 4.4 bestimmt wird und in Tabelle 4-4 festgehalten ist. Für das PUCK-Kriterium ergeben sich die in Abbildung 4.2 (b) dargestellten Bruchkurven. Eine Berechnung der 90°-Schicht im QI-Laminat unter Berücksichtigung des *Insitu*-Effekts würde demnach exakt dem experimentellen Ergebnis entsprechen.

$$R_{2,insitu}^+ = r_{insitu} \times R_2^+ \quad (4.4)$$

Tabelle 4-4: Ermittelte *Insitu*-Faktoren sowie *Insitu*-Querzugfestigkeit zur Bewertung der querzugbeanspruchten Einzelschicht im Laminat

$T$	[°C]	-40	23	110	150
$r_{insitu}$	[-]	1,37	1,37	1,49	1,57
$R_{2,insitu}^+$	[MPa]	85,8	79,5	63,8	58,7

## **4.2 Schwingspielzahlabhängiges PUCK-Kriterium**

### **4.2.1 Analytische Ermittlung der Schwingfestigkeit unter Schub**

Analog zu der Analyse des Spannungszustands an den KV45-Probekörpern unter quasi-statischer Beanspruchung (s. Kapitel 4.1.1), muss auch für die zyklische Beanspruchung die „reine“

Schubfestigkeit analytisch ermittelt werden. Dies erfolgt durch eine Interpolation mithilfe der zyklischen Bruchkurven nach PUCK (Kapitel 2.1.4). Dafür werden die experimentell ermittelten Wöhlerlinien an UD90 und KV45 herangezogen (s. Abbildung 4.2 (a)). Die ermittelten Schwingfestigkeiten für die Schwingenspielzahlen  $N = 10^3, 10^4, 10^5$ , und  $10^6$  werden als Stützpunkte zur Formulierung der zyklischen Bruchkurven herangezogen, wie in Abbildung 4.2 (b) dargestellt. Analog zur quasi-statischen Analyse handelt es sich bei den an KV45-Probekörpern ermittelte Oberschwingfestigkeit  $R_{12,0}^*$  um einen überlagerten Spannungszustand mit den in Kapitel 4.1.1 erläuterten Zusammenhängen. Die Stützpunkte  $R_{12,0}$  für die Wöhlerlinie für „reine“ Schubbeanspruchung der Einzelschicht können durch die Interpolation entlang des Kurverlaufs bis zur  $\tau_{12,0}$ -Achse bestimmt werden. Die Werte der Stützpunkte  $R_{2,0}^+$  und  $R_{12,0}$  zur Formulierung des schwingenspielzahlabhängigen PUCK-Kriteriums sind in Tabelle 4-5 angegeben.

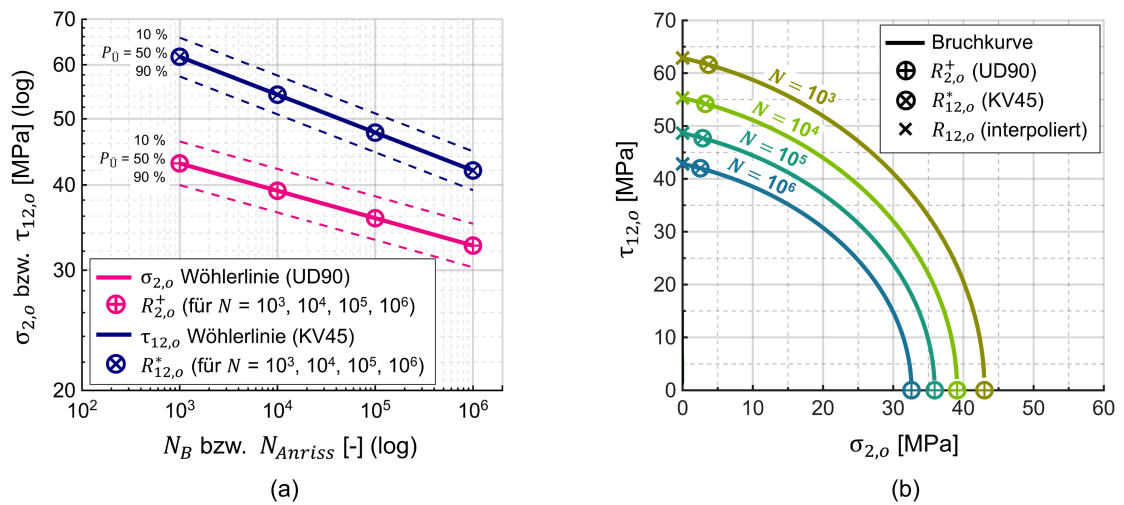


Abbildung 4.3: (a) Experimentell ermittelte Wöhlerlinien UD90 und KV45 ( $\mathcal{R} = 0,1$ ) mit Kennzeichnung der zyklischen Festigkeit bei verschiedenen Schwingenspielzahlen; (b) PUCK'sche Bruchkurven für verschiedene Schwingenspielzahlen; die Formulierung der Kurven erfolgt anhand der UD90 und KV45 Wöhlerlinien; die Werte für  $R_{12,0}$  werden über den Kurvenverlauf interpoliert.

Tabelle 4-5: Stützpunkte zur Formulierung des schwingenspielzahlabhängigen PUCK-Kriteriums für den Bereich des querzugdominierten Bruchmodus A

$N$	[-]	$10^3$	$10^4$	$10^5$	$10^6$
$R_{2,0}^+$	[MPa]	43,0	39,1	35,9	32,6
$R_{12,0}$	[MPa]	62,9	55,3	48,6	42,8

## 4.2.2 Validierung des schwingenspielzahlabhängigen PUCK-Kriteriums

Für die Validierung des schwingenspielzahlabhängigen PUCK-Kriteriums wird eine CLT-Berechnung der Anstrengung der äußersten  $90^\circ$ -Schicht des QI-Laminats  $(90/0/\pm 45)_s$  für verschiedene Schwingenspielzahlen durchgeführt. Die Berechnung wird mit dem experimentellen Ergebnis der Wöhlerversuche an den QI-Probekörpern (s. Kapitel 3.3.4) gegenübergestellt. Die CLT-

Berechnung erfolgt analog zur quasi-statischen Validierung (s. Kapitel 4.1.2) mit dem Berechnungstool *AlfaLam*. Für die Berechnung werden die in Tabelle 4-5 festgehaltenen Schwingfestigkeiten zur Formulierung der Bruchbedingung für  $10^3$ ,  $10^4$ ,  $10^5$  und  $10^6$  Schwingspiele hinterlegt. Damit kann die Versagensoberlast für die jeweilige Schwingspielzahl ermittelt werden. Für die Einflussuntersuchung der ILTE wird die Berechnung wieder für drei Lastfälle durchgeführt.

- *L1*: Reine Temperaturlast  $\Delta T$  ( $\rightarrow$  ILTE)
- *L2*: Reine zyklische Oberkraft  $F_{x,o}$  bis zum ersten ZFB ( $\rightarrow$  äußere Kraft ohne ILTE)
- *L3*: Temperaturlast  $\Delta T$  und zyklische Oberkraft  $F_{x,o}$  bis zum ersten ZFB ( $\rightarrow$  äußere Kraft + ILTE)

### Berechnungsergebnis

Tabelle 4-6: Ergebnis der CLT-Berechnung der äußersten  $90^\circ$ -Schicht des QI-Laminats ( $90/0/\pm 45$ ) für drei Lastfälle und unterschiedliche Schwingspielzahlen  $N$

$N$ [-]	Lastfall			Laminat- beanspruchung	Schichtbeanspruchungen der äußersten $90^\circ$ -Schicht			
	Nr.	$\Delta T$ [K]	$F_{x,o}$ [kN]	$\sigma_{x,o}$ [MPa]	$\sigma_{1,o}$ [MPa]	$\sigma_{2,o}$ [MPa]	$\tau_{12,o}$ [MPa]	$f_{E,ZFB,cyc}$ [-]
$10^3$	<i>L1</i>	-127	0	0	-29,0	29,0	0	0,67
	<i>L2</i>	0	12,3	246,5	-186,8	42,8	0	1
	<i>L3</i>	-127	4,0	80,5	-89,3	42,8	0	1
$10^4$	<i>L1</i>	-127	0	0	-29,0	29,0	0	0,74
	<i>L2</i>	0	11,2	224,5	-170,3	39,0	0	1
	<i>L3</i>	-127	2,9	58,0	-72,4	39,0	0	1
$10^5$	<i>L1</i>	-127	0	0	-29,0	29,0	0	0,81
	<i>L2</i>	0	10,3	205,5	-156,4	35,8	0	1
	<i>L3</i>	-127	2,0	39,5	-58,6	35,8	0	1
$10^6$	<i>L1</i>	-127	0	0	-29,0	29,0	0	0,89
	<i>L2</i>	0	9,3	186,5	-141,9	32,5	0	1
	<i>L3</i>	-127	1,0	20,5	-44,4	32,5	0	1

Die Ergebnisse der CLT-Berechnung sind in Tabelle 4-6 festgehalten. Die zyklischen Untersuchungen erfolgen nur für die Temperaturstufe von  $T = 23^\circ\text{C}$ . Mit der Referenztemperatur von  $T_{SF,FKV} = 150^\circ\text{C}$  ergibt sich somit eine Temperaturlast von  $\Delta T = -127\text{K}$ . Bei *L1* führt  $\Delta T$  infolge der unterschiedlichen Werte von  $\alpha_{T,1}$  und  $\alpha_{T,2}$  zu einer Querkzugbeanspruchung von  $\sigma_2 = 29,0\text{MPa}$ . Diese ist für jede Schwingspielzahl konstant und führt zu großen Schichtanstrengungen  $f_{E,ZFB,cyc}$ . Aufgrund der abnehmenden Schwingfestigkeiten  $R_{2,o}^+$  (s. Tabelle 4-5) steigt  $f_{E,ZFB,cyc}$  mit zunehmender Schwingspielzahl zwischen 0,67 bei  $N = 10^3$  und 0,89 bei  $N = 10^6$ . Die faserparallele Spannung  $\sigma_{1,o}$  ist für die Berechnung von  $f_{E,ZFB,cyc}$  vernachlässigbar.

In L2 wird eine äußere Oberkraft  $F_{x,o}$  auf das Laminat aufgebracht, bis es zum Erstversagen der 90°-Schicht bei  $f_{E,ZFB,cyc} = 1$  kommt. Dabei wirkt keine Temperaturlast und somit keine ILTE. Es ergibt sich eine mit der Schwingenspielzahl fallende ertragbare Kraft  $F_{x,o}$  zwischen 12,3 kN bei  $N = 10^3$  und 9,3 kN bei  $N = 10^6$ .

In L3 wird die Temperaturlast  $\Delta T$  mit der äußeren Kraft  $F_{x,o}$  überlagert, bis es zum Erstversagen der Schicht bei  $f_{E,ZFB,cyc} = 1$  kommt. Durch die wirkende ILTE kann nur eine geringe Kraft  $F_{x,o}$  ertragen werden. Diese liegt zwischen 4,0 kN bei  $N = 10^3$  und 1,0 kN bei  $N = 10^6$ .

### Vergleich mit experimentellem Ergebnis

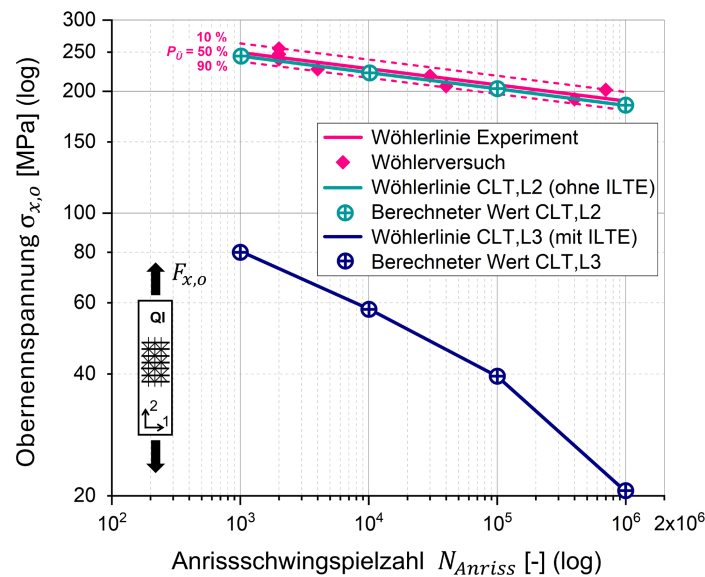


Abbildung 4.4: Vergleich der experimentell ermittelten Wöhlerlinie ( $R = 0,1$ ) des QI-Laminats mit den mittels CLT berechneten Schwingfestigkeiten für L2 (ohne ILTE) und L3 (mit ILTE); L2 zeigt eine deutlich bessere Übereinstimmung mit dem experimentellen Ergebnis als L3.

Tabelle 4-7: Ergebnis der experimentell ermittelten Schwingfestigkeit  $R_{x,o\_Anriss}$  der äußersten 90°-Schicht des QI-Laminats (90/0/±45) und der mittels CLT berechneten Schwingfestigkeit  $R_{x,o\_CLT}$  für L2 und L3

$N$	[-]	$10^3$	$10^4$	$10^5$	$10^6$
$R_{x,o\_Anriss}$	[MPa]	249,2	227,2	207,3	189,1
$R_{x,o\_CLT,L2}$	[MPa]	246,5	224,5	205,0	186,5
$R_{x,o\_CLT,L3}$	[MPa]	80,5	58,0	39,5	20,5

Der Vergleich der CLT-Berechnung mit der experimentell ermittelten Wöhlerlinie an QI-Probekörpern (s. Kapitel 3.3.4) ist in Abbildung 4.4 dargestellt. Die berechneten Schwingfestigkeiten  $R_{x,o\_CLT}$ , sowie die experimentell ermittelte Schwingfestigkeit  $R_{x,o\_Anriss}$  für die jeweiligen Schwingenspielzahlen sind in Tabelle 4-7 hinterlegt. Es zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung

der CLT-Berechnung nach  $L2$  (ohne Berücksichtigung der ILTE) mit einer sehr geringen Abweichung von 2 % zur experimentellen Wöhlerlinie.

Die Berücksichtigung von ILTE in  $L3$  führt zu einem extrem konservativen Ergebnis. Die Abweichung zur experimentellen Wöhlerlinie liegt für  $N = 10^3$  bei –68 % und für  $N = 10^6$  bei –89 %. Dafür gibt es mehrere mögliche Ursachen. Zum einen zeigt bereits die quasi-statische Analyse unter Temperatureinfluss (s. Kapitel 4.1.2), dass die im Probekörper vorliegenden ILTE im Vergleich zur Berechnung vermutlich deutlich geringer ausfallen. Zum anderen führt die Überlagerung der zyklisch wirkenden Kraft  $F_{x,o}$  mit der konstant wirkenden thermischen Last  $\Delta T$  zu einer deutlich erhöhten Mittelspannung und somit zu einem anderen Lastverhältnis  $\mathcal{R} > 0,1$  als im Versuch. Für eine tiefergehende Analyse der konstanten Temperaturüberlagerung müsste die Mittelspannungsempfindlichkeit untersucht werden, was nicht im Rahmen der Zielsetzung dieser Arbeit liegt.

Anders als bei der quasi-statischen Analyse kann bei der zyklischen Analyse kein ausgeprägter *In situ*-Effekt zwischen der Berechnung  $L2$  und dem Experiment ausgemacht werden. Eine Literaturrecherche zum *In situ*-Effekt unter zyklischer Last liefert hierzu keine eindeutigen Erkenntnisse. Mögliche Ursachen dafür wären ein Abbau der Stützwirkung über die zyklische Belastung oder eine reduzierte Auswirkung von Randeffekten bei der zyklischen Prüfung an UD-Probekörpern im Vergleich zur quasi-statischen Prüfung.

# 5 Numerische Analysen

In diesem Kapitel wird zu Beginn die Modellierung der FKV-Metall-Klebverbindung als Scherzugprobe für die Simulation mittels Finite-Elemente-Methode (FEM) beschrieben (s. Kapitel 5.1). Mittels einer Konvergenzanalyse wird die Auswirkung der Vernetzung auf die ermittelte Anstrengung in der äußersten 90°-Schicht des FKV im Bereich des Überlappungsendes analysiert und eine Möglichkeit zur örtlichen Bewertung definiert (s. Kapitel 5.2). Um ein besseres Verständnis für die Spannungszustände im Bereich der intralaminaren Rissinitiierung zu erhalten, werden über die FE-Simulation der Scherzugprobe verschiedene Einflüsse analysiert. Dazu gehört die Analyse unter reiner Kraftbelastung (s. Kapitel 5.3), die Analyse unter reiner thermischer Belastung (s. Kapitel 5.4), sowie die Analyse von nicht-linearem Geometrie- und Materialverhalten (s. Kapitel 5.5). Ziel ist dabei die Identifikation von relevanten Einflussgrößen und die finale Modelldefinition für die nachfolgende Festigkeitsbewertung der intralaminaren Rissinitiierung (s. Kapitel 6).

## 5.1 Modellierung der FKV-Metall-Klebverbindung

### 5.1.1 Software

Die Modellierung und Berechnung der Scherzugprobe mittels FEM erfolgt mit der Software ANSYS MECHANICAL APDL 2025 R1 unter Verwendung der Skriptsprache ANSYS PARAMETRIC DESIGN LANGUAGE (APDL). Die Modellierung über APDL bietet den Vorteil der einfachen Parametrisierung des Modells und der Nachvollziehbarkeit der Berechnungsergebnisse. Als Ergebnis der Berechnung werden die Spannungstensoren der Modellknoten exportiert. Die Berechnung der schichtbezogenen Spannungen und Anstrengungen nach PUCK erfolgt über eine Berechnungsroutine mit der Software MATLAB R2025a. Die Erstellung der Modellierungs- und Berechnungsskripte erfolgte teilweise über die vom Autor dieser Dissertation betreuten studentischen Arbeiten von LAMPE [161] und RACHOR [162].

### 5.1.2 Modellaufbau

Das Finite-Elemente-Modell der Scherzugprobe ist in Abbildung 5.1 dargestellt. Die Geometrieerzeugung erfolgt in APDL über die Bottom-Up-Methode. Über die Erstellung von Eckpunkten werden Linien und Flächen in der  $x$ - $z$ -Ebene definiert und in  $y$ -Richtung zu einem Volumen extrudiert. Die geometrischen Abmessungen entsprechen den Nennmaßen der Scherzugprobe (s. Kapitel 3.6.2) mit einer Klebschichtdicke von 0,3 mm und einer Überlappungslänge von 20 mm. Die  $x$ - $y$ -Ebene des globalen Koordinatensystems bildet die Mittelebene der Klebschicht. Der Lagenaufbau der FKV-Komponente entspricht einem  $(90/0/90/0)_s$  Kreuzverbund, mit der Orientierung der äußersten Schicht unter 90° zur  $x$ -Richtung. Jede Schicht hat eine Dicke von 0,25 mm. Die Vernetzung des Modells erfolgt mittels der Volumenelemente SOLID186 mit quadratischer Ansatzfunktion. Die Elementgröße kann über eine Parametereinstellung variiert werden, um in der nachfolgenden Konvergenzanalyse eine hinreichende Vernetzung zu erzielen. Die

äußeren Randbedingungen werden an den Knoten der jeweiligen Stirnflächen des Aluminium- bzw. FKV-Fügeteils definiert. Die Verschiebungen der aluminiumseitigen Knoten werden gleich Null gesetzt. Dadurch ergibt sich eine verschiebungs- und rotationsfeste Einspannung der Stirnfläche. Die Knotenverschiebungen auf der Stirnfläche des FKV-Fügeteils werden in  $y$ - und  $z$ -Richtung gleich Null gesetzt und in  $x$ -Richtung gekoppelt. Dadurch ergibt sich eine vollständig rotationsfeste Einspannung und eine verschiebungsfeste Einspannung in  $y$  und  $z$ . Die Verschiebung in  $x$ -Richtung bleibt frei. Durch die Beaufschlagung einer externen Kraft  $F_x$  auf die FKV-seitige Stirnfläche, kann die Scherzugprobe in  $x$ -Richtung belastet werden. Zudem kann eine Temperaturlast  $\Delta T$  auf das gesamte Modell aufgebracht werden.

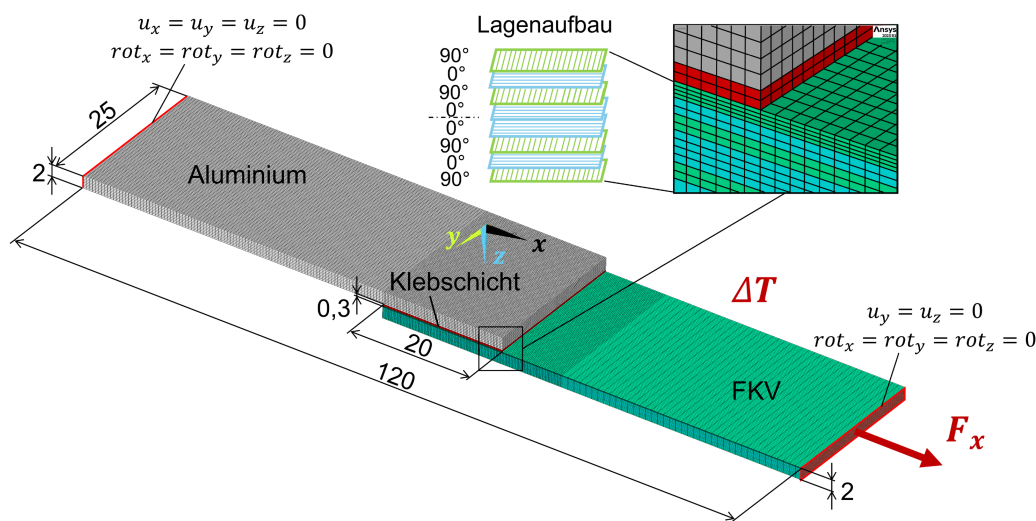


Abbildung 5.1: Finite-Elemente-Modell der FKV-Aluminium-Scherzugprobe mit Darstellung der Randbedingungen und geometrischen Abmessungen

### 5.1.3 Materialmodelle und Materialdaten

Bei den im FE-Modell verwendeten Materialdaten handelt es sich zum größten Teil um die in dieser Arbeit experimentell ermittelten Kennwerte der Einzelkomponenten (s. Kapitel 3). Für die Modellierung der FKV- und Aluminium-Komponente wird ein linear-elastisches Materialmodell verwendet. Praxisorientierte Modellierungen eines dünn-schichtigen Epoxid-Klebstoffs erfolgen häufig ebenfalls nach einem linear-elastischen oder elasto-plastischen Materialmodell. Im Rahmen dieser Arbeit erfolgt keine Versagensbewertung der Klebschicht. Relevant ist vielmehr die Modellierung der Klebschichtsteifigkeit und deren Einfluss auf die Anstrengung in der äußersten  $90^\circ$ -Schicht des FKV. Um diesen Einfluss zu ermitteln, werden sowohl ein linear-elastisches als auch ein elasto-plastisches Materialmodell für die Klebschicht definiert und in Kapitel 5.5 gegenübergestellt. Spezielle Materialeffekte der Klebschicht wie Viskosität, Kriechen und Relaxation sind nicht Bestandteil der Modellierung.

#### Materialdaten FKV

Wie in Kapitel 2.1.1 beschrieben, wird das FKV-Fügeteil (CF-EP-Verbund) als Mehrschichtverbund aus unidirektionalen Einzellagen nach transversal-isotropem Werkstoffverhalten mit räumlichem Elastizitätsgesetz modelliert. Die verwendeten Materialkennwerte für die jeweiligen

Temperaturstufen  $-40\text{ °C}$ ,  $23\text{ °C}$ ,  $110\text{ °C}$  und  $150\text{ °C}$  sind in Tabelle 5-1 festgehalten. Die experimentelle Bestimmung der mechanischen Kennwerte  $E_1$ ,  $E_2$ ,  $G_{12}$  und  $\nu_{12}$  ist in Kapitel 3.3.2 beschrieben. Nach dem transversalen Werkstoffgesetz gilt  $E_3 = E_2$ ,  $G_{13} = G_{12}$  und  $\nu_{13} = \nu_{12}$ , sowie der in Formel 2.2 beschriebene Zusammenhang für  $G_{23}$  (s. Kapitel 2.1.1). Für  $\nu_{23}$  wird ein Wert aus der Literatur nach SCHÜRMAN [7] für einen vergleichbaren CF-EP-Verbund verwendet. Der Einfluss von  $\nu_{23}$  auf die ausgewertete Schichtanstrengung wird in Kapitel 5.3.2 überprüft. Die experimentelle Bestimmung der thermischen Ausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{T,1}$  und  $\alpha_{T,2}$  ist in Kapitel 3.3.3 beschrieben. Nach dem transversalen Werkstoffgesetz gilt  $\alpha_{T,3} = \alpha_{T,2}$ .

Tabelle 5-1: Materialkennwerte zur linear-elastischen Modellierung der unidirektionalen Einzelschichten der FKV-Komponente (CF-EP-Verbund, 63 % FVG)

$T$	[°C]	-40	23	110	150
$E_1$	[GPa]	121,76 <sup>1</sup>			
$E_2 = E_3$	[GPa]	8,95 <sup>1</sup>	8,69 <sup>1</sup>	8,02 <sup>1</sup>	7,99 <sup>1</sup>
$G_{12} = G_{13}$	[GPa]	6,02 <sup>1</sup>	4,34 <sup>1</sup>	3,74 <sup>1</sup>	3,38 <sup>1</sup>
$G_{23}$	[GPa]	3,27 <sup>2</sup>	3,17 <sup>2</sup>	2,93 <sup>2</sup>	2,89 <sup>2</sup>
$\nu_{12} = \nu_{13}$	[-]	0,29 <sup>1</sup>	0,27 <sup>1</sup>	0,23 <sup>1</sup>	0,22 <sup>1</sup>
$\nu_{23}$	[-]	0,37 <sup>3</sup>			
$\alpha_{T,1}$	[10 <sup>-6</sup> /K]	0,5 <sup>1</sup>			
$\alpha_{T,2} = \alpha_{T,3}$	[10 <sup>-6</sup> /K]	22,6 <sup>1</sup>	32,0 <sup>1</sup>	31,1 <sup>1</sup>	30,1 <sup>1</sup>

### Materialdaten Aluminium

Die Materialdaten zur linear-elastischen Modellierung des Aluminium-Fügeteils (EN AW 6082) können Tabelle 5-2 entnommen werden. Die experimentelle Ermittlung der mechanischen Kennwerte  $E_{AL}$  und  $\nu_{AL}$  für die vier Temperaturstufen ist in Kapitel 3.4.3 erläutert. Bei dem thermischen Ausdehnungskoeffizient  $\alpha_{T,AL}$  handelt es sich um die Herstellerangabe laut Datenblatt des verwendeten Walzblechs [149].

Tabelle 5-2: Materialkennwerte zur linear-elastischen Modellierung der Aluminium-Komponente (EN AW 6082)

$T$	[°C]	-40	23	110	150
$E_{AL}$	[GPa]	70,15 <sup>1</sup>	68,09 <sup>1</sup>	66,46 <sup>1</sup>	64,99 <sup>1</sup>
$\nu_{AL}$	[-]	0,29 <sup>1</sup>	0,31 <sup>1</sup>	0,32 <sup>1</sup>	0,30 <sup>1</sup>
$\alpha_{T,AL}$	[10 <sup>-6</sup> /K]	23,4 <sup>4</sup>			

<sup>1</sup> Experimentell ermittelter Wert, s. Kapitel 3.3, 3.4 und 3.5

<sup>2</sup> Ermittelt nach transversal-isotropem Werkstoffgesetz, s. Kapitel 2.1.1

<sup>3</sup> Literaturwert eines vergleichbaren Materials [7]

<sup>4</sup> Herstellerangabe, s. Datenblatt [149]

### Materialdaten Klebschicht

Die experimentelle Charakterisierung der Klebschicht (1K-Epoxidklebstoff BETAMATE High TG.306) für die vier Temperaturstufen ist in Kapitel 3.5.3 beschrieben. Die daraus abgeleiteten mechanischen Kennwerte  $E_{KS}$  und  $\nu_{KS}$  für die linear-elastische Modellierung des Klebstoffs sind in Tabelle 5-3 festgehalten. Beim thermischen Ausdehnungskoeffizienten  $\alpha_{T,KS}$  handelt es sich um eine Herstellerangabe von DUPONT SPECIALTY PRODUCTS GMBH & CO aus dem Forschungsprojekt *GOHybrid* [21].

Tabelle 5-3: Materialkennwerte zur linear-elastischen Modellierung der Klebschicht (1K-Epoxidklebstoff BETA-MATE High TG.306)

$T$	[°C]	-40	23	110	150
$E_{KS}$	[GPa]	4,06 <sup>1</sup>	2,54 <sup>1</sup>	1,69 <sup>1</sup>	1,01 <sup>1</sup>
$\nu_{KS}$	[-]	0,36 <sup>1</sup>	0,30 <sup>1</sup>	0,48 <sup>1</sup>	0,39 <sup>1</sup>
$\alpha_{T,KS}$	[10 <sup>-6</sup> /K]	40,0 <sup>5</sup>			

### Elasto-plastisches Materialmodell der Klebschicht

Die elasto-plastische Modellierung der Klebschicht in ANSYS MECHANICAL APDL erfolgt über das Modell „Multilinear Isotropic Hardening“ (MISO). Als experimentelle Grundlage dienen die Spannungs-Dehnungs-Kurven aus den Versuchen an der runden Kopfzugprobe (RKP) (s. Kapitel 3.5.3). Beim MISO-Modell wird bis zu einer bestimmten Grenzspannung  $\sigma_Y$  linear-elastisches Verhalten definiert. Dafür werden die Kennwerte  $E_{KS}$  und  $\nu_{KS}$  verwendet (s. Tabelle 5-3). Ab  $\sigma_Y$  erfolgt der plastische Bereich. Zur Bestimmung von  $\sigma_Y$  aus den Versuchskurven wird eine Schnittgerade, die parallel zur E-Modul-Geraden verläuft, um einen Dehnungswert  $\varepsilon_{rp}$  verschoben.  $\varepsilon_{rp}$  entspricht der Dehnung, ab der ein plastisches Materialverhalten definiert wird. Nach Erfahrungswerten des *Fraunhofer LBF* zur Modellierung von verstärkten Kunststoffen wird für  $\varepsilon_{rp}$  ein Wert von 0,01 % angenommen. Die damit ermittelte Grenzspannung  $\sigma_Y$  für die jeweilige Temperaturstufe kann Tabelle 5-4 entnommen werden.

Tabelle 5-4: Grenzspannung  $\sigma_Y$  zwischen linear-elastischem und plastischem Bereich zur elasto-plastischen Modellierung der Klebschicht nach dem MISO-Modell in ANSYS

$T$	[°C]	-40	23	110	150
$\sigma_Y$	[MPa]	32,27	21,23	13,65	8,97

Im MISO-Modell erfolgt die Modellierung des plastischen Bereichs durch eine Annäherung an eine nicht-lineare Materialkurve über eine stückweise lineare Spannungs-Dehnungs-Kurve mit

<sup>1</sup> Experimentell ermittelter Wert, s. Kapitel 3.3, 3.4 und 3.5

<sup>5</sup> Herstellerangabe im Rahmen des Forschungsprojekts *GOHybrid* [21]

bis zu 30 Stützpunkten. Abbildung 5.2 zeigt die aus den RKP-Versuchskurven abgeleiteten Modellkurven. Für das MISO-Modell müssen die Kurven bei  $\varepsilon_{pl} = 0$  mit der Grenzspannung  $\sigma_Y$  beginnen.

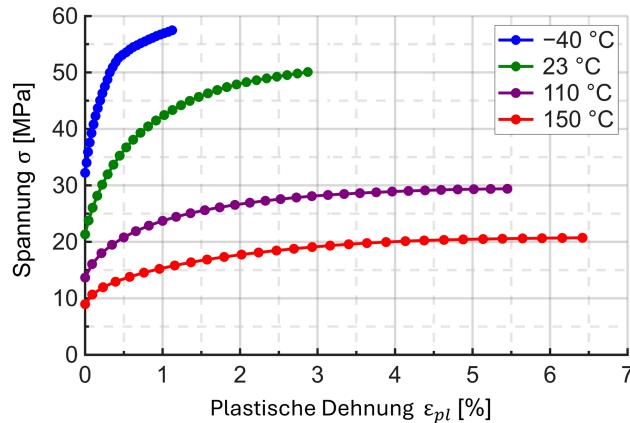


Abbildung 5.2: Plastische Dehnung-Spannung-Kurven zur elasto-plastischen Modellierung des Klebstoffs nach dem MISO-Modell in ANSYS MECHANICAL APDL

## 5.2 Konvergenzanalyse und örtliche Bewertung

### 5.2.1 Zielsetzung

Die experimentellen Untersuchungen an den Scherzugproben zeigen, dass die intralaminare Risinitiation unmittelbar am Überlappungsende auftritt (s. Kapitel 3.6.4). Aufgrund der Diskontinuität der Geometrie (Klebefuge) sowie des Materials (Materialübergang Klebschicht zu FKV-Fügeteil) kann es im FE-Modell an dieser Stelle zur numerischen Singularität kommen (s. Kapitel 2.2.6). Eine Forschungsfrage dieser Arbeit (s. Kapitel 1.2) bezieht sich auf die Ermöglichung einer örtlichen Bewertung in diesem Bereich. Problematisch an der numerischen Singularität ist zum einen ihre Vernetzungsabhängigkeit. Zum anderen kann die direkte Bewertung der Spannungsspitze nach entsprechendem Versagenskriterium zu unrealistischen Ergebnissen führen, da es sich nicht um eine physikalisch repräsentative Strukturspannung handelt. Um dennoch eine örtliche Bewertung zu ermöglichen, erfolgt in einem ersten Schritt eine Konvergenzanalyse. Dabei wird das lokale Spannungsumfeld der äußersten 90°-Schicht des FKV im Bereich des Überlappungsendes bei variierenden Elementgrößen untersucht. Nach Möglichkeit soll eine vernetzungsunabhängige Spannungsgröße aus dem lokalen Umfeld abgeleitet werden, die für die örtliche Bewertung herangezogen werden kann.

### 5.2.2 Konvergenzanalyse

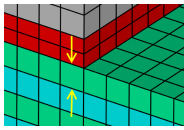
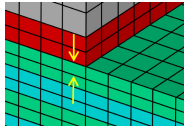
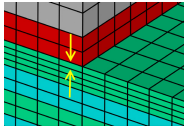
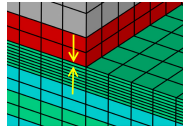
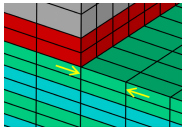
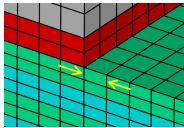
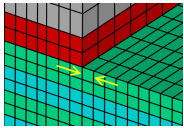
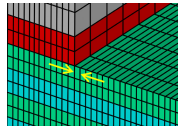
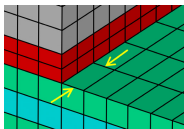
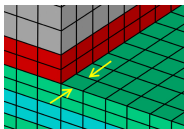
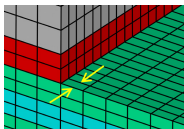
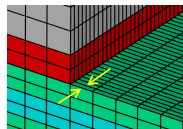
#### Variierung der Elementgröße

Für die Konvergenzanalyse wird die Elementgröße im Bereich des Überlappungsendes schrittweise halbiert und die resultierende Änderung der Spannungscomponenten analysiert. Die Elementgröße im FE-Modell wird dabei über drei räumliche Parameter definiert:

- $noE/layer$ : Anzahl der Elemente pro FKV-Schichtdicke
- $EsizeX$ : Elementkantenlänge in  $x$ -Richtung
- $EsizeY$ : Elementkantenlänge in  $y$ -Richtung

Um den Einfluss der einzelnen Parameter auf die Spannungsberechnung möglichst unabhängig voneinander zu untersuchen, werden diese jeweils einzeln variiert, während die beiden übrigen Parameter konstant gehalten werden. Tabelle 5-5 zeigt die Werte der jeweiligen Parameter mit einer Abbildung der resultierenden Vernetzung. Die Klebschicht wird konstant mit 2 Elementen pro Schichtdicke modelliert.

Tabelle 5-5: Parameter der Konvergenzanalyse zur Beschreibung der variierenden Elementgröße, sowie Abbildung der Vernetzung; grün: 90°-Schichten, blau: 0°-Schichten, rot: Klebschicht, grau: Aluminium

Parameter	Wert 1	Wert 2	Wert 3	Wert 4
$noE/layer$ [-]	1 	2 	4 	8 
$EsizeX$ [mm]	0,5 	0,25 	0,125 	0,0625 
$EsizeY$ [mm]	0,5 	0,25 	0,125 	0,0625 

## Lastfall und Auswertung

Als Lastfall für die Konvergenzanalyse wird eine reine Kraftbelastung der Scherzugprobe bei  $F_x = 5$  kN gewählt. Die Berechnung erfolgt geometrisch linear mit linear-elastischen Materialmodellen aller Komponenten. Ausgewertet werden alle Knotenspannungen der äußersten 90°-Schicht im Bereich der Überlappungslänge. Für eine korrekte Bestimmung der Knotenspannungen in ANSYS ist darauf zu achten, dass alle benachbarten Elemente der Knoten in die Selektion einbezogen werden. Das liegt daran, dass die Spannungen in ANSYS nicht an den Knoten selbst, sondern an Integrationspunkten innerhalb des Elements berechnet werden. Anschließend wird die berechneten Spannungen auf die Knotenpunkte extrapoliert. Der Spannungstensor der Eckknoten der Elemente wird im globalen Koordinatensystem ausgelesen und anschließend in das Schichtkoordinatensystem transformiert. Anhand der Schichtspannungen wird die PUCK'sche Anstrengung für ZFB  $f_{E,ZFB}$  nach Formel 2.10 und 2.11 berechnet (s. Kapitel 2.1.2). Die im Rahmen der Konvergenzanalyse verwendeten Festigkeits- und Neigungsparameter des PUCK-Kriteriums für  $T = 23$  °C können Anhang A2 entnommen werden.

### Kriterium für Konvergenz

Zielsetzung dieser Arbeit ist die Festigkeitsbewertung der intralaminaren Rissinitiierung. Aus diesem Grund wird auch in der Konvergenzanalyse die ZFB-Anstrengung  $f_{E,ZFB}$  nach PUCK ausgewertet, da diese alle relevanten Spannungskomponenten berücksichtigt. Bei allen Berechnungen handelt es sich in der äußersten 90°-Schicht um den querzugdominierten ZFB-Modus A. Von Bedeutung bei der Konvergenzanalyse ist die vergleichende Auswertung von  $f_{E,ZFB}$  bei zunehmender Netzverfeinerung und die Beurteilung, ob sich diese einem stabilen Wert annähert. In Anlehnung an die häufig zitierte Richtlinie DNVGL-RP-F112 [163] für Konvergenzanalysen bei linearen Berechnungen wird an dieser Stelle eine Änderung von  $< 3\%$  bei Halbierung der Elementgröße als ausreichend konvergent angesehen. Nachfolgend werden die signifikanten Ergebnisse der Konvergenzanalyse über eine Darstellung von  $f_{E,ZFB}$  an relevanten Positionen im Bereich des Überlappungsendes diskutiert. Die ermittelten Zahlenwerte können Anhang A3 entnommen werden.

### Auswertung

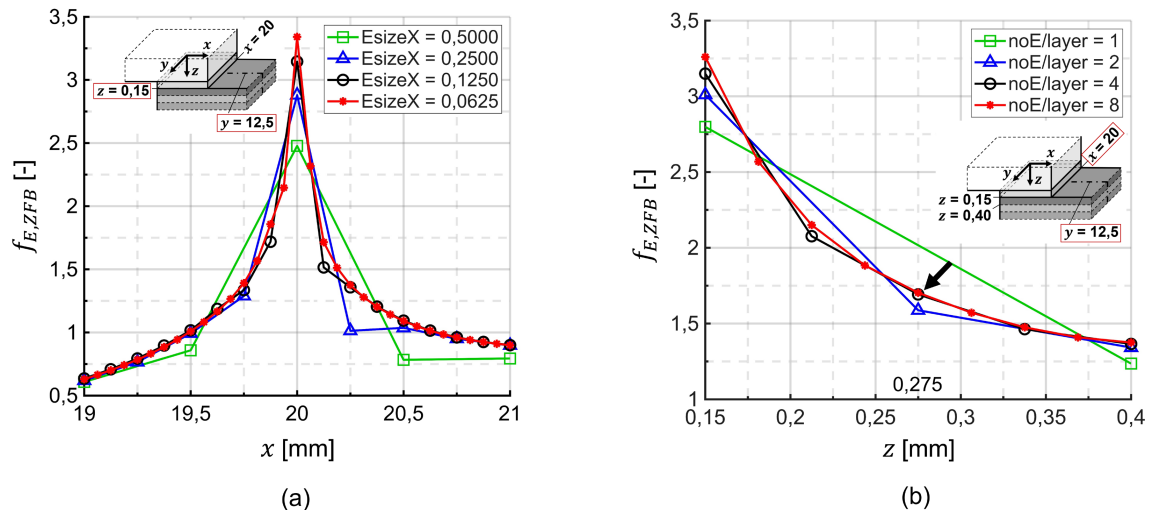


Abbildung 5.3: Verlauf der ZFB-Anstrengung bei Variation von Elementgrößenparameter; (a) Variation von  $EsizeX$  und Auswertung über den Pfad  $x$  bei  $y = 12,5$  mm und  $z = 0,15$  mm; (b) Variation von  $noE/layer$  und Auswertung über den Pfad  $z$  bei  $x = 20$  mm und  $y = 12,5$  mm

Abbildung 5.3 (a) zeigt die Auswertung von  $f_{E,ZFB}$  über den Pfad  $x$  an der Oberfläche der äußersten 90°-Schicht ( $z = 0,15$  mm) in Mitte der Probenbreite ( $y = 12,5$  mm) bei Variation von  $EsizeX$ . Wie zu erwarten, zeigt die Auswertung eine Anstrengungsspitze direkt am Überlappungsende ( $x = 20$  mm). Ausgehend von der ersten Berechnung mit  $EsizeX = 0,5$  mm führen die nachfolgenden Halbierungen von  $EsizeX$  zu einer Zunahme von  $f_{E,ZFB}$  mit je 16,2 %, 9,2 % und 6,2 %. Die Berechnung von  $f_{E,ZFB}$  wird nach dem oben genannten Kriterium als nicht ausreichend konvergent angesehen.

Abbildung 5.3 (b) zeigt den Verlauf von  $f_{E,ZFB}$  über den Pfad  $z$ , also in Dickenrichtung der äußersten 90°-Schicht. An der Oberfläche der Schicht ( $z = 0,15$  mm) führt die Netzverfeinerung

über  $noE/layer$  zu einer Zunahme von  $f_{E,ZFB}$  mit je 7,5 %, 4,6 % und 3,5 %, also auch nicht zu einer ausreichenden Konvergenz. Anders verhält es sich bei der Auswertung in der Schichtmitte ( $z = 0,275$  mm). Ausgehend von  $noE/layer = 2$  führt die weitere Verfeinerung zu einer Änderung von  $f_{E,ZFB}$  von je 6,6 % und 0,7 %. Bei  $noE/layer = 4$  ist in der Schichtmitte somit eine ausreichend konvergente Lösung erzielt.

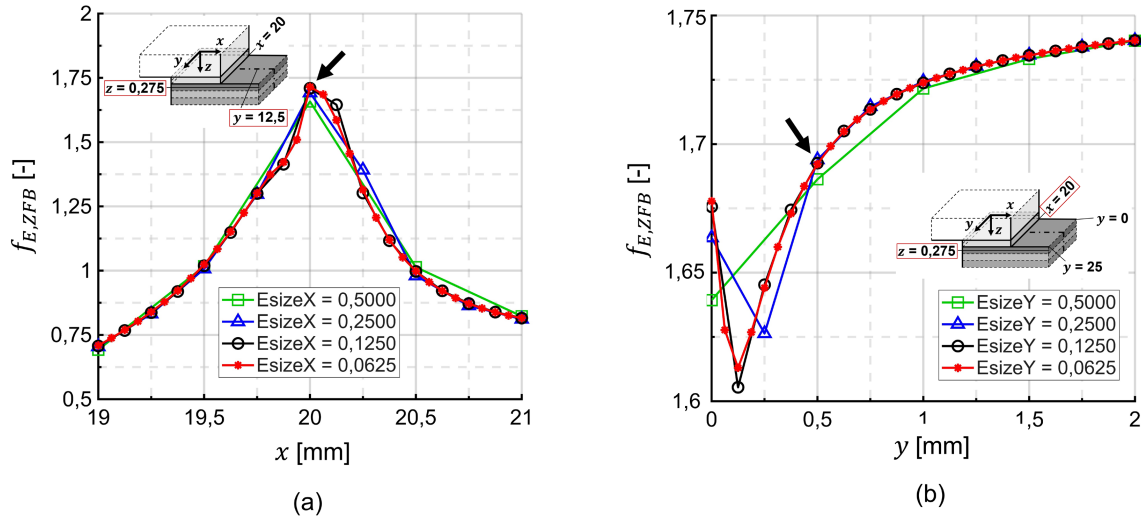


Abbildung 5.4: Verlauf der ZFB-Anstrengung bei Variation von Elementgrößen-Parameter; (a) Variation von  $EsizeX$  und Auswertung über den Pfad  $x$  bei  $y = 12,5$  mm und  $z = 0,275$  mm; (b) Variation von  $EsizeY$  und Auswertung über den Pfad  $y$  bei  $x = 20$  mm und  $z = 0,275$  mm

Abbildung 5.4 (a) zeigt erneut eine Auswertung von  $f_{E,ZFB}$  über den Pfad  $x$  bei Variation von  $EsizeX$ . In diesem Fall erfolgt die Auswertung jedoch nicht an der Oberfläche, sondern in der Schichtmitte ( $z = 0,275$  mm). Es ergibt sich bei der zunehmenden Verfeinerung eine Änderung von  $f_{E,ZFB}$  um je 2,1 %, 1,1 % und 0,3 %. In der Schichtmitte ist somit eine Vernetzung von  $EsizeX = 0,5$  mm ausreichend konvergent.

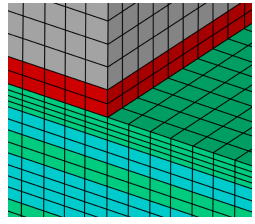
Abbildung 5.4 (b) zeigt den Verlauf von  $f_{E,ZFB}$  über den Pfad  $y$  bei Variation von  $EsizeY$  in der Schichtmitte ( $z = 0,275$  mm). Im nicht dargestellten Bereich zwischen  $y = 2$  mm und 23 mm ergeben alle Variationen von  $EsizeY$  identische Ergebnisse mit der maximalen Anstrengung in Mitte der Probenbreite. Dennoch wird der Randbereich der Probe zwischen  $y = 0$  und 2 mm analysiert. Im direkten Randbereich bei  $y < 0,5$  mm kommt es hier zu vernetzungsabhängigen Randeffekten. Erst ab  $y = 0,5$  mm stellt sich ein stabiler Wert für  $f_{E,ZFB}$  ein, wobei bereits bei  $EsizeY = 0,5$  mm eine ausreichende Konvergenz vorliegt.

### 5.2.3 Örtliche Bewertung und Vernetzungsparameter

Die Konvergenzanalyse zeigt, dass eine Auswertung von  $f_{E,ZFB}$  am Überlappungsende an der Oberfläche des FKV ( $z = 0,15$  mm) aufgrund der hier vorliegenden numerischen Singularität nicht sinnvoll ist. Die Auswertung in der Schichtmitte ( $z = 0,275$  mm) erzielt wiederum eine ausreichende Konvergenz und wird daher für die nachfolgende Festigkeitsbewertung herangezogen.

gen. Im PUCK-Kriterium wird grundsätzlich von einer homogenen Beanspruchung der UD-Schicht ausgegangen. Eine Auswertung in der Schichtmitte kann sich demzufolge auch als sinnvoll erweisen, da sie möglicherweise eine bessere Repräsentation der gesamten Beanspruchung der UD-Schicht darstellt. Die Eignung der örtlichen Auswertung in der Schichtmitte erfolgt nach der validierten Festigkeitsbewertung in Kapitel 6.3. Eine ausreichende Konvergenz in der Schichtmitte kann mit vier Elementen über die Schichtdicke und einer Elementkantenlänge von 0,5 mm in  $x$ - und  $y$ -Richtung erzielt werden. Um ein extremes Verhältnis zwischen Elementdicke und Elementkantenlänge zu vermeiden, wird in der finalen Vernetzung eine Elementkantenlänge in  $x$  und  $y$  von 0,25 mm gewählt (s. Tabelle 5-6). Die nachfolgenden FKV-Schichten werden mit zwei Elementen pro Schichtdicke modelliert, um den Berechnungsaufwand zu reduzieren.

Tabelle 5-6: Ausgewählte Vernetzungsparameter und Bild der resultierenden Vernetzung

Vernetzungsparameter	Wert	Bild Vernetzung
Anz. Elemente / Schichtdicke ( $noE/layer$ ) [-]	4	
Elementkantenlänge in $x$ -Richtung ( $EsizeX$ ) [mm]	0,25	
Elementkantenlänge in $y$ -Richtung ( $EsizeY$ ) [mm]	0,25	

## 5.3 Analyse unter reiner Kraftbelastung

In diesem Kapitel werden die Spannungszustände in der äußersten FKV-Schicht unter reiner Kraftbeanspruchung der Scherzugprobe analysiert. Ziel ist dabei nicht die konkrete Festigkeitsbewertung, sondern die grundsätzliche Analyse des numerischen Modells, um ein vertieftes Verständnis der Schichtbeanspruchung und deren Einflussgrößen in diesem Lastfall zu gewinnen. Dafür wird beispielhaft eine Kraft von  $F_x = 5$  kN beaufschlagt. Die Berechnung erfolgt geometrisch linear mit linear-elastischen Materialmodellen aller Komponenten.

### 5.3.1 Verformungs- und Spannungsanalyse

#### Verformungsanalyse

Abbildung 5.5 zeigt die Verformung der Scherzugprobe mit einer 4-fachen Überhöhung. Wie zu erwarten, kommt es bei der Zugbeanspruchung zur überlagerten Biegebeanspruchung. Das FKV-Fügeteil erfährt dabei eine größere Biegeverformung als das Aluminium-Fügeteil, was bei Betrachtung des jeweiligen Biegemoduls plausibel erscheint. Für das Aluminium-Fügeteil beträgt dieses 68 GPa. Für das FKV-Fügeteil beträgt dieses nach CLT-Berechnung mittels UD-Schichtkennwerten (s. Tabelle 4-2) lediglich 44 GPa. Ursache hierfür ist der Lagenaufbau im Kreuzverbund mit Orientierung der äußersten Lagen unter  $90^\circ$ . Das FKV weist dadurch in den hochbeanspruchten Zug- bzw. Druckbereichen der äußersten Lagen lediglich die geringe Querzug- bzw. Querdrucksteifigkeit auf. Bei einem Kreuzverbund mit Orientierung der äußersten Lagen unter  $0^\circ$ , läge das Biegemodul des FKV bei 87 GPa. Die Verschiebung an der Lasteinleitungsstelle

beträgt lediglich 0,3 mm, während die maximale Verschiebung mit 1,2 mm im Bereich der größten Biegeverformung des FKV auftritt.

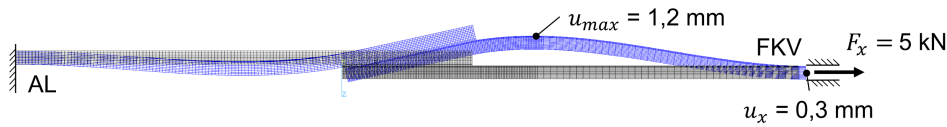


Abbildung 5.5: Darstellung der Verformung (4-fach überhöht) aus der linear-elastischen Berechnung mit einer Kraftbelastung von 5 kN

### Analyse der Schichtspannungen

Entsprechend dem Ergebnis der Konvergenzanalyse werden die Spannungen in Schichtmitte ( $z = 0,275$  mm) der äußersten  $90^\circ$ -Schicht ausgewertet. Abbildung 5.6 zeigt den jeweiligen Verlauf der Schichtspannungskomponenten über die Probenbreite  $y$  und in Probenlängsrichtung  $x$ .

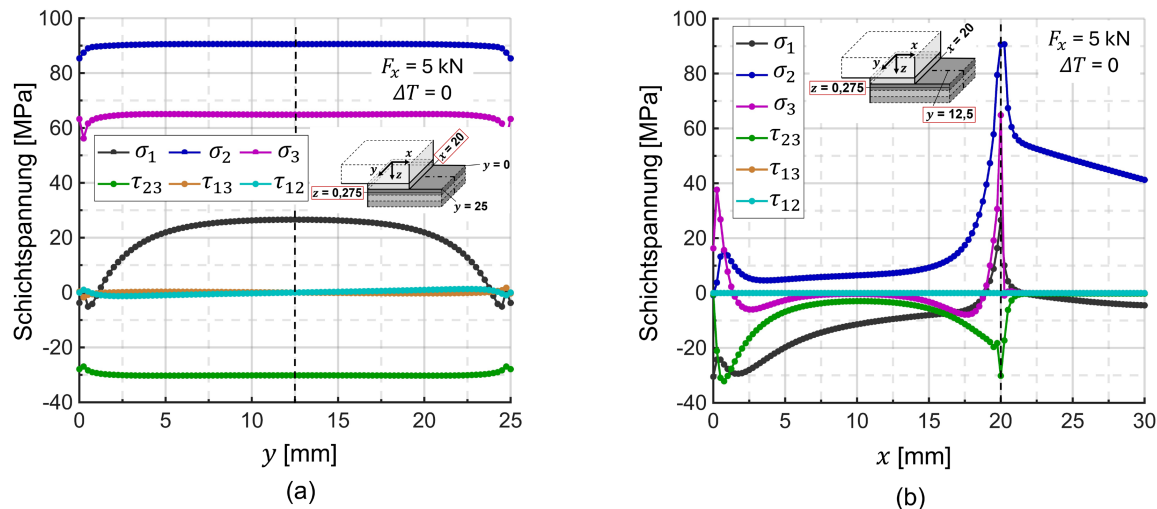


Abbildung 5.6: Verlauf der Schichtspannungskomponenten der äußersten  $90^\circ$ -Schicht, ausgewertet aus der linear-elastischen Berechnung mit einer Kraftbelastung von 5 kN; (a) Verlauf über  $y$  bei  $x = 20$  mm und  $z = 0,275$  mm; (b) Verlauf über  $x$  bei  $y = 12,5$  mm und  $z = 0,275$  mm

Über die Probenbreite  $y$  (s. Abbildung 5.6 (a)) verlaufen die Schichtspannungen  $\sigma_2$ ,  $\sigma_3$  und  $\tau_{23}$  annähernd konstant. Den betragsmäßig größten Anteil weist  $\sigma_2$  auf, was auf die entsprechende Lasteinleitung quer zur Faserrichtung zurückzuführen ist. Auch die *out-of-plane* Spannungen  $\sigma_3$  und  $\tau_{23}$  weisen betragsmäßig signifikante Anteile auf. Dies ist auf die Biegeverformung und der resultierenden Beanspruchung in Dickenrichtung des FKV zurückzuführen. Die Schubspannungsanteile  $\tau_{13}$  und  $\tau_{12}$  sind annähernd Null. Bei Betrachtung der Spannungsverläufe über den Pfad  $x$  (s. Abbildung 5.6 (b)) wird ersichtlich, dass alle Spannungskomponenten am Überlappungsende ( $x = 20$  mm) eine Spannungsspitze aufweisen. Der Bereich  $x < 20$  mm stellt die Spannungen im Bereich der Klebverbindung dar. Bei  $x > 20$  mm handelt es sich um den Bereich des freien Laminats.

### Analyse der Anstrengungen nach PUCK

Aus den jeweiligen Schichtspannungskomponenten werden die Anstrengungen nach PUCK berechnet. Die dafür verwendeten Festigkeits- und Neigungsparameter für  $T = 23 \text{ °C}$  können Anhang A4 entnommen werden. Die Berechnung der FB-Anstrengung  $f_{E,FB}$  erfolgt nach Formel 2.6 und 2.7, die Berechnung der ZFB-Anstrengung  $f_{E,ZFB}$  nach Formel 2.10 und 2.11 (s. Kapitel 2.1.2). Um den Einfluss der *out-of-plane*-Beanspruchungen zu quantifizieren, wird zusätzlich die ZFB-Anstrengungen  $f_{E,ZFB(2D)}$  nach Formel 2.15 bis 2.17 ermittelt. Im Vergleich zu  $f_{E,ZFB}$  wird  $f_{E,ZFB(2D)}$  nur aus den *in-plane*-Spannungskomponenten  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  und  $\tau_{12}$  berechnet.

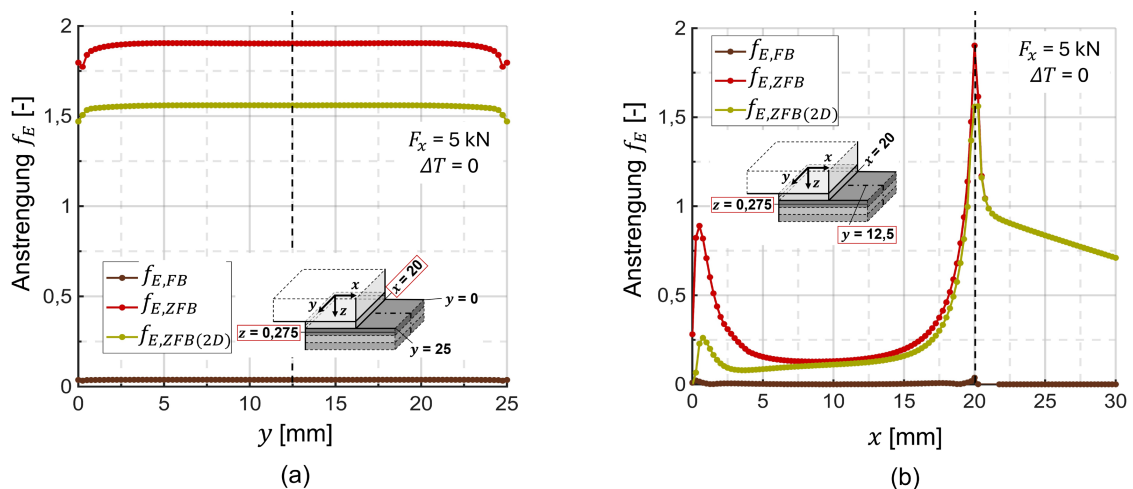


Abbildung 5.7: Verlauf der Anstrengung der äußersten 90°-Schicht für Faserbruch (FB), Zwischenfaserbruch (ZFB) und ZFB(2D), ausgewertet aus der linear-elastischen Berechnung mit einer Kraftbelastung von 5 kN; (a) Verlauf über  $y$  bei  $x = 20$  und  $z = 0,275$  mm; (b) Verlauf über  $x$  bei  $y = 12,5$  und  $z = 0,275$  mm

Abbildung 5.7 (a) zeigt einen nahezu konstanten Verlauf der Anstrengungen über die Probenbreite. Bei den ZFB-Anstrengungen handelt es sich um den querzugdominierten Modus A.  $f_{E,ZFB(2D)}$  fällt dabei um 18 % geringer aus als  $f_{E,ZFB}$ . Die *out-of-plane*-Beanspruchungen haben also signifikanten Anteil an der resultierenden ZFB-Anstrengung. Abbildung 5.7 (b) zeigt den Verlauf über den Pfad  $x$ . Wie zu erwarten, kommt es zur Anstrengungsspitze bei  $x = 20$  mm. Die FB-Anstrengung  $f_{E,FB}$  nimmt aufgrund der hohen faserparallelen Festigkeit nur sehr geringe Werte an und ist als potenzielle Versagensart nicht relevant.

### 5.3.2 Analyse von Einflussparametern

Zur Interpretation des numerischen Modells und der Berechnung der ZFB-Anstrengung in der äußersten 90°-Schicht, wird eine Analyse von material- und geometriebezogenen Einflussparametern durchgeführt. Dadurch können relevante und weniger relevante Parameter identifiziert werden und Rückschlüsse auf die Bedeutung der Parameteränderung, z. B. durch Temperatureinfluss, Toleranzen in der Kennwertermittlung oder Fertigungstoleranzen, gezogen werden.

Die Einflussanalyse erfolgt durch eine linear-elastische Berechnung der Scherzugprobe und Auswertung von  $f_{E,ZFB}$  bei einer dreistufigen Variation der Einflussparameter mit einem

Minimalwert (*valMin*), Mittelwert (*valMid*) und Maximalwert (*valMax*). Die Parameter sind in Tabelle 5-7 festgehalten und beinhalten sowohl materialbezogene Kennwerte der Komponenten FKV, Klebschicht und Aluminium, sowie geometriebezogene Modellgrößen. Der Wertebereich der temperaturabhängigen Komponenten-Parameter  $E$  und  $\nu$  entspricht in etwa der ermittelten Änderung durch den Temperatureinfluss zwischen  $-40\text{ °C}$  und  $150\text{ °C}$  (s. Kapitel 3.3 bis 3.5). Der Wertebereich der Geometrie-Parameter Klebschichtdicke  $d_{KS}$  und Überlappungslänge  $l_{\ddot{U},KS}$  entspricht in etwa der Fertigungstoleranz.

Tabelle 5-7: Parameter mit variierenden Werten für die Einflussanalyse der Scherzugprobe unter Kraftbelastung von  $F_x = 5\text{ kN}$  und Auswertung von  $f_{E,ZFB}$  an der Position  $x = 20\text{ mm}$ ,  $y = 12,5\text{ mm}$  und  $z = 0,275\text{ mm}$

Parameter		<i>valMin</i>	<i>valMid</i>	<i>valMax</i>
FKV	$E_1$ [GPa]	110	120	130
	$E_2$ [GPa]	7,0	8,0	9,0
	$E_3$ [GPa]	7,0	8,0	9,0
	$\nu_{12}$ [-]	0,2	0,3	0,4
	$\nu_{23}$ [-]	0,2	0,3	0,4
Klebschicht	$E_{KS}$ [GPa]	1,0	3,0	5,0
	$\nu_{KS}$ [-]	0,2	0,3	0,4
Aluminium	$E_{AL}$ [GPa]	65	70	75
	$\nu_{AL}$ [-]	0,2	0,3	0,4
Geometrie	$d_{KS}$ [mm]	0,2	0,3	0,4
	$l_{\ddot{U},KS}$ [mm]	19	20	21

Abbildung 5.8 zeigt das Ergebnis der Einflussanalyse in Form eines Balkendiagramms. Für die bessere Vergleichbarkeit wird  $f_{E,ZFB}$  bezogen auf  $f_{E,ZFB}(valMid)$  auf der y-Achse aufgetragen. Somit nimmt das Ergebnis aller Mittelwerte der Parameter den Wert 1.

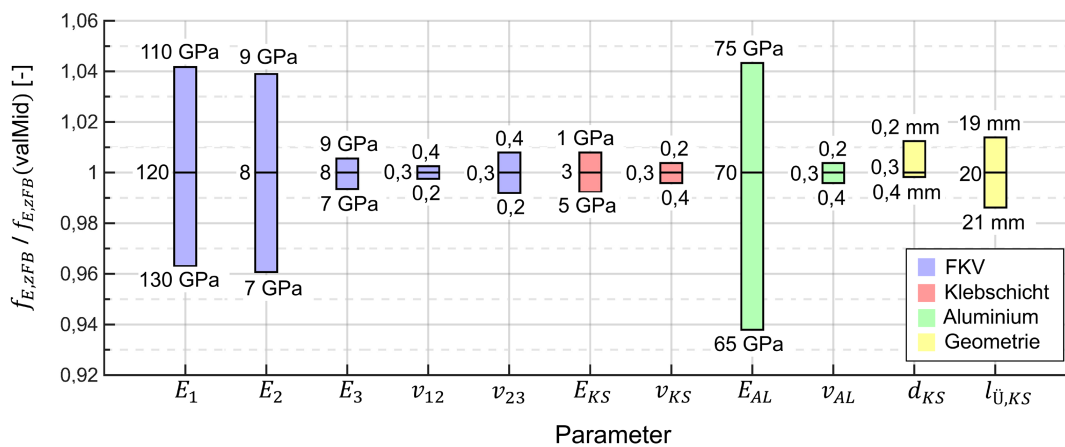


Abbildung 5.8: Ergebnis der numerischen Einflussanalyse von Material- und Geometrieparameter auf die ZFB-Anstrengung in der äußersten  $90^\circ$ -Schicht am Überlappungsende der Scherzugprobe

Mit einer Abweichung von  $f_{E,ZFB} > \pm 3 \%$  weisen die Parameter  $E_1$ ,  $E_2$  und  $E_{AL}$  den größten Einfluss auf die Schichtanstrengung auf. Die faserparallele Steifigkeit  $E_1$  dominiert die globale Biegesteifigkeit des FKV-Fügeteils und hat damit großen Einfluss auf die Verformung des FKV und die resultierende Schichtanstrengung. Dem entsprechend hat  $E_{AL}$  einen großen Einfluss auf die Biegeverformung des Aluminium-Fügeteils. Während jedoch eine Abnahme von  $E_1$  zur Erhöhung von  $f_{E,ZFB}$  führt, kommt es bei der Abnahme von  $E_{AL}$  zur Reduktion von  $f_{E,ZFB}$ . Dies ist auf die Veränderung der Steifigkeitsdifferenz zwischen den beiden Fügeteilsteifigkeiten zurückzuführen. Die globale Biegesteifigkeit des FKV ist geringer als die des Aluminiums. Bei Zunahme der Differenz kommt es zu einer verstärkten asymmetrischen Verformung des Probekörpers und zur Zunahme von  $f_{E,ZFB}$ . Bei Reduzierung der Differenz nähert sich die Verformung des Probekörpers einem symmetrischen Verhalten an und es kommt zur Abnahme von  $f_{E,ZFB}$ . Die Querszugsteifigkeit  $E_2$  hat einen unmittelbaren lokalen Einfluss auf Schichtdehnung und somit auf die resultierende Schichtanstrengung.

Mit einer Abweichung von  $f_{E,ZFB} < \pm 1,5 \%$  weisen alle anderen Parameter einen vergleichsweise geringen Einfluss auf die Anstrengung in der äußersten  $90^\circ$ -Schicht. Der Einfluss der Klebschicht auf die Verformung des Probekörpers ist im Vergleich zum Einfluss der Fügeteile eher gering und folglich auch auf  $f_{E,ZFB}$ . Aufgrund des geringen Einflusses der geometrischen Parameter kann auf eine Berücksichtigung von Fertigungstoleranzen in der Simulation verzichtet werden.

## 5.4 Analyse unter reiner thermischer Last

In diesem Kapitel werden die Spannungszustände in der äußersten FKV-Schicht bei einer Berechnung der Scherzugprobe unter reiner thermischer Last analysiert. Dies dient der Analyse des numerischen Modells, um ein vertieftes Verständnis für die Schichtbeanspruchung und deren Einflussgrößen in diesem Lastfall zu gewinnen. Dafür wird beispielhaft eine thermische Last von  $\Delta T = -50 \text{ K}$  und  $\Delta T = +50 \text{ K}$  beaufschlagt. Aufgrund unterschiedlicher thermischer Ausdehnungskoeffizienten in Faserlängs- und -querrichtung treten dabei zum einen zu interlaminaren thermischen Eigenspannungen zwischen den FKV-Schichten auf. Zum anderen entstehen thermischen Eigenspannungen zwischen den Komponenten aufgrund der unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten für Aluminium, Klebschicht und FKV. Die Berechnung erfolgt geometrisch linear mit linear-elastischen Materialmodellen aller Komponenten.

### 5.4.1 Verformungs- und Spannungsanalyse

#### Verformungsanalyse

Abbildung 5.9 zeigt die Verformung der Scherzugprobe unter thermischer Last. Unter der negativen Temperaturdifferenz  $\Delta T = -50 \text{ K}$  kommt es sowohl zu einer Verkürzung als auch einer Durchbiegung des Probekörpers. Im Bereich der Klebverbindung weist das FKV-Fügeteil eine negative Krümmung auf, was auf die größere thermische Schrumpfung des Aluminiums im Vergleich zum FKV zurückzuführen ist. Ab dem Überlappungsende erfährt das FKV-Fügeteil eine positive Krümmung. Bei  $\Delta T = +50 \text{ K}$  verhält sich die Verformung entgegengesetzt. Im Bereich

der Klebverbindung erfährt das FKV-Fügeteil eine positive Krümmung aufgrund der größeren thermischen Ausdehnung des Aluminiums. Ab dem Überlappungsende kommt es zur negativen Krümmung des FKV-Fügeteils. Aus der gewählten Perspektive der Abbildung nicht ersichtlich ist die Ausprägung einer symmetrischen Wölbung über die Probenbreite mit einer maximalen Ausprägung in Mitte der Probenbreite.

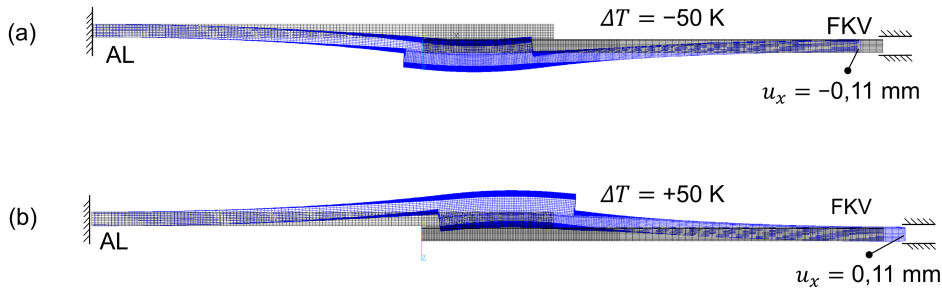


Abbildung 5.9: Darstellung der Verformung (40-fach überhöht) aus der linear-elastischen Berechnung mit einer reinen Temperaturlast von (a)  $\Delta T = -50$  K; (b)  $\Delta T = +50$  K

### Analyse der Anstrengung

Abbildung 5.10 zeigt die Auswertung der ZFB-Anstrengung für die beiden thermischen Lastfälle. Bei  $\Delta T = -50$  K tritt der querzugdominierte ZFB-Modus A auf, welcher für die intralaminare Rissinitiation von Relevanz ist. Die maximale Anstrengung liegt dabei nicht in der Mitte der Probenbreite, sondern am Rand (s. Abbildung 5.10 (a)). Wie im Lastfall unter reiner Kraftbelastung, kommt es zur Anstrengungsspitze am Überlappungsende bei  $x = 20$  mm, wie in Abbildung 5.10 (b) ersichtlich wird. Bei  $\Delta T = +50$  K kommt es in der äußersten  $90^\circ$ -Schicht zum querdruckdominierten ZFB-Modus C. Dieser Lastfall wirkt einer intralaminaren Rissöffnung entgegen und ist somit hinsichtlich der Rissinitiation unkritisch.

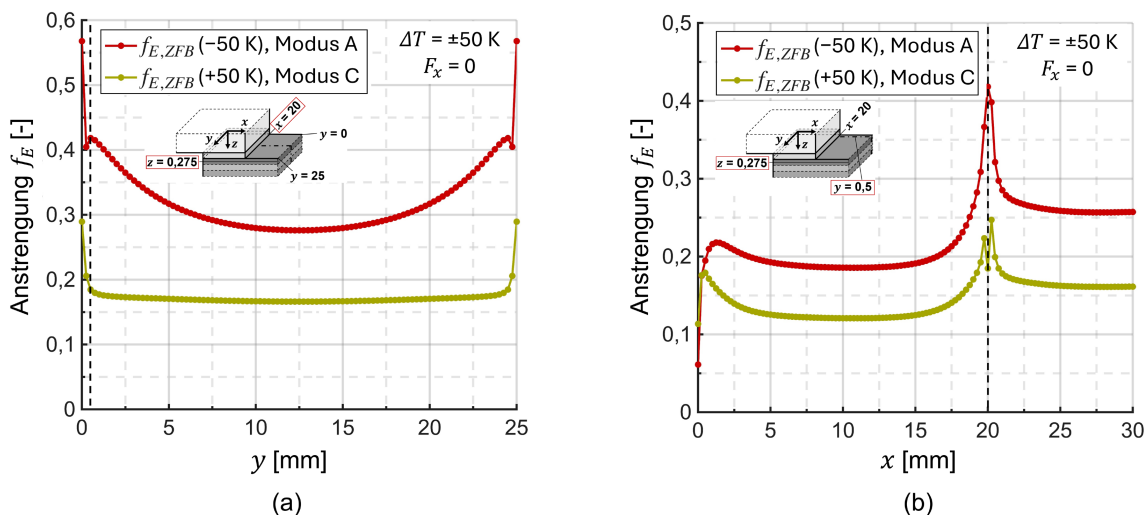


Abbildung 5.10: Verlauf der ZFB-Anstrengung der äußersten  $90^\circ$ -Schicht, ausgewertet aus der linear-elastischen Berechnung mit einer Temperaturlast  $\Delta T = -50$  K bzw.  $+50$  K; (a) Verlauf über  $y$  bei  $x = 20$  und  $z = 0,275$  mm; (b) Verlauf über  $x$  bei  $y = 0,5$  und  $z = 0,275$  mm; Bei  $\Delta T = -50$  K kommt es zum Bruchmodus A, bei  $\Delta T = +50$  K zum Bruchmodus C.

### Analyse der Schichtspannungen

Abbildung 5.11 zeigt die Verläufe der einzelnen Schichtspannungen für den Lastfall  $\Delta T = -50$  K. Für den nicht abgebildeten Lastfall  $\Delta T = +50$  K verlaufen diese genau entgegengesetzt.

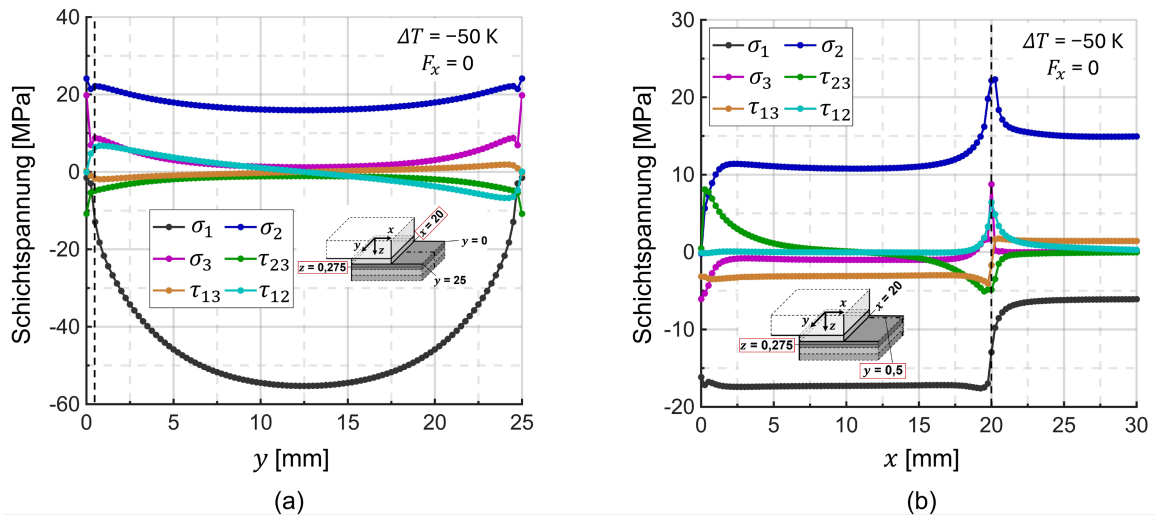


Abbildung 5.11: Verlauf der Schichtspannungskomponenten der äußersten 90°-Schicht, ausgewertet aus der linear-elastischen Berechnung unter einer Temperaturlast  $\Delta T = -50$  K; (a) Verlauf über  $y$  bei  $x = 20$  mm und  $z = 0,275$  mm; (b) Verlauf über  $x$  bei  $y = 0,5$  mm und  $z = 0,275$  mm

Über die gesamte Probenbreite tritt eine ausgeprägte Querzugspannung  $\sigma_2$  auf, wie in Abbildung 5.11 (a) ersichtlich. Anders als bei der reinen Kraftbelastung, kommt es hier auch zu einer Schubbeanspruchung  $\tau_{12}$ . Diese ist in der Mitte der Probenbreite Null und steigt zu den Rändern hin an. Dies ist dadurch zu erklären, dass die temperaturbedingte Relativverschiebung zwischen den Fügeiteilen von der Mitte der Probenbreite zu den Rändern hin zunimmt. Die parabolförmig verteilte faserparallele Druckspannung  $\sigma_1$  entsteht infolge der Wölbung der Scherzugprobe über die Probenbreite. Diese ist in Mitte der Probenbreite am stärksten ausgeprägt. In Abbildung 5.11 (b) wird ersichtlich, dass alle für die ZFB-Anstrengung relevanten Spannungskomponenten am Überlappungsende bei  $x = 20$  mm eine Spannungsspitze aufweisen.

### 5.4.2 Einfluss der interlaminaren thermischen Eigenspannungen

Bei thermischer Beanspruchung der Scherzugprobe kommt es zum einen zu komponentenbezogenen thermischen Eigenspannungen (KTE, s. Kapitel 2.2.4) aufgrund der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten der Komponenten FKV, Aluminium (AL) und Klebschicht (KS). Zum anderen kommt es zu interlaminaren thermischen Eigenspannungen (ILTE, s. Kapitel 2.1.3) zwischen den Einzelschichten des FKV aufgrund des Lagenaufbaus im Kreuzverbund und der unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten in und quer zur Faserrichtung ( $\alpha_{T,1}$  und  $\alpha_{T,2}$ ). Die analytischen Untersuchungen am quasi-isotropen Laminate sowie der Vergleich mit dem Versuchsergebnissen haben gezeigt, dass die Berücksichtigung der ILTE in der Berechnung zu extrem konservativen Ergebnissen führt (s. Kapitel 4.1.2). Die Berechnung ohne thermische Last, also ohne das Auftreten von ILTE, führt hingegen zu deutlich besserer

Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen. Aus diesem Grund wird auch bei der Scherzugprobe der Einfluss der ILTE durch die Simulation der Scherzugprobe mit  $\Delta T = -50$  K in drei Varianten untersucht:

- V1: FKV mit anisotroper thermischer Ausdehnung der Einzelschichten ( $\rightarrow$  ILTE), sowie unterschiedliche thermische Ausdehnung der AL- und KS-Komponente ( $\rightarrow$  KTE)
- V2: FKV mit isotroper thermischer Ausdehnung der Einzelschichten ( $\rightarrow$  keine ILTE), sowie unterschiedliche thermische Ausdehnung der AL- und KS-Komponente ( $\rightarrow$  KTE)
- V3: FKV mit anisotroper thermischer Ausdehnung der Einzelschichten ( $\rightarrow$  ILTE), ohne unterschiedliche thermische Ausdehnung der AL- und KS-Komponente ( $\rightarrow$  keine KTE)

Tabelle 5-8: Simulationsvarianten zur Analyse des Einflusses der interlaminaeren thermischen Eigenspannungen (ILTE) mit Angabe der jeweils verwendeten thermischen Ausdehnungskoeffizienten

Simulationsvariante	FKV		Aluminium	Klebschicht
	$\alpha_{T,1}$ [ $10^{-6}/K$ ]	$\alpha_{T,2}$ [ $10^{-6}/K$ ]	$\alpha_{T,AL}$ [ $10^{-6}/K$ ]	$\alpha_{T,KS}$ [ $10^{-6}/K$ ]
V1 ( $\rightarrow$ KTE + ILTE)	0,5	32,0	23,4	40,0
V2 ( $\rightarrow$ KTE ohne ILTE)	3,04	3,04	23,4	40,0
V3 ( $\rightarrow$ ILTE ohne KTE)	0,5	32,0	3,04	3,04

Tabelle 5-8 zeigt die verwendeten thermischen Ausdehnungskoeffizienten  $\alpha$  für die jeweilige Simulationsvariante. Bei V1 handelt es sich um die im vorherigen Kapitel 5.4.1 beschriebene Simulation unter reiner thermischer Last bei unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten sowohl für  $\alpha_{T,1}$  und  $\alpha_{T,2}$  als auch für  $\alpha_{T,AL}$  und  $\alpha_{T,KS}$ . Um die ILTE zu vermeiden, wird in V2 das FKV in Bezug auf die thermische Ausdehnung isotrop modelliert. Dafür wird nach CLT unter der Verwendung der Schichtwerten  $\alpha_{T,1} = 0,5 \times 10^{-6}/K$  und  $\alpha_{T,2} = 32,0 \times 10^{-6}/K$  der globale thermische Ausdehnungskoeffizient  $\alpha_{T,FKV} = 3,04 \times 10^{-6}/K$  für das FKV als Kreuzverbund ermittelt. Bei der Umsetzung von V2 in der Modellierung wird dieser Wert für  $\alpha_{T,1}$  und  $\alpha_{T,2}$  eingesetzt und es kommt somit zu keiner unterschiedlichen thermischen Ausdehnung in und quer zur Faserrichtung. Die Variante V3 soll den Effekt von ILTE unabhängig von KTE zeigen. Dafür nimmt  $\alpha_{T,AL}$  und  $\alpha_{T,KS}$  den Wert  $3,04 \times 10^{-6}/K$  an. Die thermische Ausdehnung des Aluminiums und der Klebschicht entspricht demnach der globalen thermischen Ausdehnung des FKV und eine KTE wird vermieden. Die schichtbezogenen Werte  $\alpha_{T,1}$  und  $\alpha_{T,2}$  bleiben unterschiedlich, somit kommt es zur Ausprägung einer ILTE.

Abbildung 5.12 zeigt die resultierenden Verläufe der ZFB-Anstrengung (Bruchmodus A) für die drei Simulationsvarianten V1, V2 und V3 über die Probenbreite  $y$  (a) und die Probenlängsrichtung  $x$  (b). Bei V3 (ILTE ohne KTE) kommt es sowohl über  $y$  als auch über  $x$  zu einem annähernd konstanten Verlauf von  $f_{E,ZFB}$  bei ca. 0,25. Dieser entspricht in etwa dem nach CLT berechneten Wert von  $f_{E,ZFB}$  für das freie FKV-Laminat im Kreuzverbund. Bei V2 (KTE ohne ILTE) kommt es über die Probenbreite  $y$  zum parabelförmigen Verlauf mit maximaler ZFB-Anstrengung am Probenrand. Dies ist vor allem auf die Ausprägung von  $\tau_{12}$  zurückzuführen. Durch die größere

Ausdehnung des Aluminiums im Vergleich zum FKV, nimmt die Relativverschiebung der beiden Komponenten von Mitte der Probenbreite bis zu den Rändern hin zu. Im Vergleich zu V3 kommt es bei V2 zur deutlich größeren Gesamtverformung der Scherzugprobe (vergleichbar mit Abbildung 5.9 (a)) und somit zu einer ausgeprägten Anstrengungsspitze am Überlappungsende bei  $x = 20$  mm. Bei V1 (KTE + ILTE) wirken beide Eigenspannungseffekte überlagert. Durch die KTE entspricht der prinzipielle Verlauf von  $f_{E,ZFB}$  bei V1 dem von V2. Die überlagerte ILTE führt dabei zu einer deutlichen Erhöhung von  $f_{E,ZFB}$  über den gesamten Verlauf.

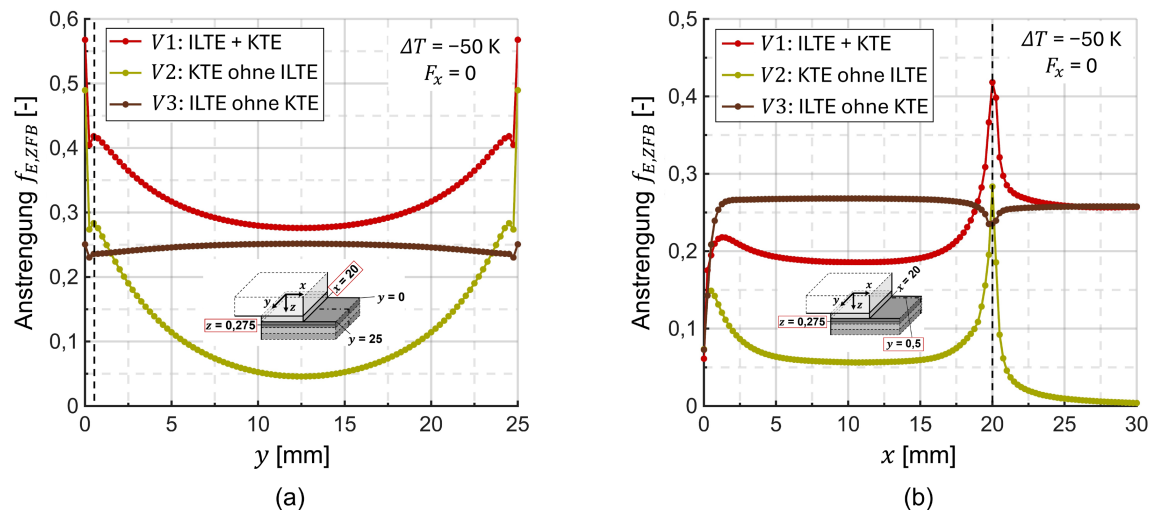


Abbildung 5.12: Verlauf der ZFB-Anstrengung der äußersten 90°-Schicht, ausgewertet aus drei Simulationsvarianten mit einer Temperaturlast  $\Delta T = -50$  K; (a) Verlauf über  $y$  bei  $x = 20$  und  $z = 0,275$  mm; (b) Verlauf über  $x$  bei  $y = 0,5$  und  $z = 0,275$  mm

Inwiefern die Festigkeitsbewertung der intralaminaren Rissinitiierung durch eine Berechnung mit Berücksichtigung der ILTE (V1) oder ohne (V2) zu einer besseren Übereinstimmung mit den Versuchsergebnisse führt, wird in Kapitel 6.1 erörtert.

## 5.5 Analyse von nicht-linearem Verhalten

### Nicht-lineare Effekte

Bei der FE-Simulation der Scherzugprobe können verschiedene nicht-lineare Effekte Einfluss auf die Berechnung der ZFB-Anstrengung in der äußersten 90°-Schicht des FKV haben:

- Nicht-lineares geometrisches Verhalten
- Nicht-lineares Materialverhalten

Zu nicht-linearem geometrischen Verhalten kann es bei großen Deformationen des Modells kommen. Bei einem linearen Verschiebungsansatz wird davon ausgegangen, dass die Modellgeometrie im Wesentlichen unverändert bleibt. Die Berechnung erfolgt dabei in einem Lastschritt. Bei großen Deformationen kann über eine iterative Berechnung in mehreren Lastschritten, eine nicht-lineare Geometrieänderung und deren Einfluss auf Veränderungen der Modellsteifigkeit und der

Beanspruchungszustände berücksichtigt werden. Nicht-lineares Materialverhalten resultiert hingegen aus einer nicht-linearen Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Materials. Bei der Scherzugprobe betrifft dies vor allem die Epoxid-Klebschicht. Durch eine iterative Berechnung in mehreren Lastschritten kann abhängig von der Materialdehnung die entsprechende Materialsteifigkeit angepasst und Effekte wie z. B. bleibende Verformungen berücksichtigt werden.

### Nicht-lineare Analyse der Scherzugprobe

Bei der Scherzugprobe soll sowohl der Einfluss des nicht-linearen Geometrieverhaltens als auch das nicht-lineare Materialverhalten der Klebschicht untersucht werden. Für die Klebschicht wird dabei das elasto-plastische Materialgesetz nach dem MISO-Modell verwendet, wie in Kapitel 5.1.3 beschrieben. Verwendet werden die Parameter für  $T = 23 \text{ }^\circ\text{C}$ . Die dabei eingelesene Spannungs-Dehnungs-Kurve weist einen stark degressiven Verlauf auf (s. Abbildung 5.2). Beide nicht-linearen Effekte führen zu einer zustandsabhängigen Steifigkeitsmatrix, welche über ein Iterationsverfahren (*Newton-Raphson-Verfahren*) gelöst wird. Die Steifigkeitsmatrix wird dabei fortlaufend aktualisiert. Für die Berechnung wird die Kraft  $F_x = 5 \text{ kN}$  in zehn Lastschritten aufgebracht. Untersucht werden dabei folgende Simulationsvarianten:

- Nicht-lineare Geometrie + lineares Klebschichtverhalten
- Nicht-lineares Klebschichtverhalten + lineare Geometrie
- Nicht-lineare Geometrie + nicht-lineares Klebschichtverhalten
- Vollständig lineare Berechnung

Abbildung 5.13 zeigt das Ergebnis der jeweiligen Simulationsvariante im Vergleich. Ausgewertet wird zum einen das resultierende globale Kraft-Weg-Verhalten der Scherzugprobe. Zum anderen wird für jeden Lastschritt die resultierende ZFB-Anstrengung  $f_{E,ZFB}$  in der äußersten  $90^\circ$ -Schicht an der Position  $x = 20 \text{ mm}$ ,  $y = 12,5 \text{ mm}$  und  $z = 0,275 \text{ mm}$  ermittelt.

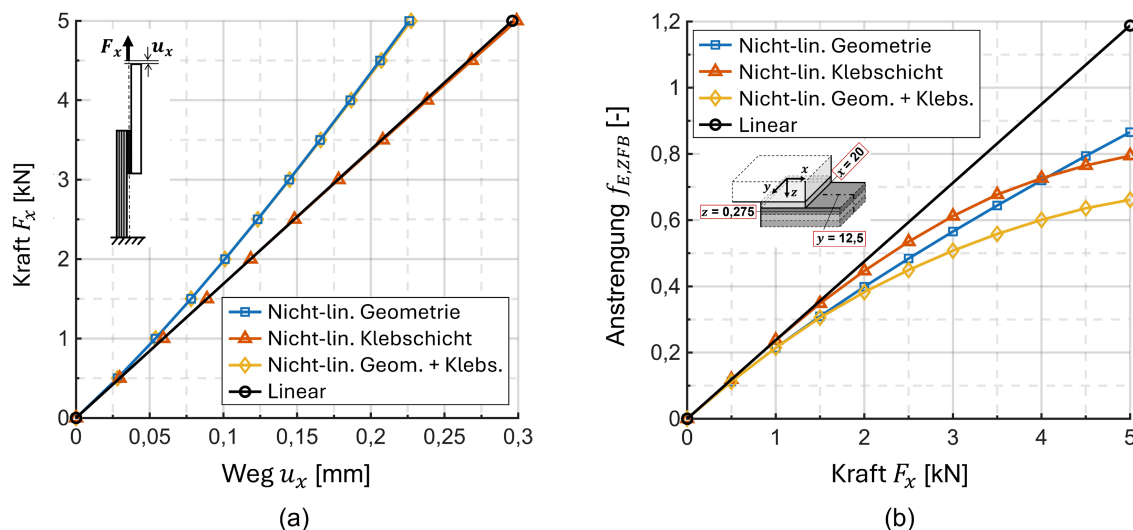


Abbildung 5.13: Vergleich zwischen nicht-linearer und linearer Berechnung der Scherzugprobe; (a) globales Kraft-Weg-Verhalten; (b) lokales Anstrengung-Kraft-Verhalten

In Bezug auf das globale Kraft-Weg-Verhalten (s. Abbildung 5.13 (a)) kommt es bei der nicht-linearen Modellierung der Klebschicht zu keiner nennenswerten Änderung im Vergleich zur vollständig linearen Berechnung. Die Steifigkeit der Klebschicht hat verglichen mit der Steifigkeit der Füge­teile nur einen sehr geringen Anteil an der Gesamtsteifigkeit der Scherzugprobe. Bei der geometrisch nicht-linearen Berechnung kommt es wiederum zu einer deutlichen Abweichung von der linearen Berechnung mit progressiven Kraft-Weg-Verhalten. Dies ist auf die ausgeprägte Biege­verformung der Füge­teile zurückzuführen (s. Verformungsdarstellung in Abbildung 5.5).

Das lokale Kraft-Anstrengung-Verhalten (s. Abbildung 5.13 (b)) zeigt für die höheren Laststufen eine deutliche Abweichung aller nicht-linearen Simulationsvarianten im Vergleich zur linearen Berechnung. Die nicht-lineare Modellierung der Klebschicht führt aufgrund des lokalen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens der Klebschicht zu einem stark degressiven Verlauf der ZFB-Anstrengung  $f_{E,ZFB}$ . Bei  $F_x = 5$  kN ist  $f_{E,ZFB}$  um 33 % geringer als bei der linearen Berechnung. Auch die geometrisch nicht-lineare Berechnung führt aufgrund der zunehmenden Gesamtsteifigkeit der Scherzugprobe zu einem degressiven Verlauf von  $f_{E,ZFB}$ . Bei  $F_x = 5$  kN liegt diese um 27 % unter dem Wert bei linearer Berechnung. Bei der Überlagerung beider nicht-linearer Effekte beträgt die Abweichung von  $f_{E,ZFB}$  bei  $F_x = 5$  kN sogar 44 %. Für die nachfolgende Festigkeitsbewertung wird daher sowohl das nicht-lineare Geometrie- als auch das nicht-lineare Klebschichtverhalten mitberücksichtigt.

Eine nicht-lineare Untersuchung der Scherzugprobe bei rein thermischer Last mit  $\Delta T = -50$  K zeigt keinen signifikanten Unterschied zu einer linearen Berechnung. Dies ist auf die deutlich kleineren Verformungen der Scherzugprobe im thermischen Lastfall zurückzuführen (s. Verformungsdarstellung in Abbildung 5.6).

## 5.6 Fazit der numerischen Analysen

Ziel der numerischen Analysen der Scherzugprobe war die Entwicklung eines vertieften Verständnisses der Beanspruchung in der äußersten 90°-Schicht des FKV sowie die Identifikation von relevanten Einflussgrößen. Für die finale Modelldefinition sowie die nachfolgende Festigkeitsbewertung der intralaminaren Rissinitiierung in Kapitel 6 werden die folgenden Erkenntnisse berücksichtigt:

- Eine ausreichende Vernetzung des FE-Modells im Bereich des Überlappungsendes kann mit folgenden Parametern erzielt werden: Anzahl der Elemente über die Schichtdicke: 4, Elementkantenlänge in  $x$ : 0,25 mm, Elementkantenlänge in  $y$ : 0,25 mm (s. Kapitel 5.2.3).
- Sowohl im Lastfall unter reiner Kraft als auch unter reiner thermischer Last tritt eine Anstrengungsspitze an am Überlappungsende ( $x = 20$  mm) auf (s. Kapitel 5.3.1 und 5.4.1).
- Für die örtliche Bewertung der Schichtanstrengung der äußersten 90°-Schicht werden die Knotenspannungen in der Schichtmitte ( $z = 0,275$  mm) direkt am Überlappungsende ( $x = 20$  mm) ausgewertet, da diese eine ausreichende Konvergenz erzielen (s. Kapitel 5.2.2).
- Für jeden Lastfall wird der Verlauf der Anstrengung über die Probenbreite  $y$  analysiert und die Position mit der maximalen Anstrengung bestimmt. Bei einer Bewertung am

Probenrand erfolgt die Spannungsauswertung aufgrund der numerischen Randeffekte nicht bei  $y = 0$ , sondern bei  $y = 0,5$  mm (s. Kapitel 5.2.2).

- Die Berechnung der ZFB-Anstrengung  $f_{E,ZFB}$  erfolgt nach dem räumlichen PUCK-Kriterium. Die vereinfachte Auswertung von  $f_{E,ZFB(2D)}$  allein aus den *in-plane*-Spannungskomponenten führt zu einer zu großen Abweichung (s. Kapitel 5.3.1).
- Die thermischen Eigenspannungen (ILTE und KTE) haben großen Einfluss auf die Schichtanstrengung (s. Kapitel 5.4.2). Bei der Festigkeitsbewertung sollen zwei Varianten gegenübergestellt werden: *V1* mit Berücksichtigung der ILTE, *V2* ohne Berücksichtigung der ILTE.
- Sowohl das nicht-lineare Geometrieverhalten als auch das nicht-lineare Materialverhalten der Klebschicht ist für den Lastfall unter Kraftbelastung von großer Relevanz (s. Kapitel 5.5). Die Modellierung der Klebschicht erfolgt dabei über das elasto-plastische Materialmodell MISO (s. Kapitel 5.1.3).
- Für den thermischen Lastfall ist eine lineare Berechnung ausreichend (s. Kapitel 5.5).

# 6 Festigkeitsbewertung der FKV-Metall-Klebverbindung

In diesem Kapitel erfolgt die Festigkeitsbewertung der FKV-Metall-Klebverbindung mit Versagen durch intralaminare Rissinitiierung. Die Bewertung erfolgt zum einen für die Scherzugprobe unter quasi-statischer Last bei Temperatureinfluss (s. Kapitel 6.1) und zum anderen für die Scherzugprobe unter zyklischer Last (s. Kapitel 6.2). Über die FE-Simulationen der Scherzugprobe werden die Schichtspannungen in der äußersten 90°-Schicht des FKV-Fügeteils ermittelt. Anhand des temperaturabhängigen PUCK-Kriterium (s. Kapitel 4.1) und des schwingspielzahlabhängigen PUCK-Kriteriums (s. Kapitel 4.2) können die wirkenden ZFB-Anstrengungen berechnet werden. Diese lassen einen Rückschluss auf die jeweiligen Versagenskräfte bei der intralaminaren Rissinitiierung zu. Über den Vergleich mit der experimentellen Versagenskraft wird die Festigkeitsbewertung validiert und die Prognosegenauigkeit quantifiziert.

## 6.1 Scherzugprobe unter quasi-statischer Last und Temperatureinfluss

### 6.1.1 Randbedingungen der Simulation

#### FE-Modell

Die Beschreibung des FE-Modells der Scherzugprobe sowie die verwendeten Materialmodelle und -kennwerte können Kapitel 5.1 entnommen werden. Die finale Definition der Vernetzungsparameter, der nicht-linearen Modellierung sowie der örtlichen Bewertung ist in Kapitel 5.6 zusammenfassend beschrieben.

#### Lastschritte

Ziel der Simulation ist die numerische Nachbildung der Lastsituation der quasi-statischen Versuche an den Scherzugproben unter Temperatureinfluss (s. Kapitel 3.6.4). Dafür wird für jede Temperaturstufe (−40 °C, 23 °C, 110 °C und 150 °C) eine Simulation durchgeführt. Die Lastaufbringung erfolgt jeweils über zwei Lastschritte.

In Lastschritt 1 wird eine Temperaturdifferenz  $\Delta T$  auf das Modell aufgebracht. Da sowohl die spannungsfreie Temperatur des FKV  $T_{SF,FKV}$ , als auch die der Klebverbindung  $T_{SF,KV}$  bei 150 °C liegt (s. Kapitel 3.3.3 und 3.6.3), ergibt sich für beide Betrachtungen dieselbe Temperaturdifferenz zur jeweiligen Temperaturstufe. Die jeweiligen Werte von  $\Delta T$  können Tabelle 6-1 entnommen werden. Um Verwechslungen zu vermeiden, werden die Temperaturstufen in [°C] und die Temperaturdifferenz in [K] angegeben.

Tabelle 6-1: Lastschritt 1: Thermische Last  $\Delta T$ ; diese entspricht der Differenz zwischen der jeweiligen Temperaturstufe und der spannungsfreien Temperatur des FKV bzw. der Kleboverbindung von 150 °C

Lastschritt	$\Delta T$ [K]			
	-40 °C	23 °C	110 °C	150 °C
1	-190	-127	-40	0

In Lastschritt 2 wird die äußere Kraft  $F_x$  als Zugbeanspruchung auf die Scherzugprobe aufgebracht. Die Versuchsergebnisse zeigen eine Maximalkraft von 5,67 kN. Als Maximalwert für die Simulation wird daher 6 kN definiert. Wie die numerischen Analysen unter Kraftbeanspruchung zeigen, hat das nicht-lineare Geometrieverhalten sowie das nicht-lineare Materialverhalten der Klebschicht großen Einfluss auf das Simulationsergebnis (s. Kapitel 5.5). Um eine nicht-lineare Lösung zu ermöglichen wird  $F_x$  im Lastschritt 2 in zwölf inkrementellen Teilschritten von je 0,5 kN aufgebracht (s. Tabelle 6-2).

Tabelle 6-2: Lastschritt 2: Äußere Kraft  $F_x$ ; diese wird in inkrementellen Teilschritten von je 0,5 kN aufgebracht, um eine Simulation des nicht-linearen Geometrieverhaltens und des nicht-linearen Materialverhaltens der Klebschicht zu ermöglichen

Lastschritt	$F_x$ [kN]	Lastschritt	$F_x$ [kN]
2.1	0,5	2.7	3,5
2.2	1,0	2.8	4,0
2.3	1,5	2.9	4,5
2.4	2,0	2.10	5,0
2.5	2,5	2.11	5,5
2.6	3,0	2.12	6,0

### Simulationsvarianten in Bezug auf die thermische Eigenspannung

Bei der numerischen Analyse der Scherzugprobe unter thermischer Last (s. Kapitel 5.4) kommt es sowohl zu komponentenbezogenen thermischen Eigenspannungen (KTE), als auch zu interlaminaeren thermischen Eigenspannungen (ILTE). Die Validierung der Festigkeitsbewertung am QI-Laminat (s. Kapitel 4.1.2) zeigt eine deutlich bessere Übereinstimmung mit dem experimentellen Ergebnis, wenn die ILTE in der Berechnung nicht berücksichtigt werden. Um den Einfluss der ILTE auf die Festigkeitsbewertung der Scherzugprobe beurteilen zu können, erfolgt die Simulation in zwei Varianten, wie auch in Kapitel 5.4.2 erläutert:

- V1: FKV mit anisotroper thermischer Ausdehnung der Einzelschichten ( $\rightarrow$  ILTE), sowie unterschiedliche thermische Ausdehnung der AL- und KS-Komponente ( $\rightarrow$  KTE)
- V2: FKV mit isotroper thermischer Ausdehnung der Einzelschichten ( $\rightarrow$  keine ILTE), sowie unterschiedliche thermische Ausdehnung der AL- und KS-Komponente ( $\rightarrow$  KTE)

Die jeweils verwendeten thermischen Ausdehnungskoeffizienten können Tabelle 5-8 (s. Kapitel 5.4.2) entnommen werden.

## 6.1.2 Festigkeitsbewertung und Validierung

### Auswertung der ZFB-Anstrengung nach PUCK

Über die Festigkeitsbewertung soll für jede Temperaturstufe die Versagenskraft ermittelt werden, bei der es zum ersten ZFB in der äußersten 90°-Schicht des FKV-Fügeteils kommt. Wie in Kapitel 5.2.3 beschrieben, werden dafür die globalen Knotenspannungen in Mitte der FKV-Schicht ( $z = 0,275$  mm) direkt am Überlappungsende ( $x = 20$  mm) ausgelesen und in lokale Schichtspannungen transformiert. Über das in Kapitel 4.1.2 definierte temperaturabhängige PUCK-Kriterium wird für jede Temperaturstufe und jeden Lastschritt die ZFB-Anstrengung  $f_{E,ZFB}$  berechnet. Die dabei verwendeten Festigkeitskennwerte der UD-Schicht mit Berücksichtigung des *In situ*-Effekts sind in Anhang A5 hinterlegt.

### Festigkeitsbewertung mit Berücksichtigung der ILTE (V1)

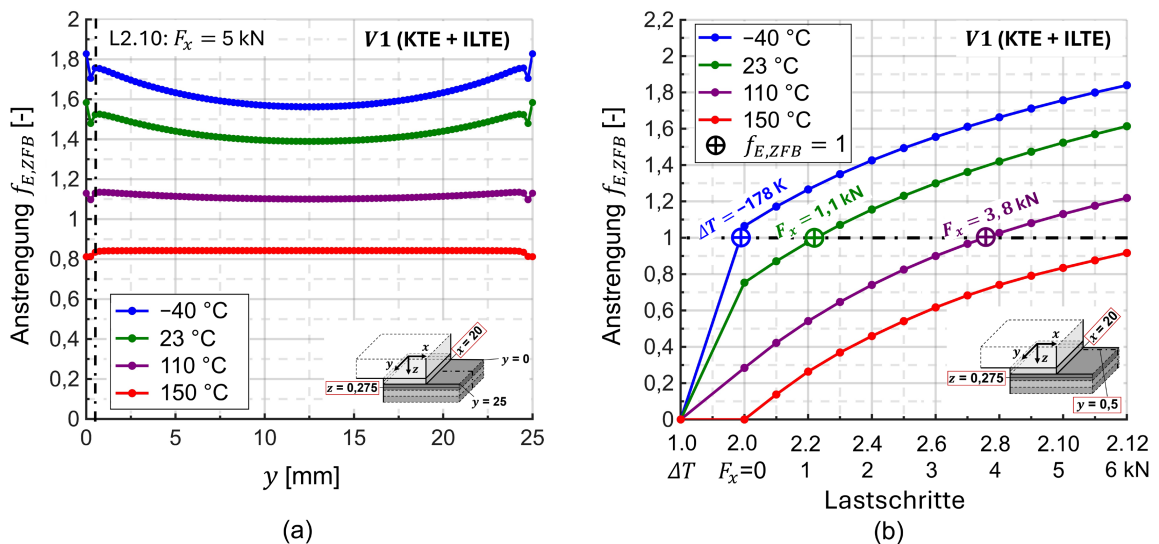


Abbildung 6.1: Auswertung der ZFB-Anstrengung aus der Simulation V1 (mit ILTE) für die jeweiligen Temperaturstufen; (a) Verlauf über die Probenbreite  $y$ ; (b) Verlauf über die einzelnen Lastschritte; Bei  $f_{E,ZFB} = 1$  kommt es zum ZFB.

Abbildung 6.1 (a) zeigt die Auswertung von  $f_{E,ZFB}$  aus der Simulation V1 über die Probenbreite  $y$  für den beispielhaften Lastschritt 2.10 bei  $F_x = 5$  kN. Die höchste Anstrengung liegt am Probenrand vor. Dies ist auf die KTE unter  $\Delta T$  zurückzuführen, die zu einer zunehmenden Relativverschiebung zwischen den Fügeteilen von Mitte der Probenbreite bis zum Rand führt (s. Kapitel 5.4.1). Bei  $150$  °C ist  $\Delta T = 0$  und  $f_{E,ZFB}$  verläuft über  $y$  nahezu konstant.

Abbildung 6.1 (b) zeigt den Verlauf von  $f_{E,ZFB}$ , ausgewertet am Probenrand ( $y = 0,5$  mm), über die jeweils aufgetragenen Lastschritte. Der Bereich zwischen den Lastschritten wird über eine lineare Interpolation bestimmt. Für die Festigkeitsbewertung wird für jede Temperaturstufe die Versagenslast identifiziert, bei der  $f_{E,ZFB} = 1$ , also das Erstversagen durch ZFB vorliegt. Bei  $-40$  °C kommt es bereits im ersten Lastschritt durch  $\Delta T$  zum ZFB. Aufgrund der großen Temperaturdifferenz von  $-190$  K treten hier hohe thermischen Eigenspannungen (sowohl KTE als auch

ILTE) auf. Für die weiteren Temperaturstufen reduziert sich  $\Delta T$  (s. Tabelle 6-3). Dadurch liegen nach dem ersten Lastschritt jeweils geringere Werte für  $f_{E,ZFB}$  vor. Bei 23 °C kann  $\Delta T$  im Lastschritt 2 durch eine externe Kraft  $F_x$  von 1,1 kN überlagert werden, bis es zum ersten ZFB kommt. Bei 110 °C sind es 3,8 kN. Bei 150 °C liegt  $f_{E,ZFB}$  nach der letzten Laststufe 2.12 von 6 kN bei 0,91 und es kommt nicht zum Versagen. Bei den experimentellen Untersuchungen bei 150 °C tritt kein intralaminäres Versagen, sondern ein Versagen der Klebschicht auf (s. Kapitel 3.6.4). Daher kann bei 150 °C ohnehin keine Validierung der Festigkeitsbewertung erfolgen und auf eine Simulation bei höheren Lasten wird verzichtet.

### Festigkeitsbewertung ohne Berücksichtigung der ILTE (V2)

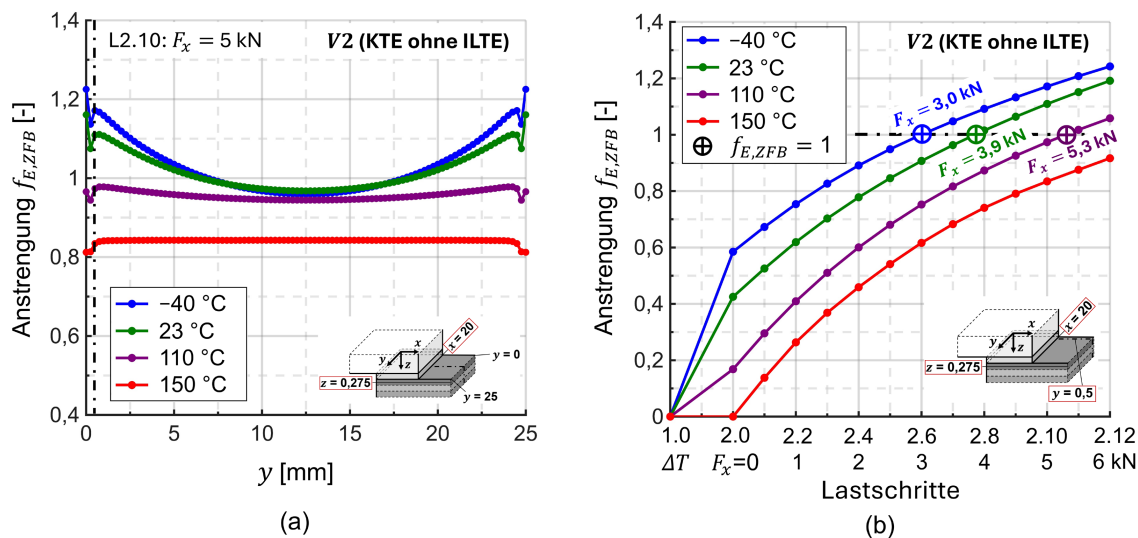


Abbildung 6.2: Auswertung der ZFB-Anstrengung aus der Simulation V2 (ohne ILTE) für die jeweiligen Temperaturstufen; (a) Verlauf über die Probenbreite  $y$ ; (b) Verlauf über die einzelnen Lastschritte; Bei  $f_{E,ZFB} = 1$  kommt es zum ZFB.

Abbildung 6.2 (a) zeigt die Auswertung von  $f_{E,ZFB}$  aus der Simulation V2 über die Probenbreite  $y$  für den beispielhaften Lastschritt 2.10 bei  $F_x = 5$  kN. Auch hier kommt es aufgrund der KTE zur maximalen Anstrengung am Probenrand. In Abbildung 6.2 (b) wird ersichtlich, dass der erste Lastschritt unter  $\Delta T$  zu deutlich geringeren Anstrengungen führt als zuvor bei V1. Als thermische Eigenspannung wirkt hier nur die KTE und keine ILTE. Der Kurvenverlauf ab Lastschritt 2 in V2 entspricht dem von V1. Bei -40 °C kann  $\Delta T$  durch eine externe Kraft  $F_x$  von 3,0 kN überlagert werden, bis es zum ersten ZFB kommt. Bei 23 °C sind es 3,9 kN und bei 110 °C sind es 5,3 kN.

### Vergleich mit experimentellem Ergebnis

Abbildung 6.3 zeigt den Vergleich zwischen der experimentell ermittelten Versagenskraft (s. Kapitel 3.6.4) mit den berechneten Versagenskräften mit ILTE (V1) und ohne ILTE (V2). Die entsprechenden Lastwerte können Tabelle 6-3 entnommen werden. Bei der Berechnung mit Berücksichtigung der ILTE (V1) kommt es zu extrem konservativen Ergebnissen mit Abweichungen zum Experiment von bis zu 100 %. Dies ist bereits bei der Festigkeitsbewertung des QI-Laminats zu beobachten (s. Kapitel 4.1.2). Wie in dem Kapitel bereits diskutiert, liegen sowohl im QI-

Laminat als auch im KV-Laminat des FKV-Fügeteils vermutlich deutlich geringere ILTE vor, als über die Berechnung bestimmt. Ein möglicher Grund dafür ist der Abbau der ILTE aufgrund von zeitabhängigen Effekten wie Relaxations- und Kriechprozesse oder Feuchteaufnahme. Da die Versuche an den Scherzugproben projektbedingt erst ca. 2 Jahre nach dem Aushärteprozess der FKV-Platten durchgeführt werden, können diese Effekte signifikanten Einfluss auf die ILTE haben. Eine weiterführende Untersuchung ist im Rahmen der Zielsetzung dieser Arbeit nicht möglich.

Die Berechnung ohne ILTE (V2) zeigt wiederum eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen mit Abweichungen von  $-7\%$  bei  $23\text{ °C}$  und  $110\text{ °C}$  bzw.  $-18\%$  bei  $-40\text{ °C}$ . Eine mögliche Ursache für die größere Abweichung bei  $-40\text{ °C}$  kann am Verlauf der Anstrengung über die Probenbreite  $y$  liegen (s. Abbildung 6.2 (a)). Verglichen mit den höheren Temperaturstufen weist dieser einen stärkeren Abfall der Anstrengung vom Probenrand Richtung Probenmitte auf. Es liegt somit ein geringeres höchstbeanspruchtes Werkstoffvolumen vor.

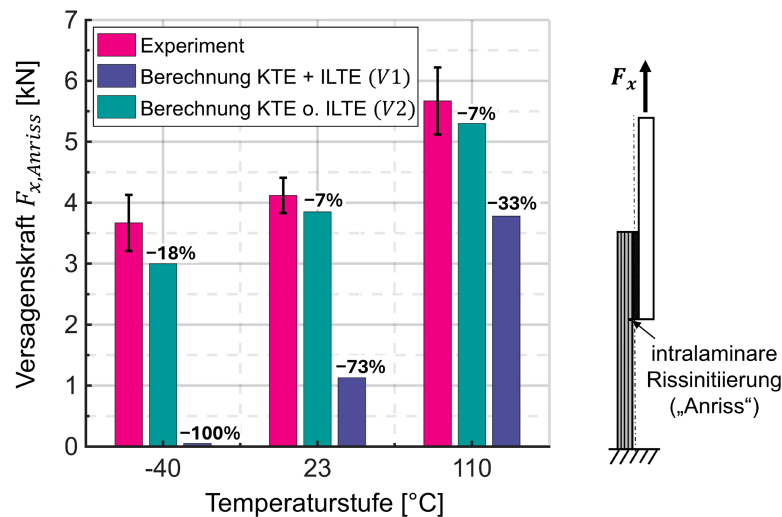


Abbildung 6.3: Vergleich der experimentellen und der berechneten Versagenskraft  $F_{x,Anriss}$  für die jeweiligen Temperaturstufen; Die Berechnung ohne Berücksichtigung der ILTE (V2) weist eine deutlich bessere Übereinstimmung mit dem Experiment auf als die Berechnung mit ILTE (V1).

Tabelle 6-3: Versagenskräfte bei der intralaminaren Rissinitiation („Anriss“) in der äußersten  $90^\circ$ -Schicht der Scherzugprobe für das Experiment bzw. die Berechnung mit ILTE (V1) und ohne ILTE (V2)

	$F_{x,Anriss}$ [kN]		
	$-40\text{ °C}$	$23\text{ °C}$	$110\text{ °C}$
Experiment	3,67	4,12	5,67
Berechnung KTE + ILTE (V1)	0	1,13	3,78
Berechnung KTE ohne ILTE (V2)	3,00	3,85	5,30

### 6.1.3 Analyse der Schichtbeanspruchung bei Versagen

#### Schichtspannungen

Die Festigkeitsbewertung ohne Berücksichtigung der ILTE (V2) zeigt gute Übereinstimmung mit dem experimentellen Ergebnis. Tabelle 6-4 beinhaltet die beim Erstversagen ( $f_{E,ZFB} = 1$ ) wirkenden Schichtspannungen. Diese zeigen hohe positive Normalspannungen  $\sigma_2$  und  $\sigma_3$ , als auch hohe Schubspannungen  $\tau_{23}$  und  $\tau_{12}$ , die zum querzugdominierten ZFB-Modus A führen. Mit zunehmender Temperatur reduzieren sich die Schichtspannungen, die zu  $f_{E,ZFB} = 1$  führen.

Tabelle 6-4: Schichtspannungen aus der Simulation ohne ILTE (V2) der Scherzugprobe bei Erstversagen durch ZFB ( $f_{E,ZFB} = 1$ ), ausgewertet in der äußersten 90° Schicht bei  $x = 20$  mm,  $y = 0,5$  mm,  $z = 0,275$  mm

$T$ [°C]	$F_{x,Anriss}$ [kN]	$\sigma_1$ [MPa]	$\sigma_2$ [MPa]	$\sigma_3$ [MPa]	$\tau_{23}$ [MPa]	$\tau_{13}$ [MPa]	$\tau_{12}$ [MPa]	$\theta$ [°]	$f_{E,ZFB}$ [-]
-40	3,00	-18,2	67,1	39,9	-28,4	-3,6	20,5	-31	1
23	3,85	-13,1	65,0	35,3	-23,7	-2,6	11,6	-27	1
110	5,30	-6,1	59,4	20,2	-15,5	-0,2	2,9	-20	1

#### Spannungsvektoren und Bruchkurven

Die Festigkeitsbewertung und Analyse der Schichtspannungen führen hinsichtlich der Temperaturstufen zu scheinbar widersprüchlichen Erkenntnissen. Bei zunehmender Temperatur kommt es hier zu folgenden Feststellungen:

- Die Beanspruchung in der äußersten 90°-Schicht nimmt ab (s. Tabelle 6-4).
- Die Beanspruchbarkeit (Festigkeitskennwerte) der UD-Schicht nimmt ab (s. Anhang A5).
- Die Versagenskraft  $F_{x,Anriss}$  nimmt zu (s. Tabelle 6-3).

Die Plausibilität der Erkenntnisse lässt sich über eine Analyse der nach dem PUCK-Kriterium formulierten Spannungsvektoren erklären.

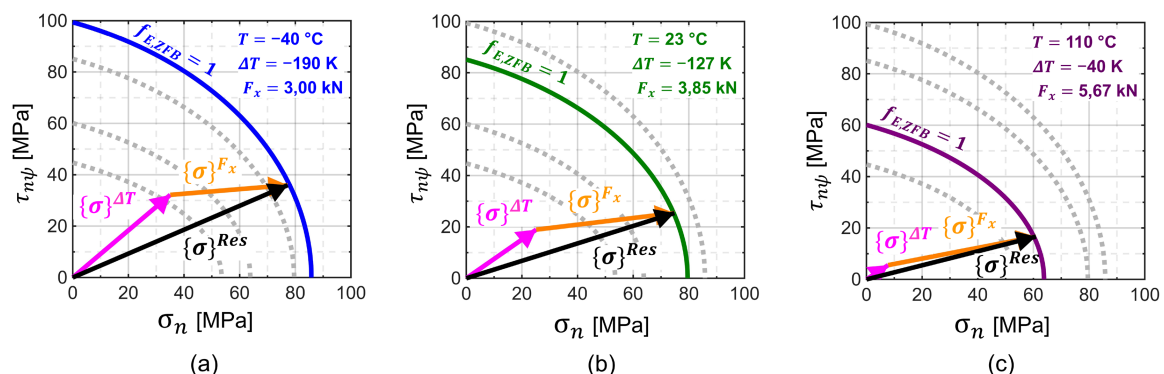


Abbildung 6.4: Darstellung der PUCK'schen Bruchkurven und des bei Erstversagen ( $f_{E,ZFB} = 1$ ) wirkenden Spannungsvektors  $\{\sigma\}^{Res}$  mit den Anteilen  $\{\sigma\}^{\Delta T}$  und  $\{\sigma\}^{F_x}$  aus der Simulation der Scherzugprobe V2; Obwohl die Bruchkurven mit zunehmender Temperatur schrumpfen und  $\{\sigma\}^{Res}$  abnimmt, kommt es zu einer Zunahme von  $\{\sigma\}^{F_x}$  aufgrund der starken Abnahme von  $\{\sigma\}^{\Delta T}$

Im PUCK-Kriterium wird in Bezug auf die jeweilige Bruchebene und Bruchwinkel  $\theta$  aus den Schichtspannungen eine resultierende Normalspannung  $\sigma_n$  und eine resultierende Schubspannung  $\tau_{n\psi}$  berechnet (s. Formel 2.8 und 2.9 in Kapitel 2.1.2). Abbildung 6.4 zeigt die jeweiligen  $\sigma_n$ - $\tau_{n\psi}$ -Diagramme für die Temperaturstufen  $-40$  °C,  $23$  °C und  $110$  °C bei Erstversagen ( $f_{E,ZFB} = 1$ ).

Die Beanspruchbarkeit der UD-Schicht wird über die jeweilige Bruchkurve dargestellt. Wie in Kapitel 4.1.2 erläutert, schrumpft diese bei zunehmender Temperatur. Die Beanspruchung der UD-Schicht wird über den resultierenden Spannungsvektor  $\{\sigma\}^{Res}$  mit den jeweiligen Anteilen für  $\sigma_n$  und  $\tau_{n\psi}$  beschrieben. Da die Spannungsauswertung für  $f_{E,ZFB} = 1$  erfolgt, endet  $\{\sigma\}^{Res}$  genau auf der Bruchkurve. Für die weiterführende Analyse wird jeweils der Spannungsvektor  $\{\sigma\}^{\Delta T}$  nach der „reinen“ Temperaturbelastung (Lastschritt 1), sowie der Spannungsvektor  $\{\sigma\}^{F_x}$  nach der „reinen“ Kraftbelastung (Lastschritt 2) ermittelt. Die Vektorsumme aus  $\{\sigma\}^{\Delta T}$  und  $\{\sigma\}^{F_x}$  ergibt  $\{\sigma\}^{Res}$ . Wie aus der Darstellung in den Diagrammen ersichtlich, nimmt  $\{\sigma\}^{F_x}$  bei zunehmender Temperatur zu, obwohl  $\{\sigma\}^{Res}$  abnimmt und die Bruchkurve schrumpft. Dies ist auf die deutliche Abnahme von  $\{\sigma\}^{\Delta T}$  bei zunehmender Temperatur zurückzuführen. Die aus  $\Delta T$  resultierenden komponentenbezogene thermischen Eigenspannungen (KTE) sind also die Ursache für Zunahme der Versagenskraft  $F_{x,Anriss}$ . Die Zahlenwerte der Spannungskomponenten für die jeweilige Temperaturstufe und den jeweiligen Lastschritt können Anhang A6 entnommen werden.

## 6.2 Scherzugprobe unter zyklischer Last

### 6.2.1 Festigkeitsbewertung und Validierung bei zyklischer Last

#### Vorgehen zur Festigkeitsbewertung bei zyklischer Last

Die Versuche an den Scherzugproben unter zyklischer Last erfolgen bei einer konstanten Oberkraft  $F_{x,o}$  unter dem zugschwellenden Lastverhältnis  $\mathcal{R} = 0,1$  bei  $T = 23$  °C (s. Kapitel 3.6.5). Für die Festigkeitsbewertung unter zyklischer Last werden aus der FE-Simulation die Schichtspannungen für alle Lastschritte der inkrementell aufgebrachten Kraft  $F_x$  ausgewertet. Über das schwingenspielzahlabhängige PUCK-Kriterium (s. Kapitel 4.2) wird aus den Schichtspannungen für die Schwingenspiele  $N = 10^3, 10^4, 10^5$  und  $10^6$  die jeweilige ZFB-Anstrengung  $f_{E,ZFB,cyc}$  berechnet. Somit kann für jedes Schwingenspiel die Versagensoberkraft  $F_{x,o,Anriss}$  ermittelt werden, bei der es zum ersten ZFB kommt ( $f_{E,ZFB,cyc} = 1$ ).

#### Simulationsvarianten

In Bezug auf die FE-Simulation zur Festigkeitsbewertung bei zyklischer Last stellt sich die Frage, inwiefern die thermischen Eigenspannungen (TE) in die Berechnung einbezogen werden sollen. Die Berücksichtigung eines thermischen Lastschritts  $\Delta T = -127$  K zwischen spannungsfreier Temperatur  $T_{SF,KV} = 150$  °C und der Betriebstemperatur von  $23$  °C, führt zu einer konstant wirkenden TE der Scherzugprobe. Diese wird durch die Beanspruchung aus der äußeren Last  $F_{x,o}$  überlagert, welche im Versuch zyklisch wirkt und zum entsprechenden Ermüdungsversagen der

UD-Schicht führt. Um den Einfluss der konstanten TE auf die Festigkeitsbewertung beurteilen zu können, erfolgt die Berechnung nach zwei Simulationsvarianten *V2* und *V3*:

- *V2*: Lastschritt 1:  $\Delta T = -127$  K ( $\rightarrow$  KTE ohne ILTE), Lastschritt 2:  $F_x$  bis 6 kN in Inkrementen von 0,5 kN
- *V3*: Lastschritt 1:  $\Delta T = 0$  ( $\rightarrow$  keine TE), Lastschritt 2:  $F_x$  bis 6 kN in Inkrementen von 0,5 kN

Bei *V2* handelt es sich um dieselbe Simulation, wie sie zur Festigkeitsbewertung unter quasi-statischer Last bei  $T = 23$  °C verwendet wurde und dabei zu guter Übereinstimmung mit dem experimentellen Ergebnis führt (s. Kapitel 6.1.3). Die dafür definierten Lastschritte können Tabelle 6-1 und Tabelle 6-2 entnommen werden. Bei *V3* wird für den ersten Lastschritt  $\Delta T = 0$  definiert. Es kommt somit zu keinen thermischen Eigenspannungen. Die Lastschritte für  $F_x$  entsprechen denen von *V2* und sind in Tabelle 6-2 festgehalten.

### Auswertung der ZFB-Anstrengung nach dem schwingspielzahlabhängigen PUCK-Kriterium

Die Spannungsauswertung zur Berechnung von  $f_{E,ZFB,cyc}$  erfolgt in der Mitte der FKV-Schicht ( $z = 0,275$  mm) direkt am Überlappungsende ( $x = 20$  mm). Die verwendeten Kennwerte und Parameter des schwingspielzahlabhängigen PUCK-Kriteriums können Anhang A7 entnommen werden. Von Bedeutung sind vor allem die Schwingfestigkeiten der UD-Schicht  $R_{2,0}^+$  und  $R_{12,0}$ . Diese nehmen mit zunehmender Schwingspielzahl ab. Bei der Berechnung von  $f_{E,ZFB,cyc}$  kommt es somit zu unterschiedlichen Verläufen von  $f_{E,ZFB,cyc}$  für  $N = 10^3, 10^4, 10^5$  und  $10^6$ .

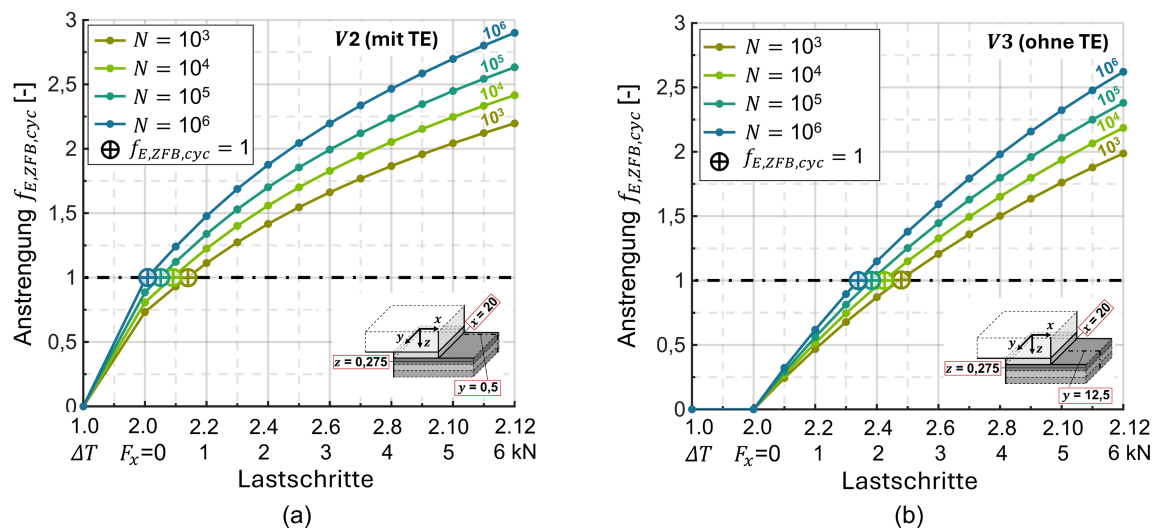


Abbildung 6.5: Auswertung der ZFB-Anstrengung  $f_{E,ZFB,cyc}$  über die jeweiligen Lastschritte; (a) Simulation *V2* mit thermischen Eigenspannungen (TE); (b) Simulation *V3* ohne TE; Bei  $f_{E,ZFB,cyc} = 1$  kommt es zum Versagen durch ZFB.

Abbildung 6.1 zeigt die Auswertung der ZFB-Anstrengung  $f_{E,ZFB,cyc}$  über die jeweiligen Lastschritte der Simulation. Bei der Simulation  $V2$  mit TE (s. Abbildung 6.1 (a)) treten nach dem ersten Lastschritt mit  $\Delta T = -127$  K bereits hohe ZFB-Anstrengungen auf. Zum Versagen ( $f_{E,ZFB,cyc} = 1$ ) kommt es im Lastschritt 2 unter  $F_x$  im Bereich zwischen 0,05 kN für  $N = 10^6$  und 0,7 kN für  $N = 10^3$ . Abbildung 6.1 (b) zeigt die Auswertung der Simulation  $V3$  ohne TE. Hier kommt es zum Versagen unter  $F_x$  im Bereich zwischen 1,7 kN für  $N = 10^6$  und 2,4 kN für  $N = 10^3$ .

### Vergleich mit dem experimentellen Ergebnis

Abbildung 6.6 zeigt den Vergleich der experimentell ermittelten Anriss-Wöhlerlinie aus den Wöhlerversuchen an der Scherzugprobe (s. Kapitel 3.6.5) mit den berechneten Wöhlerlinien (WL) aus den Simulationen mit TE ( $V2$ ) und ohne TE ( $V3$ ). Die berechneten WL werden über die Stützpunkte bei  $N = 10^3, 10^4, 10^5$  und  $10^6$  mit den jeweils ermittelten Lastwerten  $F_{x,o}$  gebildet. Im Bereich zwischen den Stützpunkten wird ein doppellogarithmisch linearer Verlauf angenommen. Die jeweiligen Zahlenwerte der berechneten WL können Tabelle 6-5 entnommen werden.

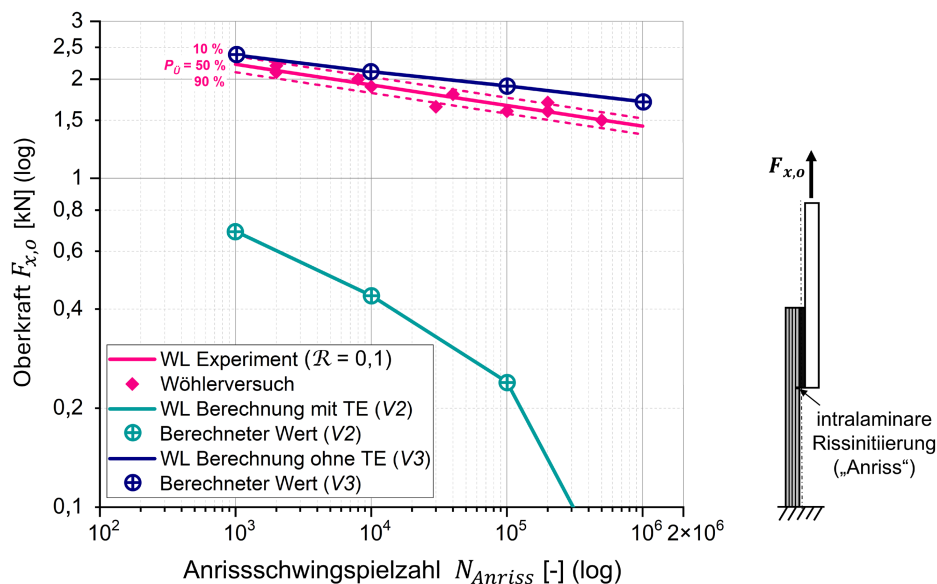


Abbildung 6.6: Vergleich der experimentell ermittelten Wöhlerlinie der Scherzugprobe mit den berechneten Wöhlerlinien mit ( $V2$ ) und ohne ( $V3$ ) thermische Eigenspannungen (TE);  $V3$  zeigt eine deutlich bessere Übereinstimmung mit dem experimentellen Ergebnis als  $V2$ .

Die berechnete WL mit Einbezug der thermischen Eigenspannungen ( $V2$ ) zeigt große Abweichungen zum Experiment. Diese liegen im Bereich zwischen  $-67\%$  für  $N = 10^3$  und  $-97\%$  für  $N = 10^6$ . Die Überlagerung der zyklisch wirkenden Beanspruchung  $\{\sigma\}^{F_{x,o}}$  mit der konstant wirkenden Beanspruchung  $\{\sigma\}^{\Delta T}$  führt zu einer Erhöhung der Mittelspannung und somit zu einer größeren Oberspannung. Es kommt allerdings nicht zu einer Erhöhung der Spannungsamplitude. Diese ist im Versuch über das Lastverhältnis  $R = 0,1$  definiert und liegt somit bei  $0,45 \times F_{x,o}$ . Die Erhöhung der Oberspannung bei gleichbleibender Spannungsamplitude führt zur Veränderung des Lastverhältnisses  $R > 0,1$ . Diese Mittelspannungsempfindlichkeit wird im

schwingspielzahlabhängigen PUCK-Kriterium nicht berücksichtigt und kann eine Ursache für die extrem konservative Festigkeitsbewertung bei  $V2$  sein.

Die berechnete WL ohne Einbezug der TE ( $V3$ ) berücksichtigt ausschließlich die im Versuch zyklisch wirkende Beanspruchung  $\{\sigma\}^{F_{x,o}}$ . Die Berechnung zeigt eine gute Übereinstimmung mit dem Experiment. Die Abweichungen liegen zwischen +7 % für  $N = 10^3$  und +19 % für  $N = 10^6$ . Der größere Unterschied bei  $N = 10^6$  ist auf die Differenz der WL-Neigungen zurückzuführen. Für die experimentelle WL liegt die Neigung bei  $k = 16,0$ . Basis für die Berechnung mittels schwingspielzahlabhängigem PUCK-Kriterium (s. Kapitel 4.2) sind die WL an den UD90- und KV45-Probekörpern. Deren Neigungen liegen bei  $k = 24,9$  bzw.  $k = 18,0$ . Somit ergibt sich für die berechnete WL  $V3$  ein flacherer Verlauf.

Tabelle 6-5: Versagensoberlasten bei der intralaminaren Rissinitiierung („Anriss“) in der äußersten 90°-Schicht der Scherzugprobe für das Experiment bzw. die Berechnung mit TE ( $V2$ ) und ohne TE ( $V3$ ); Angabe der prozentualen Abweichung vom experimentellen Wert

	$F_{x,o\_Anriss}$ [kN]			
	$N = 10^3$	$N = 10^4$	$N = 10^5$	$N = 10^6$
Experiment ( $P_{\bar{U}} = 50\%$ )	2,22	1,92	1,66	1,44
Berechnung mit TE ( $V2$ )	0,69 (-67 %)	0,44 (-77 %)	0,24 (-86 %)	0,05 (-97 %)
Berechnung ohne TE ( $V3$ )	2,37 (+7 %)	2,11 (+10 %)	1,91 (+15 %)	1,71 (+19 %)

## 6.2.2 Analyse der Schichtbeanspruchung bei Versagen

### Schichtspannungen

Für das vertiefende Verständnis der Berechnung ohne TE ( $V3$ ), erfolgt eine Analyse der Schichtspannungen, die beim Versagen unter zyklischer Last ( $f_{E,ZFB,cyc} = 1$ ) vorliegen. Analog zur Analyse unter „reiner“ Kraftbelastung in Kapitel 5.3, sind die Spannungsverläufe über die Probenbreite  $y$  weitestgehend konstant. Die Anstrengung in der Mitte der Probenbreite ( $y = 12,5$  mm) ist etwas höher als am Probenrand und wird für die Auswertung herangezogen. Tabelle 6-6 zeigt die wirkenden Schichtspannungen für die unterschiedlichen Schwingspielzahlen  $N = 10^3, 10^4, 10^5$  und  $10^6$  und die dabei wirkende Versagensoberlast  $F_{x,o\_Anriss}$ . Die Schichtspannungen zeigen für alle Schwingspielzahlen eine dominierende Beanspruchung durch die positiven Normalspannungen  $\sigma_{2,o}$  und  $\sigma_{3,o}$ , sowie der Schubspannung  $\tau_{23,o}$ . Durch die Auswertung in Mitte der Probenbreite, treten keine Schubspannungen  $\tau_{13,o}$  und  $\tau_{12,o}$  auf. Aufgrund der abnehmenden Versagenskraft bei zunehmender Schwingspielzahl nehmen auch die Schichtspannungen ab. Da die Schwingfestigkeiten der UD-Schicht  $R_{2,o}^+$  und  $R_{12,o}$  ebenfalls abnehmen, wird nach dem PUCK-Kriterium eine konstante ZFB-Anstrengung von  $f_{E,ZFB,cyc} = 1$  berechnet.

Tabelle 6-6: Schichtspannungen aus der Simulation V3 der Scherzugprobe bei Erstversagen unter zyklischer Belastung ( $f_{E,ZFB,cyc} = 1$ ), ausgewertet in der äußersten  $90^\circ$  Schicht bei  $x = 20$  mm,  $y = 12,5$  mm und  $z = 0,275$  mm

$N_{Anriss}$ [-]	$F_{x,o,Anriss}$ [kN]	$\sigma_{1,o}$ [MPa]	$\sigma_{2,o}$ [MPa]	$\sigma_{3,o}$ [MPa]	$\tau_{23,o}$ [MPa]	$\tau_{13,o}$ [MPa]	$\tau_{12,o}$ [MPa]	$\theta$ [°]	$f_{E,ZFB,cyc}$ [-]
$10^3$	2,37	9,6	35,6	23,7	-11,9	0	0	-32	1
$10^4$	2,11	8,8	32,3	21,8	-10,9	0	0	-32	1
$10^5$	1,91	8,2	29,5	20,2	-10,0	0	0	-32	1
$10^6$	1,71	7,5	26,7	18,5	-9,1	0	0	-32	1

### Spannungsvektoren und Bruchkurven

Wie in Kapitel 6.1.3 beschrieben, lässt sich die Beanspruchung der UD-Schicht über die Formulierung der Spannungsvektoren in einem  $\sigma_n$ - $\tau_{n\psi}$ -Diagramm darstellen. Bei  $\sigma_n$  und  $\tau_{n\psi}$  handelt es sich um die auf die Bruchebene mit Bruchwinkel  $\theta$  bezogene Normal- und Schubspannung. Diese wird nach Formel 2.8 und 2.9 aus den Schichtspannungen berechnet. Abbildung 6.7 zeigt die  $\sigma_n$ - $\tau_{n\psi}$ -Diagramme für die jeweilige Schwingspielzahl  $= 10^3, 10^4, 10^5$  und  $10^6$  mit den jeweiligen Bruchkurven. Da keine thermische Beanspruchung  $\{\sigma\}^{AT}$  vorliegt, kommt es lediglich zu einem Beanspruchungsvektor  $\{\sigma\}^{F_{x,o}}$ , welcher über die jeweiligen Anteile  $\sigma_n$  und  $\tau_{n\psi}$  definiert wird. Die Zusammenhänge zwischen Spannungsvektoren und Bruchkurven sind simpel. Mit zunehmender Schwingspielzahl schrumpft die Bruchkurve und somit auch der Beanspruchungsvektor  $\{\sigma\}^{F_{x,o}}$ . Die Auswertung zeigt für alle Schwingspiele ein annähernd konstantes Verhältnis von  $\sigma_n$  zu  $\tau_{n\psi}$ .

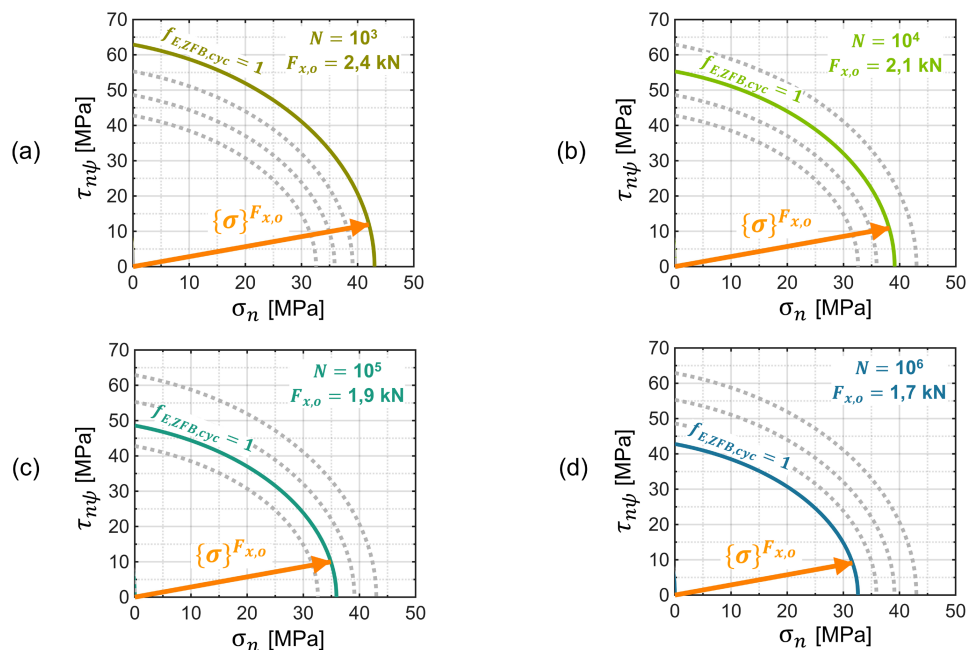


Abbildung 6.7: Darstellung des bei Erstversagen ( $f_{E,ZFB,cyc} = 1$ ) wirkenden Spannungsvektors  $\{\sigma\}^{F_{x,o}}$  aus der Simulation der Scherzugprobe V3 mit jeweiliger Bruchkurve für verschiedene Schwingspielzahlen; (a)  $N = 10^3$ ; (b)  $N = 10^4$ ; (c)  $N = 10^5$ ; (d)  $N = 10^6$

## 6.3 Fazit zur Festigkeitsbewertung der intralaminaren Rissinitiierung

Die durchgeführte Festigkeitsbewertung und deren Validierung liefert mehrere Rückschlüsse auf die Eignung der gewählten Methodik zur Auslegung von FKV-Metall-Klebverbindungen hinsichtlich intralaminaren Rissinitiierung.

Folgende Erkenntnisse können für die Festigkeitsbewertung unter quasi-statischer Last und Temperatureinfluss festgehalten werden:

- Die grundlegende Methodik, bestehend aus der Auswertung der maximalen Schichtspannungen in der Mittelebene der äußersten FKV-Schicht sowie der Berechnung der ZFB-Anstrengung auf Grundlage des temperaturabhängigen PUCK-Kriteriums, liefert plausible Ergebnisse.
- Die Festigkeitsbewertung unter Berücksichtigung komponentenbezogenen thermischen Eigenspannungen (KTE), jedoch ohne intralaminare thermische Eigenspannungen ( $V2$ ), zeigt eine gute Übereinstimmung mit dem experimentellen Ergebnis. Die Abweichungen liegen zwischen  $-7\%$  für  $T = 110\text{ °C}$  und  $-18\%$  für  $T = -40\text{ °C}$ . Der Ausschluss der ILTE in der Simulation erfolgt durch eine hinsichtlich der thermischen Ausdehnungskoeffizienten isotrope Modellierung des FKV-Fügeteils.
- Die KTE sind maßgeblich dafür verantwortlich, dass es bei steigender Temperatur zu einer Zunahme der Versagenskraft  $F_{x,Anriss}$  kommt, obwohl die Materialfestigkeiten temperaturbedingt abnehmen. Dieser Trend liegt auch bei den experimentellen Untersuchungen vor. Die Berechnung der KTE über die Differenz der Betriebstemperatur  $T_B$  und der spannungsfreien Temperatur der Klebverbindung  $T_{SF,KV} = 150\text{ °C}$  ist daher von zentraler Bedeutung.
- Die Berücksichtigung des ermittelten *In situ*-Faktors (s. Kapitel 4.1.2) bei der Formulierung des temperaturabhängigen PUCK-Kriteriums erweist sich als sinnvoll. Ohne diese Berücksichtigung wäre die Abweichung zum Experiment deutlich höher.
- Die Berücksichtigung von ILTE im FKV-Fügeteil ( $V1$ ) führt zu einer extrem konservativen Festigkeitsbewertung. Die Abweichungen zum Experiment liegen zwischen  $-33\%$  für  $T = 110\text{ °C}$  und  $-100\%$  für  $T = -40\text{ °C}$ . Vergleichbar große Abweichungen treten bereits bei der Validierung der Festigkeitsbewertung unter Berücksichtigung von ILTE am QI-Laminat auf (s. Kapitel 4.1.2). Eine mögliche Ursache dafür ist ein zeitabhängiger Abbau der ILTE infolge von Relaxations- und Kriechvorgängen oder durch Feuchteaufnahme. Für den vorliegenden Anwendungsfall führt die Berechnung ohne ILTE zu deutlich besserer Übereinstimmung mit dem Versuchsergebnis.

Für die Festigkeitsbewertung unter zyklischer Last können folgende Erkenntnisse festgehalten werden:

- Das grundlegende Vorgehen, bestehend aus der Auswertung der maximalen Schichtspannungen in der Mittelebene der äußersten FKV-Schicht sowie der Berechnung der ZFB-Anstrengung auf Grundlage des schwingenspielzahlabhängigen PUCK-Kriterium liefert ebenfalls plausible Ergebnisse.

- Die Simulationsvariante *V3*, bei der keine Überlagerung von thermischen Eigenspannungen (TE) berücksichtigt wird, zeigt eine gute Übereinstimmung mit dem experimentellen Ergebnis. Die Abweichungen zum Experiment liegen zwischen +7 % für  $N = 10^3$  und +19 % für  $N = 10^6$ .
- Die Simulationsvariante *V2* berücksichtigt die Überlagerung der zyklisch wirkenden Beanspruchung  $\{\sigma\}^{F_{x,o}}$  mit den konstant wirkenden thermischen Eigenspannungen  $\{\sigma\}^{AT}$ . Dies führt zu einer extrem konservativen Festigkeitsbewertung. Die Abweichungen zum Experiment liegen zwischen -67 % für  $N = 10^3$  und -97 % für  $N = 10^6$ . Eine mögliche Ursache hierfür ist die Veränderung des effektiven Lastverhältnisses infolge der Überlagerung der thermischen Eigenspannungen. Diese Mittelspannungsempfindlichkeit wird im schwingspielzahlabhängigen PUCK-Kriterium nicht berücksichtigt.

# 7 Zusammenfassung und Ausblick

## 7.1 Zusammenfassung

Die übergeordnete Zielsetzung dieser Arbeit ist das Aufzeigen einer Methodik zur Festigkeitsbewertung der intralaminaren Rissinitiierung in FKV-Metall-Klebverbindungen unter Einfluss von Temperatur und zyklischen Lasten. Für die Festigkeitsbewertung von FKV-Laminaten existieren bewährte Versagenskriterien, wie z. B. das PUCK-Kriterium. Dieses wird in der vorliegenden Arbeit verwendet, um mithilfe einer FE-Simulation die Schichtanstressungen im FKV-Fügeteil im Bereich der Klebverbindung zu bestimmen. Als repräsentativer Probekörper dient die Scherzugprobe nach DIN EN 1465. Beim betrachteten FKV handelt es sich um einen CF-EP-Verbund mit einer kritischen Orientierung der äußersten FKV-Schicht unter  $90^\circ$  zur Zugrichtung. Die weiteren Komponenten bestehen aus einem strukturellen 1K-Epoxydklebstoff sowie einem Aluminium-Fügeteil aus *EN AW-6082*. Zentrale Forschungsfragen der Festigkeitsbewertung betreffen den Umgang mit der numerischen Singularität am Überlappungsende, die Anwendung eines temperatur- und schwingungszahlabhängigen PUCK-Kriteriums, sowie den konkreten Einfluss von thermischen Eigenspannungen auf die intralaminare Rissinitiierung. Zur Bearbeitung dieser Fragestellungen wird ein methodisches Vorgehen über die Phasen „Experiment“, „Analytik“, „Simulation“ und „Validierung“ definiert. Die wichtigsten Ergebnisse werden im Folgenden zusammengefasst.

### Experimentelle Analysen (s. Kapitel 3)

Die experimentellen Untersuchungen umfassen die Charakterisierung der Einzelkomponenten FKV, Klebstoff und Aluminium sowie der FKV-Metall-Klebverbindung in Form der Scherzugprobe. Die temperaturabhängige Charakterisierung erfolgt über quasi-statische Versuche bei den Temperaturstufen  $-40^\circ\text{C}$ ,  $23^\circ\text{C}$ ,  $110^\circ\text{C}$  und  $150^\circ\text{C}$ . Für die zyklische Charakterisierung werden Wöhlerversuche mit dem zugschwellenden Lastverhältnis von  $\mathcal{R} = 0,1$  bei  $23^\circ\text{C}$  durchgeführt.

Bei der Charakterisierung des FKV (s. Kapitel 3.3) werden die Kennwerte der UD-Schicht in und quer zur Faserrichtung ermittelt. Dafür werden Probekörper mit einem UD90- und KV $\pm$ 45-Lagenaufbau verwendet. Mit steigender Temperatur reduzieren sich die matrixdominierten Festigkeiten  $R_2^+$ ,  $R_{12}$  und Steifigkeiten  $E_2$ ,  $G_{12}$ . Auch der thermische Ausdehnungskoeffizient  $\alpha_{T,2}$  weist eine Temperaturabhängigkeit auf. Die eigenspannungsfreie Temperatur des FKV  $T_{SF,FKV}$  wird über einen thermischen Versuch an einer Laminatplatte mit asymmetrischem Schichtaufbau ermittelt und liegt bei  $150^\circ\text{C}$ . Die zyklische Charakterisierung der UD-Schicht unter Querkzug- bzw. Schubbeanspruchung zeigt ein deutliches Ermüdungsverhalten mit einer Wöhlerlinienneigung  $k$  von 18,0 bzw. 25,1. Um eine Validierung der Festigkeitsbewertung am FKV-Laminat zu ermöglichen, werden Zugversuche an quasi-isotropen Probekörpern durchgeführt. Der Anriss in der äußersten  $90^\circ$ -Schicht wird mithilfe eines digitalen Bildverfahrens (DIC) ausgewertet. Die Charakterisierung der Klebschicht (s. Kapitel 3.5) erfolgt an sog. Grundproben unter einer Kopfzug- und einer Scherbeanspruchung bei den verschiedenen Temperaturstufen. Sowohl für die Klebschicht als auch für das Aluminium (s. Kapitel 3.4) kommt es bei steigender Temperatur zu abnehmenden Festigkeiten und Steifigkeiten.

Zur Charakterisierung der FKV-Aluminium-Klebverbindung (s. Kapitel 3.6) werden einschneidend überlappende Scherzugproben bei einer Aushärtetemperatur von 180 °C hergestellt. Die ermittelte eigenspannungsfreie Temperatur der Klebverbindung  $T_{SF,KV}$  liegt bei 150 °C. Die quasi-statischen Versuche weisen für –40 °C, 23 °C und 110 °C eine intralaminare Rissinitiierung in der äußersten 90°-Schicht auf mit finalem Abriss des FKV-Fügeteils. Bei 150 °C tritt ein kohäsives Klebschichtversagen auf. Der Wechsel des Versagensmodus ist auf die stärkere Abnahme der Klebschichtfestigkeit im Vergleich zur Querkzugfestigkeit der FKV-Schicht zurückzuführen. Bei den zyklischen Versuchen an den Scherzugproben wird die intralaminare Rissinitiierung mittels stirnseitiger Bilderaufnahme und DIC-Auswertung erfasst. Die ermittelte Wöhlerlinie weist eine Neigung  $k$  von 16,0 auf und bestätigt ein deutliches Ermüdungsverhalten der FKV-Komponente in der Klebverbindung.

#### **Analytik (s. Kapitel 4)**

Auf Grundlage der ermittelten Kennwerte der UD-Einzelschicht wird das PUCK-Kriterium formuliert. In Bezug auf die intralaminare Rissinitiierung ist vor allem der querzugdominierte ZFB-Modus A von Interesse. Für diesen Bruchmodus wird zunächst ein temperaturabhängiges PUCK-Kriterium formuliert (s. Kapitel 4.1). Die resultierenden Bruchkurven für die Temperaturstufen von –40 °C, 23 °C, 110 °C verkleinern sich mit steigender Temperatur. Darüber hinaus wird ein schwingspielzahlabhängiges PUCK-Kriterium für die Schwingspielstufen  $10^3$ ,  $10^4$ ,  $10^5$  und  $10^6$  formuliert (s. Kapitel 4.2). Auch hier verkleinern sich die Bruchkurven mit zunehmender Schwingspielzahl. Für beide Varianten des PUCK-Kriteriums erfolgt eine Validierung der Festigkeitsbewertung am quasi-isotropen Laminat. Die ZFB-Anstrengung  $f_{E,ZFB}$  wird auf Grundlage der klassischen Laminattheorie (CLT) berechnet. Die Berechnung  $L2$  ohne Berücksichtigung von interlaminaren thermischen Eigenspannungen (ILTE) zeigt einen ähnlichen Verlauf der Festigkeit über die Temperatur wie das experimentelle Ergebnis, weist jedoch eine Abweichung von ca. –30 % auf. Diese Abweichung wird auf den *In situ*-Effekt zurückgeführt, der die Stützwirkung der Einzelschicht im Laminat beschreibt. Die Berechnung  $L3$  mit Berücksichtigung der ILTE führt dagegen zu größeren Abweichungen von bis zu –63 % sowie zu einem gegenläufigen Verlauf im Vergleich zum Experiment. Dies deutet darauf hin, dass die tatsächlichen ILTE im FKV geringer ausgeprägt sind als im Modell angenommen. Mögliche Ursachen hierfür sind zeitabhängige Effekte wie Relaxations- und Kriechprozesse oder Feuchteaufnahme, die im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter untersucht werden. Auch die Validierung unter zyklischer Beanspruchung zeigt für die Berechnungsvariante ohne ILTE eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Experiment. Die Abweichung liegt lediglich bei –2 %. Bei der Berechnungsvariante mit ILTE kommt es auch hier zu großen Abweichungen von bis zu –89 %.

#### **Numerische Analysen (s. Kapitel 5)**

Die numerischen Analysen basieren auf einer FE-Simulation der Scherzugprobe. Das FE-Modell besteht aus Volumenelementen und kann mit einer thermischen Last  $\Delta T$  und einer äußeren Kraft  $F_x$  beaufschlagt werden. Für das Aluminium- und FKV-Fügeteil wird ein linear-elastisches Materialmodell und für die Klebschicht ein elasto-plastisches Materialmodell gewählt. Anhand einer Konvergenzanalyse (s. Kapitel 5.2) wird der Einfluss der Vernetzung auf die Spannungsauswertung untersucht und ein Vorgehen zur örtlichen Bewertung definiert. Die Auswertung am Überlappungsende direkt an der Oberfläche des FKV ist aufgrund der numerischen Singularität nicht

möglich. Durch eine Auswertung in der Mitte der äußersten 90°-Schicht kann eine ausreichende Konvergenz erzielt werden. Zur besseren Interpretation der auftretenden Schichtbeanspruchung wird zusätzlich eine Einflussanalyse durchgeführt. Die Analyse unter reiner Kraftbelastung (s. Kapitel 5.3) zeigt eine dominierende Beanspruchung durch die positiven Normalspannungen  $\sigma_2$ ,  $\sigma_3$  sowie die Schubspannung  $\tau_{23}$ . Diese führen zu hohen ZFB-Anstrengungen des Modus A. Bei der Analyse unter reiner thermischer Last (s. Kapitel 5.4) kommt es zu thermischen Eigenspannungen (TE). Neben den ILTE treten komponentenbezogene thermische Eigenspannungen (KTE) auf, die aus der unterschiedlichen thermischen Ausdehnung der Komponenten Aluminium, FKV und Klebschicht resultieren. Bei negativer  $\Delta T$  kommt es zu einer Zunahme der ZFB-Anstrengung des Modus A und ist somit kritisch hinsichtlich der intralaminaren Rissinitiierung. Darüber hinaus beeinflussen sowohl das nicht-lineare Geometrieverhalten der Scherzugprobe und das nicht-lineare Materialverhalten der Klebschicht die resultierenden Schichtanstrengungen signifikant (s. Kapitel 5.5) und werden daher im Modell berücksichtigt.

### **Festigkeitsbewertung und Validierung (s. Kapitel 6)**

Die Festigkeitsbewertung der Scherzugprobe unter quasi-statischer Beanspruchung bei Temperatureinfluss (s. Kapitel 6.1) erfolgt durch zwei Simulationsvarianten. In der Variante *V2* werden ausschließlich die KTE ohne ILTE berücksichtigt. Diese Variante zeigt eine gute Übereinstimmung mit dem experimentellen Ergebnis. Die Abweichungen liegen zwischen -7 % und -18 %. Die KTE sind ausschlaggebend dafür, dass es bei steigender Temperatur zur Zunahme der Versagenskraft  $F_{x,Anriss}$  kommt, obwohl die Materialfestigkeiten abnehmen. Deren Berücksichtigung ist daher von großer Relevanz. Zudem ist die Einbeziehung des ermittelten *Insitu*-Faktors bei der Formulierung des temperaturabhängigen PUCK-Kriteriums von Bedeutung. Die Variante *V1* bezieht sowohl die KTE als auch die ILTE in die Berechnung ein. Analog zur Analyse am QI-Laminat, führt dies zu großen Abweichungen vom experimentellen Ergebnis. Die Festigkeitsbewertung der Scherzugprobe unter zyklischer Last (s. Kapitel 6.2) erfolgt ebenfalls durch zwei Simulationsvarianten. Bei der Variante *V3* wird der zyklisch wirkenden Last keine thermische Last überlagert. Dies führt zu einer guten Übereinstimmung mit dem experimentellen Ergebnis. Die Abweichungen liegen zwischen +7 % und +19 %. In der Variante *V2* wird zusätzlich eine thermische Last überlagert, um die KTE zu berücksichtigen. Dies führt zu einer extrem konservativen Festigkeitsbewertung mit Abweichungen zwischen -67 % und -97 %. Eine mögliche Ursache hierfür ist die Veränderung des Lastverhältnisses infolge der überlagerten thermischen Last. Die daraus resultierende Mittelspannungsempfindlichkeit wird in der Arbeit nicht berücksichtigt.

### **Fazit**

Im Rahmen der Arbeit konnte eine anwendungsorientierte Methode zur Festigkeitsbewertung der intralaminaren Rissinitiierung auf Basis des PUCK-Kriteriums aufgezeigt werden. Sowohl die temperaturabhängige Bewertung (Abweichung zwischen -7 % und -18 %) als auch die schwingungszahlabhängige Bewertung (Abweichung zwischen +7 % und +19 %) weisen eine gute Übereinstimmung mit den Experimenten auf. Zum Umgang mit der numerischen Singularität im FE-Modell erfolgt dabei eine örtliche Bewertung in Mitte der äußersten 90°-Schicht des FKV. Entscheidenden Einfluss auf die Berechnung haben der Umgang mit den thermischen Eigenspannungen, die Berücksichtigung des nicht-linearen Modellverhaltens, sowie die Berücksichtigung des *Insitu*-Effekts.

## 7.2 Ausblick

Die vorliegende Arbeit stellt eine Methodik zur Festigkeitsbewertung der intralaminaren Rissinitiierung vor. Die generierten Erkenntnisse sind im Kontext der zuvor definierten Eingrenzungen der Aufgabenstellung (s. Kapitel 1.2) einzuordnen. Zukünftige Arbeiten können diese Eingrenzung in mehreren Themenfeldern erweitern:

- *Probekörperauswahl*: Ausgehend von der verwendeten Scherzugprobe können die Untersuchungen auf bauteilähnliche Probekörper (z. B. LBF-Tellerprobe [164] oder LWF-KS2-Probe [12]) erweitert werden. Bei der Probekörperwahl ist auf die Möglichkeit der experimentellen Anrisserfassung zu achten.
- *Materialauswahl*: Die vorliegende Untersuchung erfolgte am Beispiel einer CFK-Aluminium-Klebverbindung. Durch alternative Materialpaarungen wie z. B. GFK-Stahl kann die Übertragbarkeit der Ergebnisse überprüft werden. Für weiterführende Untersuchungen unter zyklischer Last kann auch eine FKV-FKV-Klebverbindung von Vorteil sein, da sich die thermischen Eigenspannungen reduzieren.
- *Verbindungsgestaltung*: Neben der kritischen Orientierung der äußersten FKV-Schicht unter  $90^\circ$  können auch alternative Orientierungen wie  $30^\circ$  oder  $45^\circ$  untersucht werden. Auch hier kann es zur intralaminaren Rissinitiierung kommen, jedoch unter deutlich veränderten Spannungskomponenten. Zudem kann durch die Verwendung von Geweben ein Deckschichtversagen des FKV-Fügeteils untersucht werden.
- *Einfluss von Temperatur*: Die Analysen in dieser Arbeit zeigen eine hohe Bedeutung der thermischen Eigenspannungen für die Berechnungsergebnisse. Weiterführende Arbeiten sollten sich daher mit der genaueren Bestimmung insbesondere der interlaminaren Eigenspannungen beschäftigen und die Auswirkung von Relaxations- und Kriechvorgängen sowie Feuchteaufnahme untersuchen.
- *Einfluss von zyklischen Lasten*: Zur weiterführenden Berücksichtigung der Mittelspannungsempfindlichkeit können neben  $\mathcal{R} = 0,1$  auch alternative Lastverhältnisse wie etwa  $\mathcal{R} = -1$  betrachtet werden. Diese müssen auch im schwingspielzahlabhängigen PUCK-Kriterium integriert werden. Einen Ansatz hierfür liefert die Arbeit von HAHNE [35].
- *Örtliche Bewertung*: In dieser Arbeit wurde ein Ansatz zur örtlichen Bewertung über die Auswertung des maximal beanspruchten Knotens in der Mitte der FKV-Schicht aufgezeigt. Durch weiterführende Ansätze z. B. unter Einbeziehung des höchstbeanspruchten Werkstoffvolumens kann die Prognosegenauigkeit ggf. weiter verbessert werden.
- *FE-Modell*: Für eine praxisorientierte Auswertung kann eine Modellierung der Fügeteile über Schalenelemente sowie die Verwendung einer gröberen Vernetzung zu deutlich geringerem Berechnungsaufwand führen. In welchem Maß dies die Prognosegenauigkeit beeinflusst, muss überprüft werden.
- *Grenzen der Versagensmoden*: Die Versuche an der Scherzugprobe zeigen einen Wechsel des Versagensmodus zwischen  $110^\circ\text{C}$  und  $150^\circ\text{C}$ . Durch den Vergleich der Festigkeitsbewertung von FKV und Klebschicht können möglicherweise die Grenzen zwischen den Versagensmoden prognostiziert werden.

## 8 Literatur

- [1] Bundesministerium für Wirtschaft und Energie: Zukunft Leichtbau - Erfahren Sie mehr zur Bedeutung dieser Schlüsseltechnologie für Produktion und Wertschöpfung. <https://www.bmwk.de/Redaktion/DE/Dossier/leichtbau.html>, abgerufen am: 23.06.2025
- [2] Gebrehiwet, L., Abate, E., Negussie, Y., Teklehaymanot, T. u. Abeselom, E.: Application of Composite Materials in Aerospace & Automotive Industry: Review. *International Journal of Advances in Engineering and Management* 5 (2023) 3, S. 697–723
- [3] Neşer, G.: Polymer Based Composites in Marine Use: History and Future Trends. *Procedia Engineering* 194 (2017), S. 19–24
- [4] Robinson, M.: Application of Composites in Rail Vehicles. In: Rudolf, P. (Hrsg.): *Reference Module in Materials Science and Materials Engineering*. Amsterdam: Elsevier 2016, S. 1–34
- [5] Ince, J. C., Peerzada, M., Mathews, L. D., Pai, A. R., Al-qatatsheh, A., Abbasi, S., Yin, Y., Hameed, N., Duffy, A. R., Lau, A. K. u. Salim, N. V.: Overview of Emerging Hybrid and Composite Materials for Space Applications. *Advanced Composites and Hybrid Materials* 6 (2023) 4
- [6] Klein, B.: *Leichtbau-Konstruktion. Dimensionierung, Strukturen, Werkstoffe und Gestaltung*. Wiesbaden: Springer Fachmedien 2013
- [7] Schürmann, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. VDI-Buch. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag 2007
- [8] Banea, M. D., Rosioara, M., Carbas, R. u. da Silva, L.: Multi-Material Adhesive Joints for Automotive Industry. *Composites Part B: Engineering* 151 (2018) 1, S. 71–77
- [9] da Silva, L. u. Campilho, R.: Design of Adhesively-Bonded Composite Joints. In: *Fatigue and Fracture of Adhesively-Bonded*, S. 43–71
- [10] Moser, K.: *Faser-Kunststoff-Verbund. Entwurfs- und Berechnungsgrundlagen*. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag 1992
- [11] da Silva, L. F. M. u. Öchsner, A.: *Modeling of Adhesively Bonded Joints*. Berlin, Heidelberg: Shaker Verlag 2008
- [12] Çavdar, S.: *Spannungsbasierte Lebensdauerberechnung von zyklisch beanspruchten Klebverbindungen mit hyperelastischem Deformationsverhalten*. Dissertation. Aachen: Shaker Verlag 2021
- [13] Roos, C.: *Rissinitiierung in einschnittig überlappten CFK-Klebverbindungen. Experimentelle und numerische Methodenentwicklung zur Auslegung*, Technische Universität Braunschweig Dissertation 2022
- [14] Wacker, J.-D., Tittmann, K., Koch, I., Laveuve, D. u. Gude, M.: Fatigue Life Analysis of Carbon Fiber Reinforced Polymer (CFRP) Components in Hybrid Adhesive Joints. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 52 (2021) 11, S. 1230–1247
- [15] Puck, A.: *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten. Modelle für die Praxis*. München: Hanser Verlag 1996
- [16] VDI 2014 Blatt 3:2006. *Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund Berechnungen*

- [17] Meschut, G. u. Henkel, K.: Entwicklung einer Methode zur Vorhersage der ertragbaren Kraft einschnittig überlappter FVK-Stahl-Klebverbindungen unter Berücksichtigung von Faserarchitektur, Faserorientierung und Matrixsystem. Berichte aus dem Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik, Band 142. Aachen: Shaker Verlag 2019
- [18] Marques, E. A. S., da Silva, L. F. M., Banea, M. D. u. Carbas, R. J. C.: Adhesive Joints for Low- and High-Temperature Use: An Overview. *The Journal of Adhesion* 91 (2015) 7, S. 556–585
- [19] Malekinejad, H., Carbas, R. J. C., Akhavan-Safar, A., Marques, E. A. S., Castro Sousa, F. u. da Silva, L. F. M.: Enhancing Fatigue Life and Strength of Adhesively Bonded Composite Joints: A Comprehensive Review. *Materials* 16 (2023) 19
- [20] Wacker, J.-D., Laveuve, D., Contell Asins, C. u. Büter, A.: Design of a Composite Nose Wheel for Commercial Aircraft. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 1024 (2021)
- [21] Wacker, J.-D., Kloska, T., Linne, H., Decker, J., Janes, A., Huxdorf, O. u. Bose, S.: Design and Experimental Analysis of an Adhesive Joint for a Hybrid Automotive Wheel. *Processes* 11 (2023) 3
- [22] Fuhrmann, T.: Zur Berechnung von Klebverbindungen in Fahrzeugstrukturen aus Faser-Kunststoff-Verbunden und Metallen mit Hilfe der Finiten Elemente Methode. Zugl.: Paderborn, Univ., Diss., 2006 von Tino Fuhrmann. LWF-Schriftenreihe / Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik, Universität Paderborn, Bd. 74. Aachen: Shaker Verlag 2007
- [23] Na, J., Mu, W., Qin, G., Tan, W. u. Pu, L.: Effect of Temperature on the Mechanical Properties of Adhesively Bonded Basalt FRP-Aluminum Alloy Joints in the Automotive Industry. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 85 (2018), S. 138–148
- [24] DIN EN 1465:2009-07. Klebstoffe - Bestimmung der Zugscherfestigkeit von Überlappungsklebungen
- [25] Wiedemann, M.: Systemleichtbau für die Luftfahrt. essentials. Wiesbaden: Springer Fachmedien 2022
- [26] Altenbach, H., Altenbach, J. u. Rikards, R.: Einführung in die Mechanik der Laminat- und Sandwichtragwerke. Modellierung und Berechnung von Balken und Platten aus Verbundwerkstoffen ; 47 Tabellen. Stuttgart: Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie 2001
- [27] Beaumont, P. W. R.: The Failure of Fibre Composites: An Overview. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design* 24 (1989) 4, S. 189–205
- [28] Zimmermann, N. u. Wang, P. H.: A Review of Failure Modes and Fracture Analysis of Aircraft Composite Materials. *Engineering Failure Analysis* 115 (2020)
- [29] Alam, P., Mamalis, D., Robert, C., Floreani, C. u. Ó Brádaigh, C. M.: The Fatigue of Carbon Fibre Reinforced Plastics - A Review. *Composites Part B: Engineering* 166 (2019), S. 555–579
- [30] Puck, A. u. Schürmann, H.: Failure Analysis of FRP Laminates by means of Physically Based Phenomenological Models. *Composites Science and Technology* 62 (2002) 12-13, S. 1633–1662
- [31] Hinton, M. J. u. Kaddour, A. S.: The Background to the Second World-Wide Failure Exercise. *Journal of Composite Materials* 46 (2012) 19-20, S. 2283–2294

- [32] Kaddour, A. S. u. Hinton, M. J.: Benchmarking of Triaxial Failure Criteria for Composite Laminates: Comparison between Models of ‘Part (A)’ of ‘WWFE-II’. *Journal of Composite Materials* 46 (2012) 19-20, S. 2595–2634
- [33] Tsai, S. W. u. Wu, E. M.: A General Theory of Strength for Anisotropic Materials. *Journal of Composite Materials* 5 (1971) 1, S. 58–80
- [34] Hohe, J., Schober, M., Weiss, K.-P. u. Appel, S.: Validation of Puck’s Failure Criterion for CFRP Composites in the Cryogenic Regime. *CEAS Space Journal* 13 (2021) 1, S. 145–153
- [35] Hahne, C.: Zur Festigkeitsbewertung von Strukturbauteilen aus Kohlenstofffaser-Kunststoff-Verbunden unter PKW-Betriebslasten, Technische Universität Darmstadt Dissertation 2014
- [36] Siebenpfeiffer, W. (Hrsg.): *Leichtbau-Technologien im Automobilbau. Werkstoffe - Fertigung - Konzepte*. Wiesbaden: Springer Fachmedien 2014
- [37] Flemming, M., Roth, S. u. Ziegmann, G.: *Faserverbundbauweisen. Halbzeuge und Bauweisen*. Berlin: Springer Verlag 2013
- [38] Hashin, Z.: Failure Criteria for Unidirectional Fiber Composites. *Journal of Applied Mechanics* 47 (1980) 2, S. 329–334
- [39] Puck, A., Kopp, J. u. Knops, M.: Guidelines for the Determination of the Parameters in Puck’s Action Plane Strength Criterion. *Composites Science and Technology* 62 (2002) 3, S. 371–378
- [40] Liu, Z., Zhao, X., Liu, X., Song, L. u. Nie, Q.: Experimental Study on Statistic Failure Properties of Composite Considering Temperature Effect. *Journal of Physics: Conference Series* 2101 (2021) 1
- [41] Wen, J., Wu, Y., Hou, X., Yan, M. u. Xiao, Y.: Effect of High Temperature on Mechanical Properties and Porosity of Carbon Fiber/Epoxy Composites. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 42 (2023) 19-20, S. 990–1005
- [42] Ahmed, A., Zillur Rahman, M., Ou, Y., Liu, S., Mobasher, B., Guo, S. u. Zhu, D.: A Review on the Tensile Behavior of Fiber-Reinforced Polymer Composites under Varying Strain Rates and Temperatures. *Construction and Building Materials* 294 (2021)
- [43] Drozdov, O. V., Volkov, Y. M., Gusarova, I. O., Potapov, O. M. u. Samusenko, O. A.: Temperature Effects on the Mechanical Properties of Unidirectional Carbon Fiber Reinforced Plastic in the Longitudinal and Transversal Directions. *Strength of Materials* 53 (2021) 5, S. 727–734
- [44] Jia, S., Wang, F., Zhou, J., Jiang, Z. u. Xu, B.: Study on the Mechanical Performances of Carbon Fiber/Epoxy Composite Material subjected to Dynamical Compression and high Temperature Loads. *Composite Structures* 258 (2021)
- [45] Morioka, K., Tomita, Y. u. Takigawa, K.: High-Temperature Fracture Properties of CFRP Composite for Aerospace Applications. *Materials Science and Engineering: A* 319-321 (2001), S. 675–678
- [46] Ou, Y., Zhu, D., Zhang, H., Yao, Y., Mobasher, B. u. Huang, L.: Mechanical Properties and Failure Characteristics of CFRP under Intermediate Strain Rates and Varying Temperatures. *Composites Part B: Engineering* 95 (2016), S. 123–136
- [47] Torabizadeh, M. A.: Tensile, Compressive and Shear Properties of Unidirectional Flass/Epoxy Composites subjected to Mechanical Loading and Low Temperature Services. *Indian Journal of Engineering and Materials Sciences* (2013) 20, S. 299–309

- 
- [48] Wang, K., Young, B. u. Smith, S. T.: Mechanical Properties of Pultruded Carbon Fibre-Reinforced Polymer (CFRP) Plates at Elevated Temperatures. *Engineering Structures* 33 (2011) 7, S. 2154–2161
- [49] Zhang, Y., Li, Y., Zhang, J., Pan, J., Zhang, L., Tan, F., Wei, H. u. Zhang, W.: High-Temperature Effect on the Tensile Mechanical Properties of Unidirectional Carbon Fiber-Reinforced Polymer Plates. *Materials* 14 (2021) 23
- [50] Hyer, M. W., Herakovich, C. T., Milkovich, S. M. u. Short, J. S.: Temperature Dependence of Mechanical and Thermal Expansion Properties of T300/5208 Graphite/Epoxy. *Composites* 14 (1983) 3, S. 276–280
- [51] Ishikawa, T., Koyama, K. u. Kobayashi, S.: Thermal Expansion Coefficients of Unidirectional Composites. *Journal of Composite Materials* 12 (1978) 2, S. 153–168
- [52] Rogers, K. F., Kingston-Lee, D. M., Phillips, L. N., Yates, B., Chandra, M. u. Parker, S. F. H.: The Thermal Expansion of Carbon-Fibre Reinforced Plastics. *Journal of Materials Science* 16 (1981) 10, S. 2803–2818
- [53] Joven, R.: Study of Thermal Expansion in Carbon Fiber Reinforced Polymer Composites. *SAMPE International Symposium Proceedings* (2012)
- [54] Nawab, Y., Jacquemin, F., Casari, P., Boyard, N., Borjon-Piron, Y. u. Sobotka, V.: Study of Variation of Thermal Expansion Coefficients in Carbon/Epoxy Laminated Composite Plates. *Composites Part B: Engineering* 50 (2013), S. 144–149
- [55] Cowley, K. D. u. Beaumont, P. W.: The Measurement and Prediction of Residual Stresses in Carbon-Fibre/Polymer Composites. *Composites Science and Technology* 57 (1997) 11, S. 1445–1455
- [56] Jeronimidis, G. u. Parkyn, A. T.: Residual Stresses in Carbon Fibre-Thermoplastic Matrix Laminates. *Journal of Composite Materials* 22 (1988) 5, S. 401–415
- [57] Parlevliet, P. P., Bersee, H. E. u. Beukers, A.: Residual Stresses in thermoplastic Composites - A Study of the Literature - Part II: Experimental Techniques. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 38 (2007) 3, S. 651–665
- [58] Shokrieh, M. M. u. Kamali, S. M.: Theoretical and Experimental Studies on Residual Stresses in Laminated Polymer Composites. *Journal of Composite Materials* 39 (2005) 24, S. 2213–2225
- [59] Hohe, J., Schober, M., Fliegner, S., Weiss, K.-P. u. Appel, S.: Effect of Cryogenic Environments on Failure of Carbon Fiber Reinforced Composites. *Composites Science and Technology* 212 (2021)
- [60] Hohe, J., Schober, M., Weiss, K.-P. u. Appel, S.: Verification of Puck's Criterion for CFRP Laminates under Multiaxial Loads at Ambient and Cryogenic Temperatures. *Composites Science and Technology* 228 (2022), S. 109631
- [61] DIN 50100:2022-12. Schwingfestigkeitsversuch - Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile
- [62] Haibach, E.: Betriebsfestigkeit. Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung. VDI-Buch. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag 2006
- [63] O.H. Basquin: The Exponential Law of Endurance Test. *American Society for Testing and Materials* (1910) 10, S. 625–630
- [64] Epaarachchi, J. A. u. Clausen, P. D.: An Empirical Model for Fatigue Behavior Prediction of Glass Fibre-Reinforced Plastic Composites for various Stress Ratios and Test

- Frequencies. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 34 (2003) 4, S. 313–326
- [65] Epaarachchi, J. A. u. Clegg, R.: An Experimental Investigation of the Properties of Cross-Ply Laminate used for Manufacturing of small Aircraft Components. *Composite Structures* 75 (2006) 1-4, S. 93–99
- [66] Philippidis, T. P. u. Vassilopoulos, A. P.: Life Prediction Methodology for GFRP Laminates under Spectrum Loading. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 35 (2004) 6, S. 657–666
- [67] Bartley-Cho, J., Gyu Lim, S., Hahn, H. u. Shyprykevich, P.: Damage Accumulation in Quasi-Isotropic Graphite/Epoxy Laminates under Constant-Amplitude Fatigue and Block Loading. *Composites Science and Technology* 58 (1998) 9, S. 1535–1547
- [68] Harris, B. (Hrsg.): *Fatigue in Composites. Science and Technology of the Fatigue Response of Fibre-Reinforced Plastics*. Amsterdam: Elsevier 2003
- [69] Koch, I.: *Modellierung des Ermüdungsverhaltens textilverstärkter Kunststoffe*. Dissertation. Dresden: Saechsische Landesbibliothek- Staats- und Universitaetsbibliothek Dresden; Technische Universität Dresden 2018
- [70] Laveuve, D.: *Zur rechnerischen Lebensdauerabschätzung für Faser-Kunststoff-Verbunde*. Dissertation. Schriftenreihe LBF-Berichte, FB-259. Stuttgart: Fraunhofer Verlag 2020
- [71] Heislitz, A.: *Ein Beitrag zur Abschätzung der Lebensdauer von Faser-Kunststoff-Verbunden mit einer Erweiterung der nicht-linearen, klassischen Laminattheorie*, Technische Universität Darmstadt Dissertation 2015
- [72] Alderliesten, R. C.: Critical Review on the Assessment of Fatigue and Fracture in Composite Materials and Structures. *Engineering Failure Analysis* 35 (2013), S. 370–379
- [73] Feng, W. W., Reifsnider, K. L., Sendeckyj, G. P., Chiao, T. T., Rodericks, G. L., Stinchcomb, W. W., Vore, L. u. Schulte, K.: Damage Development Near the Edges of a Composite Specimen during Quasi-Static and Fatigue Loading. *Journal of Composites Technology and Research* 6 (1984) 1, S. 3
- [74] Reifsnider, K. L., Schulte, K. u. Duke, J. C.: Long-Term Fatigue Behavior of Composite Materials. In: O'Brien, T. K. (Hrsg.): *Long-Term Behavior of Composites*. West Conshohocken, PA: ASTM International 1983, S. 136–159
- [75] Stinchcomb, W. W.: Nondestructive Evaluation of Damage Accumulation Processes in Composite Laminates. *Composites Science and Technology* 25 (1986) 2, S. 103–118
- [76] Kraus, D.: *Ermüdungsverhalten von Glasfaser-Kunststoff-Verbunden unter thermomechanischer Beanspruchung*. Dissertation. BAM Dissertationsreihe, Bd. 169. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung 2021
- [77] Chou, P. C. u. Croman, R.: Residual Strength in Fatigue Based on the Strength-Life Equal Rank Assumption. *Journal of Composite Materials* 12 (1978) 2, S. 177–194
- [78] Chou, P. C. u. Croman, R.: Degradation and Sudden-Death Models of Fatigue of Graphite/Epoxy Composites. In: *Composite Materials: Testing and Design (Fifth Conference)*. ASTM 1979, 431-455
- [79] Müller, A., Trappe, V., Hickmann, S. u. Ortwein, H.-P.: Investigation of the Infinite Life of Fibre-Reinforced Plastics using X-ray Refraction Topography for the In-Situ, Non-Destructive Evaluation of Micro-Structural Degradation Processes during Cyclic Fatigue

- Loading. In: Christ, H.-J. (Hrsg.): *Fatigue of Materials at Very High Numbers of Loading Cycles*. Wiesbaden: Springer Fachmedien 2018, S. 417–439
- [80] Müller, A.: *Schädigungscharakterisierung an Faser-Kunststoff-Verbunden im Schwingversuch mittels Röntgenrefraktionstopographie unter Berücksichtigung der Matriceigenschaften*. Dissertation. BAM Dissertationsreihe, Bd. 162. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung 2018
- [81] Shokrieh, M. M. u. Taheri-Behrooz, F.: *Progressive Fatigue Damage Modeling of Cross-ply Laminates, I: Modeling Strategy*. *Journal of Composite Materials* 44 (2010) 10, S. 1217–1231
- [82] Hashin, Z. u. Rotem, A.: *A Fatigue Failure Criterion for Fiber Reinforced Materials*. *Journal of Composite Materials* 7 (1973) 4, S. 448–464
- [83] Reifsnider, K. L. u. Gao, Z.: *A Micromechanics Model for Composites under Fatigue Loading*. *International Journal of Fatigue* 13 (1991) 2, S. 149–156
- [84] Lee, C. S. u. Hwang, W.: *Fatigue Life Prediction of Matrix Dominated Polymer Composite Materials*. *Polymer Composites* 21 (2000) 5, S. 798–805
- [85] Revuelta, D., Cuartero, J., Miravete, A. u. Clemente, R.: *A New Approach to Fatigue Analysis in Composites Based on Residual Strength Degradation*. *Composite Structures* 48 (2000) 1-3, S. 183–186
- [86] Shokrieh, M. M. u. Lessard, L. B.: *Progressive Fatigue Damage Modeling of Composite Materials, Part I: Modeling*. *Journal of Composite Materials* 34 (2000) 13, S. 1056–1080
- [87] Shokrieh, M.: *Multiaxial Fatigue Behaviour of Unidirectional Plies based on Uniaxial Fatigue Experiments - I. Modelling*. *International Journal of Fatigue* 19 (1997) 3, S. 201–207
- [88] Kumar, R. u. Talreja, R.: *Fatigue Damage Evolution in Woven Fabric Composites*. 41st Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference and Exhibit. Reston, Virginia: American Institute of Aeronautics and Astronautics 2000
- [89] Carraro, P. A., Maragoni, L. u. Quaresimin, M.: *Prediction of the Crack Density Evolution in Multidirectional Laminates under Fatigue Loadings*. *Composites Science and Technology* 145 (2017), S. 24–39
- [90] Gude, M., Hufenbach, W., Koch, I. u. Protz, R.: *Fatigue Failure Criteria and Degradation Rules for Composites under Multiaxial Loadings*. *Mechanics of Composite Materials* 42 (2006) 5, S. 443–450
- [91] Kennedy, C. R., Brádaigh, C. M. Ó. u. Leen, S. B.: *A Multiaxial Fatigue Damage Model for Fibre Reinforced Polymer Composites*. *Composite Structures* 106 (2013), S. 201–210
- [92] Adden, S.: *Schädigungsverhalten von glasfaserverstärkten Kunststoffen aus Multiaxialgelegen unter biaxialer Ermüdungsbelastung*. Dissertation. Berichte aus der Luft- und Raumfahrttechnik. Aachen: Shaker Verlag 2009
- [93] Flagg, D. L. u. Kural, M. H.: *Experimental Determination of the In Situ Transverse Lamina Strength in Graphite/Epoxy Laminates*. *Journal of Composite Materials* 16 (1982) 2, S. 103–116
- [94] Sebaey, T. A., Costa, J., Maimí, P., Batista, Y., Blanco, N. u. Mayugo, J. A.: *Measurement of the In Situ Transverse Tensile Strength of Composite Plies by means of the Real Time Monitoring of Microcracking*. *Composites Part B: Engineering* 65 (2014), S. 40–46

- [95] Berglund, L., Varna, J. u. Yuan, J.: Effect of Intralaminar Toughness on the Transverse Cracking Strain in Cross-Ply Laminates. *Advanced Composite Materials* 1 (1991) 3, S. 225–234
- [96] Beaumont, P. W. R., Soutis, C. u. Hodzic, A.: *Structural Integrity and Durability of Advanced Composites. Innovative Modelling Methods and Intelligent Design*, Bd. 57. Cambridge: Woodhead Publishing 2015
- [97] Catalanotti, G.: Prediction of In Situ Strengths in Composites: Some Considerations. *Composite Structures* 207 (2019), S. 889–893
- [98] DIN EN 923:2016-03. Klebstoffe - Benennungen und Definitionen
- [99] da Silva, L. F. M., Öchsner, A. u. Adams, R. D.: *Handbook of Adhesion Technology*. Berlin, Heidelberg: Shaker Verlag 2011
- [100] Wittel, H., Jannasch, D., Voßiek, J. u. Spura, C.: *Roloff/Matek Maschinenelemente. Normung, Berechnung, Gestaltung*. Wiesbaden: Springer Vieweg 2017
- [101] Habenicht, G.: *Kleben - erfolgreich und fehlerfrei. Handwerk, Praktiker, Ausbildung, Industrie. Studium*. Wiesbaden: Springer Vieweg 2012
- [102] Doobe, M.: *Kunststoffe erfolgreich kleben*. Wiesbaden: Springer Fachmedien 2018
- [103] Banea, M. D. u. da Silva, L. F. M.: Adhesively Bonded Joints in Composite Materials: An Overview. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications* 223 (2009) 1, S. 1–18
- [104] Goeij, W. C. de, van Tooren, M. u. Beukers, A.: Composite Adhesive Joints under Cyclic Loading. *Materials & Design* 20 (1999) 5, S. 213–221
- [105] Davis, M. u. Bond, D.: Principles and Practices of Adhesive Bonded Structural Joints and Repairs. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 19 (1999) 2-3, S. 91–105
- [106] Schön, J. u. Starikov, R.: Fatigue of Joints in Composite Structures. In: Harris, B. (Hrsg.): *Fatigue in Composites. Science and Technology of the Fatigue Response of Fibre-Reinforced Plastics*. Amsterdam: Elsevier 2003, S. 621–643
- [107] Shang, X., Marques, E., Machado, J., Carbas, R., Jiang, D. u. da Silva, L.: Review on Techniques to improve the Strength of Adhesive Joints with Composite Adherends. *Composites Part B: Engineering* 177 (2019) 4
- [108] Fleischmann, W.: *Strukturelles Kleben*, 2010. [https://www.fast.kit.edu/download/Downloads/Leichtbautechnologie/Strukturelles\\_Kleben\\_100625.pdf](https://www.fast.kit.edu/download/Downloads/Leichtbautechnologie/Strukturelles_Kleben_100625.pdf),
- [109] Born, P.: *Fügetechnologie Kleben für den Fahrzeugbau*. Gastvorlesung, 2018. [https://www.fast.kit.edu/download/Downloads/Leichtbautechnologie/Fügetechnologie\\_Kleben.pdf](https://www.fast.kit.edu/download/Downloads/Leichtbautechnologie/Fügetechnologie_Kleben.pdf), abgerufen am: 07.05.2021
- [110] Fauser, H.: Wärmeleitende Klebstoffe - coole Lösungen für vielseitige Anwendungen. *Adhäsion Kleben & Dichten* 62 (2018) 6, S. 14–19
- [111] Schmatloch, S.: Strukturelles Verkleben von Faserverbundwerkstoffen im Fahrzeugbau. *Lightweight Design* 7 (2014) 3, S. 58–62
- [112] DIN EN ISO 10365:1995-08. Klebstoffe - Bezeichnung der wichtigsten Bruchbilder
- [113] Jüntgen, T.: *Grundlagen des Klebens: Wann Klebverbindungen versagen - und warum*. Konstruktionspraxis (2019) 2
- [114] ASTM D5573-99. Standard Practice for Classifying Failure Modes in Fiber-Reinforced-Plastic (FRP) Joints
- [115] *Adhesive-Bonded Double-Lap Joints* NASA-CR-112235, Hart-Smith, L. J., 1973

- [116] Stewart, M.: An Experimental Investigation of Composite Bonded and/or Bolted Repairs using Single Lap Joint Designs. 38th Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference. Reston, Virginia: American Institute of Aeronautics and Astronautics 1997
- [117] Roy, A., Mabru, C., Gacougnolle, J. L. u. Davies, P.: Damage Mechanisms in Composite/Composite Bonded Joints Under Static Tensile Loading. *Applied Composite Materials* 4 (1997) 2, S. 95–119
- [118] Sun, L., Li, C., Tie, Y., Hou, Y. u. Duan, Y.: Experimental and Numerical Investigations of Adhesively Bonded CFRP Single-lap Joints Subjected to Tensile Loads. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 95 (2019)
- [119] Kelly, G.: Joining of Carbon Fibre Reinforced Plastics for Automotive Applications. Department of Aeronautical and Vehicle Engineering, Royal Institute of Technology, 2004:25
- [120] Banea, M. D., da Silva, L. F. M., Carbas, R. u. Campilho, R. D. S. G.: Effect of Material on the Mechanical Behaviour of Adhesive Joints for the Automotive Industry. *Journal of Adhesion Science and Technology* 31 (2017) 6, S. 663–676
- [121] Neto, J., Campilho, R. u. da Silva, L.: Parametric Study of Adhesive Joints with Composites. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 37 (2012), S. 96–101
- [122] da Silva, L. F. M., Rodrigues, T. N. S. S., Figueiredo, M. A. V., Moura, M. F. S. F. de u. Chousal, J. A. G.: Effect of Adhesive Type and Thickness on the Lap Shear Strength. *The Journal of Adhesion* 82 (2006) 11, S. 1091–1115
- [123] Gleich, D. M., van Tooren, M. J. L. u. Beukers, A.: Analysis and Evaluation of Bondline Thickness Effects on Failure Load in Adhesively Bonded Structures. *Journal of Adhesion Science and Technology* 15 (2001) 9, S. 1091–1101
- [124] K. Vijaya Kumar, Mir Safiulla, A.N Khaleel Ahmed: Influence of UTM Testing Speed On ILSS and Flexural Strength of Fiber Epoxy Composites. *International Journal of Advanced and Innovative Research* (2012) 1
- [125] Das, B., Sahu, S. K. u. Ray, B. C.: Effects of Loading Speed on the Failure Behaviour of FRP Composites. *Aircraft Engineering and Aerospace Technology* 79 (2007) 1, S. 45–52
- [126] Mittelstedt, C., Becker, W., Kappel, A. u. Kharghani, N.: Free-Edge Effects in Composite Laminates - A Review of Recent Developments 2005–2020. *Applied Mechanics Reviews* 74 (2022) 1
- [127] Akpınar, S. u. Aydın, M. D.: 3-D Non-Linear Stress Analysis on the Adhesively Bonded Composite Joint under Bending Moment. *International Journal of Mechanical Sciences* 81 (2014), S. 149–157
- [128] Meschut, G.: Konstruktive Gestaltung geklebter FVK-Mischverbindungen unter Berücksichtigung von Randeffekten. AiF-Projekt 19293. Universität Paderborn 2018
- [129] Machado, J., Nunes, P., Marques, E. u. da Silva, L. F.: Adhesive Joints using Aluminium and CFRP Substrates Tested at Low and High Temperatures under Quasi-Static and Impact Conditions for the Automotive Industry. *Composites Part B: Engineering* 158 (2019), S. 102–116
- [130] Banea, M. D. u. da Silva, L. F. M.: The Effect of Temperature on the Mechanical Properties of Adhesives for the Automotive Industry. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications* 224 (2010) 2, S. 51–62

- [131] Adams, R. D., Coppedale, J., Mallick, V. u. Al-Hamdan, H.: The Effect of Temperature on the Strength of Adhesive Joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 12 (1992) 3, S. 185–190
- [132] Deb, A., Malvade, I., Biswas, P. u. Schroeder, J.: An Experimental and Analytical Study of the Mechanical Behaviour of Adhesively Bonded Joints for Variable Extension Rates and Temperatures. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 28 (2008) 1, S. 1–15
- [133] Kang, S.-G., Kim, M.-G. u. Kim, C.-G.: Evaluation of Cryogenic Performance of Adhesives using cComposite–Aluminum Double-Lap Joints. *Composite Structures* 78 (2007) 3, S. 440–446
- [134] Banea, M. D. u. da Silva, L. F. M.: Mechanical Characterization of Flexible Adhesives. *The Journal of Adhesion* 85 (2009) 4-5, S. 261–285
- [135] Grant, L., Adams, R. D. u. da Silva, L.: Effect of the Temperature on the Strength of Adhesively Bonded Single Lap and T-Joints for the Automotive Industry. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 29 (2009) 5, S. 535–542
- [136] da Silva, L. F. M. u. Adams, R. D.: Effect of Temperature on the Mechanical and Bonding Properties of a Carbon-Reinforced Bismaleimide. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications* 222 (2008) 1, S. 45–52
- [137] da Silva, L. F. M. u. Adams, R. D.: Stress-Free Temperature in a Mixed-Adhesive Joint. *Journal of Adhesion Science and Technology* 20 (2006) 15, S. 1705–1726
- [138] Reifsnider, K. L., Sendekyj, G. P., Wang, S. S., Chiao, T. T., Feng, W., Steven Johnson, W., Stinchcomb, W. W., Johnson, W. S. u. Mall, S.: Influence of Interface Ply Orientation on Fatigue Damage of Adhesively Bonded Composite Joints. *Journal of Composites Technology and Research* 8 (1986) 1, S. 3
- [139] Meneghetti, G., Quaresimin, M. u. Ricotta, M.: Damage Mechanisms in Composite Bonded Joints under Fatigue Loading. *Composites Part B: Engineering* 43 (2012) 2, S. 210–220
- [140] Potter, K., Guild, F., Harvey, H., Wisnom, M. u. Adams, R.: Understanding and Control of Adhesive Crack Propagation in Bonded Joints between Carbon Fibre Composite Adherends I. Experimental. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 21 (2001) 6, S. 435–443
- [141] Casas-Rodriguez, J. P., Ashcroft, I. A. u. Silberschmidt, V. V.: Damage in Adhesively Bonded CFRP Joints: Sinusoidal and Impact-Fatigue. *Composites Science and Technology* 68 (2008) 13, S. 2663–2670
- [142] He, Z., Luo, Q., Li, Q., Zheng, G. u. Sun, G.: Fatigue Behavior of CFRP/Al Adhesive joints - Failure Mechanisms Study using Digital Image Correlation (DIC) Technique. *Thin-Walled Structures* 174 (2022)
- [143] Talmon l'Armée, A.: Analyse interlaminarer Rissentstehung in einschnittigen Überlappungsklebungen zwischen Laminatfügeteilen. Dissertation. Universitäts- und Landesbibliothek Darmstadt 2019
- [144] Çavdar, S., Meschut, G., Wulf, A., Brede, M., Mayer, B., Tittmann, K., Koch, I., Jäger, H., Wacker, J.-D., Rybar, G. u. Melz, T.: FAT-Schriftenreihe 326. Lebensdauerberechnung hybrider Verbindungen. Forschungsvorhaben IGF-Nr. 19187 BG. Forschungsvereinigung Automobiltechnik 2020

- [145] Teijin Carbon Europe GmbH: Tenax Filament Yarn - Product Data Sheet. [https://www.tejincarbon.com/fileadmin/user\\_upload/Datenbl%C3%A4tter/Filament\\_Yarn/Product\\_Data\\_Sheet\\_TSG01en\\_\\_EU\\_Filament\\_.pdf](https://www.tejincarbon.com/fileadmin/user_upload/Datenbl%C3%A4tter/Filament_Yarn/Product_Data_Sheet_TSG01en__EU_Filament_.pdf), abgerufen am: 22.05.2024
- [146] Hexcel Corporation: HexFlow® RTM6 - Product Data Sheet. [https://www.hexcel.com/user\\_area/content\\_media/raw/RTM6\\_RT62\\_HexFlow\\_DataSheet.pdf](https://www.hexcel.com/user_area/content_media/raw/RTM6_RT62_HexFlow_DataSheet.pdf), abgerufen am: 27.05.2024
- [147] Fraunhofer IGCV: Fertigungsprotokoll zur Herstellung von CFK/RTM6-Platten im Vakuuminfusionsverfahren, 2022
- [148] Fraunhofer LBF: GOHybrid - Hybride Leichtbauäder. Sichere Klebeverbindungen in hochbelasteten hybriden Strukturbauteilen. <https://www.lbf.fraunhofer.de/de/projekte/hybride-leichtbauaeder-kleben-hybrider-strukturbauteile.html>, abgerufen am: 28.05.2024
- [149] Gemmel Metalle: Legierungsbeschreibung AlMgSi1 F30, 2024. [https://www.gemmelmetalle.de/downloads/Legierungsbeschreibung\\_AlMgSi1\\_F30.pdf](https://www.gemmelmetalle.de/downloads/Legierungsbeschreibung_AlMgSi1_F30.pdf)
- [150] DIN EN ISO 527-5:2022-05. Kunststoffe - Bestimmung der Zugeigenschaften - Teil 5: Prüfbedingungen für unidirektional faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe
- [151] ASTM D3518/D3518M. Test Method for In-Plane Shear Response of Polymer Matrix Composite Materials by Tensile Test of a 45 Laminate
- [152] Johnson, W. S., Masters, J. E., Wilson, D. W., Ganesh, V. K. u. Naik, N. K.: ( $\pm 45$ ) Degree Off-Axis Tension Test for Shear Characterization of Plain Weave Fabric Composites. *Journal of Composites Technology and Research* 19 (1997) 2, S. 77
- [153] DIN 53752:1980-12. Prüfung von Kunststoffen; Bestimmung des thermischen Längenausdehnungskoeffizienten
- [154] Anguita, J. V., Smith, C. T. G., Stute, T., Funke, M., Delkowski, M. u. Da Silva, S. R. P.: Dimensionally and Environmentally Ultra-Stable Polymer Composites Reinforced with Carbon Fibres. *Nature materials* 19 (2020) 3, S. 317–322
- [155] ISO 13003:2003-12. Faserverstärkte Kunststoffe - Bestimmung des Ermüdungsverhaltens unter zyklischer Beanspruchung
- [156] DIN EN ISO 6892-1:2020-06. Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur
- [157] DIN 50125:2022-08. Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben
- [158] DIN EN 15870:2009-08. Klebstoffe - Bestimmung der Zugfestigkeit von Stumpfklebungen
- [159] DIN EN 14869-2:2011-07. Strukturklebstoffe - Bestimmung des Scherverhaltens struktureller Klebungen - Teil 2: Scherprüfung für dicke Fügebauteile
- [160] DIN EN ISO 9664:1995-08. Klebstoffe - Verfahren zur Prüfung der Ermüdungseigenschaften von Strukturklebungen bei Zugscherbeanspruchung
- [161] Lampe, A.: Numerische Lebensdauerabschätzung für CFK-Komponenten in einer hybriden Klebeverbindung, Technische Universität Darmstadt Masterthesis 2019
- [162] Rachor, V.: Numerische und experimentelle Versagensanalyse der Faserverbundkomponente in einer hybriden Klebeverbindung, Technische Universität Darmstadt Masterthesis 2023
- [163] DNV RP-F112:2019-09. Design of duplex stainless steel subsea equipment exposed to cathodic protection. Appendix A.1

- [164] Schmidt, H.: Schwingfestigkeitsanalyse struktureller Klebverbindungen unter Belastung mit variablen Amplituden. Dissertation. Schriftenreihe LBF-Berichte FB, Bd. 239. Stuttgart: Fraunhofer Verlag 2014

## 9 Vorabveröffentlichungen

Teilergebnisse dieser Arbeit sind in folgenden Veröffentlichungen und studentischen Arbeiten erschienen:

### Wissenschaftliche Paper und Forschungsberichte

- Wacker, J.-D., Kloska, T., Linne, H., Decker, J., Janes, A., Huxdorf, O. u. Bose, S.: Design and Experimental Analysis of an Adhesive Joint for a Hybrid Automotive Wheel. *Processes* 11 (2023) 3
- Wacker, J.-D., Laveuve, D., Contell Asins, C. u. Büter, A.: Design of a Composite Nose Wheel for Commercial Aircraft. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 1024 (2021)
- Wacker, J.-D., Tittmann, K., Koch, I., Laveuve, D. u. Gude, M.: Fatigue Life Analysis of Carbon Fiber Reinforced Polymer (CFRP) Components in Hybrid Adhesive Joints. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 52 (2021) 11, S. 1230–1247
- Çavdar, S., Meschut, G., Wulf, A., Brede, M., Mayer, B., Tittmann, K., Koch, I., Jäger, H., Wacker, J.-D., Rybar, G. u. Melz, T.: FAT-Schriftenreihe 326. Lebensdauerberechnung hybrider Verbindungen. Forschungsvorhaben IGF-Nr. 19187 BG. Forschungsvereinigung Automobiltechnik 2020

### Konferenzen und Fachvorträge

- Wacker, J.-D.: Hybrid Wheels – Reliable Adhesive Joints in Structural Components. Users Conference UC16 – 08.11.2023, Darmstadt
- Wacker, J.-D.: Design of hybrid adhesive joints under thermal and fatigue loading. In: Adhesives Symposium on Innovations in Adhesives and their Applications, 31.03.2022, München
- Wacker, J.-D.: Charakterisierung eines Strukturklebstoffs unter Temperatur- und Ermüdungslasten. Arbeitskreissitzung Werkstoffmodelle und Simulation, Forschungsgesellschaft Kunststoffe e.V., 21.11.2021, Darmstadt
- Wacker, J.-D.: Development of a composite nose wheel for commercial aircraft. 10th EASN Virtual International Conference on Innovation in Aviation & Space. 03.09.2022

### Betreute studentische Arbeiten

- Rachor, V.: Numerische und experimentelle Versagensanalyse der Faserverbundkomponente in einer hybriden Klebverbindung, Technische Universität Darmstadt, Masterthesis 2023
- Kachouri, M.: Numerische Analysen zum Versagen von Faserverbundkomponenten in hybriden Klebverbindungen unter Temperatureinfluss, Hochschule Darmstadt, Masterthesis 2023
- Lampe, A.: Numerische Lebensdauerabschätzung für CFK-Komponenten in einer hybriden Klebverbindung, Technische Universität Darmstadt, Masterthesis 2019

# Anhang

## Anhang zur experimentellen Analyse (Kapitel 3)

A1 Parameter zur Beschreibung der Zeitfestigkeitsgeraden aus den zyklischen Versuchen an KV45-Probekörper für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 10, 50 und 90 %

$\sigma_{x,o,N=10^6}$ [MPa]			$k$ [-]	$T_\sigma$ [-]
$P_{\dot{u}} = 10\%$	$P_{\dot{u}} = 50\%$	$P_{\dot{u}} = 90\%$		
88,2	82,8	77,6	18,0	1 : 1,14

## Anhang zur Analytik (Kapitel 4)

A2 Parameter des PUCK-Kriteriums zur Berechnung der ZFB-Anstrengung für verschiedene Temperaturen ohne Berücksichtigung des *In situ*-Effekts; verwendet für analytische Berechnung des QI- und KV-Laminats, sowie für die Konvergenzanalyse

Beschreibung	Parameter	Wert			
		$T = -40\text{ °C}$	$T = 23\text{ °C}$	$T = 110\text{ °C}$	$T = 150\text{ °C}$
Festigkeiten der UD-Schicht	$R_1^+$ [MPa]	1.720 <sup>6</sup>			
	$R_1^-$ [MPa]	-1.095 <sup>6</sup>			
	$R_2^+$ [MPa]	62,6 <sup>6</sup>	58,0 <sup>6</sup>	42,8 <sup>6</sup>	37,4 <sup>6</sup>
	$R_2^-$ [MPa]	-204,0 <sup>7</sup>	-189,0 <sup>6</sup>	-150,7 <sup>7</sup>	-139,6 <sup>7</sup>
	$R_{12}$ [MPa]	100,7 <sup>6</sup>	86,2 <sup>6</sup>	60,9 <sup>6</sup>	45,3 <sup>6</sup>
Neigungsparameter	$p_{21}^+$ [-]	0,35 <sup>8</sup>			
	$p_{21}^-$ [-]	0,30 <sup>8</sup>			
	$p_{23}^+$ [-]	0,25 <sup>8</sup>			
	$p_{23}^-$ [-]	0,20 <sup>8</sup>			

<sup>6</sup> Experimentell ermittelter Kennwert

<sup>7</sup> Interpolierter Kennwert

<sup>8</sup> Literaturempfehlung nach SCHÜRMAN [7]

### A3 In der Konvergenzanalyse berechnete ZFB-Anstrengungen für verschiedene Elementgrößen an verschiedenen Positionen

Ermittelte ZFB-Anstrengung für verschiedene Elementgrößen in z-Richtung, für zwei z-Positionen, bei  $x = 20$  mm und  $y = 12,5$  mm; Angabe der Abweichung von  $f_{E,ZFB}$  zur vorherigen Elementgröße in %

Anz. Elemente / Schichtdicke	[-]	1	2	4	8
$f_{E,ZFB}$ ( $z = 0,15$ mm)	[-]	2,799	3,010 (+7,5 %)	3,149 (+4,6 %)	3,260 (+3,5 %)
$f_{E,ZFB}$ ( $z = 0,275$ mm)	[-]	-	1,588	1,692 (+6,6 %)	1,703 (+0,65 %)

Ermittelte ZFB-Anstrengung für verschiedene Elementgrößen in x-Richtung, für zwei z-Positionen, bei  $x = 20$  mm und  $y = 12,5$  mm; Angabe der Abweichung von  $f_{E,ZFB}$  zur vorherigen Elementgröße in %

$EsizeX$	[mm]	0,5	0,25	0,125	0,0625
$f_{E,ZFB}$ ( $z = 0,15$ mm)	[-]	2,478	2,880 (+16,2 %)	3,145 (+9,2 %)	3,341 (+6,2 %)
$f_{E,ZFB}$ ( $z = 0,275$ mm)	[-]	1,658	1,692 (+2,1 %)	1,710 (+1,1 %)	1,715 (+0,3 %)

Ermittelte ZFB-Anstrengung für verschiedene Elementgrößen in y-Richtung, für zwei z-Positionen, bei  $x = 20$  mm und  $z = 0,275$  mm; Angabe der Abweichung von  $f_{E,ZFB}$  zur vorherigen Elementgröße

$EsizeY$	[mm]	0,5	0,25	0,125	0,0625
$f_{E,ZFB}$ ( $y = 0$ )	[-]	1,7393	1,764 (-1,40 %)	1,776 (-0,68 %)	1,778 (-0,12 %)
$f_{E,ZFB}$ ( $y = 0,5$ mm)	[-]	1,7863	1,794 (-0,43 %)	1,793 (+0,07 %)	1,792 (+0,02 %)

### Anhang zur numerischen Analyse (Kapitel 5)

A4 In der numerischen Analyse verwendeten Festigkeits- und Neigungsparameter des PUCK-Kriteriums zur Berechnung der ZFB-Anstrengung

Beschreibung	Parameter	Wert
Festigkeiten der UD-Schicht	$R_1^+$ [MPa]	1.720 <sup>6</sup>
	$R_1^-$ [MPa]	-1.095 <sup>6</sup>
	$R_2^+$ [MPa]	58,1 <sup>6</sup>
	$R_2^-$ [MPa]	-138,6 <sup>6</sup>
	$R_{12}$ [MPa]	85,1 <sup>6</sup>
Neigungsparameter	$p_{21}^+$ [-]	0,35 <sup>8</sup>
	$p_{21}^-$ [-]	0,30 <sup>8</sup>
	$p_{23}^+$ [-]	0,25 <sup>8</sup>
	$p_{23}^-$ [-]	0,20 <sup>8</sup>

### Anhang zur Festigkeitsbewertung der FKV-Metall-Klebverbindung (Kapitel 6)

A5 Parameter des temperaturabhängigen PUCK-Kriteriums zur Berechnung der ZFB-Anstrengung mit Berücksichtigung des Insitu-Effekts; verwendet für die Festigkeitsbewertung der FKV-Metall-Klebverbindung unter Temperatureinfluss

Beschreibung	Parameter	Wert			
		$T = -40\text{ °C}$	$T = 23\text{ °C}$	$T = 110\text{ °C}$	$T = 150\text{ °C}$
Festigkeiten der UD-Schicht	$R_1^+$ [MPa]	1.720 <sup>6</sup>			
	$R_1^-$ [MPa]	-1.095 <sup>6</sup>			
	$R_{2,insitu}^+$ [MPa]	85,8 <sup>6</sup>	79,5 <sup>6</sup>	63,8 <sup>6</sup>	58,7 <sup>6</sup>
	$R_2^-$ [MPa]	-204,0 <sup>7</sup>	-189,0 <sup>6</sup>	-150,7 <sup>7</sup>	-139,6 <sup>7</sup>
	$R_{12}$ [MPa]	100,7 <sup>6</sup>	86,2 <sup>6</sup>	60,9 <sup>6</sup>	45,3 <sup>6</sup>
Neigungsparameter	$p_{21}^+$ [-]	0,35 <sup>8</sup>			
	$p_{21}^-$ [-]	0,30 <sup>8</sup>			
	$p_{23}^+$ [-]	0,25 <sup>8</sup>			
	$p_{23}^-$ [-]	0,20 <sup>8</sup>			

<sup>6</sup> Experimentell ermittelter Kennwert

<sup>7</sup> Interpolierter Kennwert

<sup>8</sup> Literaturempfehlung nach SCHÜRMAN [7]

### A6 Schichtspannungen bei den verschiedenen Temperaturstufen ausgewertet aus der Simulation V2 (ohne ILTE) der FKV-Metall-Klebverbindung in der äußersten 90° Schicht

Schichtspannungen bei  $T = -40\text{ °C}$  ausgewertet aus der Simulation V2 (ohne ILTE) der Scherzugprobe in der äußersten 90° Schicht bei  $x = 20\text{ mm}$ ,  $y = 0,5\text{ mm}$ ,  $z = 0,275\text{ mm}$

Lastschritt	Lastwert	$\sigma_1$ [MPa]	$\sigma_2$ [MPa]	$\sigma_3$ [MPa]	$\tau_{23}$ [MPa]	$\tau_{13}$ [MPa]	$\tau_{12}$ [MPa]	$f_{E,ZFB}$ [-]
2.0	$\Delta T = -190\text{ K}$	-21,2	24,6	25,0	-17,8	-8,2	26,8	0,58
2.2	$F_x = 1\text{ kN}$	-19,9	41,1	33,2	-22,7	-6,1	24,3	0,74
2.4	$F_x = 2\text{ kN}$	-19,0	54,2	37,7	-26,1	-4,7	22,2	0,89
2.6	$F_x = 3\text{ kN}$	-18,2	65,0	39,9	-28,3	-3,6	20,5	1,00
2.8	$F_x = 4\text{ kN}$	-17,7	74,3	40,5	-29,9	-2,8	18,9	1,09
2.10	$F_x = 5\text{ kN}$	-17,4	82,4	40,5	-31,1	-2,2	17,7	1,17
2.12	$F_x = 6\text{ kN}$	-17,2	89,7	40,0	-31,9	-1,8	16,7	1,24

Schichtspannungen bei  $T = 23\text{ °C}$  ausgewertet aus der Simulation V2 (ohne ILTE) der Scherzugprobe in der äußersten 90° Schicht bei  $x = 20\text{ mm}$ ,  $y = 0,5\text{ mm}$ ,  $z = 0,275\text{ mm}$

Lastschritt	Lastwert	$\sigma_1$ [MPa]	$\sigma_2$ [MPa]	$\sigma_3$ [MPa]	$\tau_{23}$ [MPa]	$\tau_{13}$ [MPa]	$\tau_{12}$ [MPa]	$f_{E,ZFB}$ [-]
2.0	$\Delta T = -127\text{ K}$	-14,1	16,8	18,7	11,3	-6,2	15,2	0,43
2.2	$F_x = 1\text{ kN}$	-13,7	33,3	26,8	-16,1	-5,1	14,3	0,61
2.4	$F_x = 2\text{ kN}$	-13,4	46,7	31,3	-19,5	-4,1	13,4	0,78
2.6	$F_x = 3\text{ kN}$	-13,2	57,7	33,9	-21,9	-3,3	12,5	0,91
2.8	$F_x = 4\text{ kN}$	-13,1	67,1	35,3	-23,7	-2,6	11,6	1,01
2.10	$F_x = 5\text{ kN}$	-12,9	75,3	35,8	-25,0	-2,2	10,8	1,11
2.12	$F_x = 6\text{ kN}$	-12,8	82,6	35,5	-26,0	-1,6	10,1	1,19

Schichtspannungen bei  $T = 110\text{ °C}$  ausgewertet aus der Simulation V2 (ohne ILTE) der Scherzugprobe in der äußersten 90° Schicht bei  $x = 20\text{ mm}$ ,  $y = 0,5\text{ mm}$ ,  $z = 0,275\text{ mm}$

Lastschritt	Lastwert	$\sigma_1$ [MPa]	$\sigma_2$ [MPa]	$\sigma_3$ [MPa]	$\tau_{23}$ [MPa]	$\tau_{13}$ [MPa]	$\tau_{12}$ [MPa]	$f_{E,ZFB}$ [-]
2.0	$\Delta T = -40\text{ K}$	-4,3	5,1	5,9	-3,5	-1,9	4,3	0,16
2.2	$F_x = 1\text{ kN}$	-4,9	19,9	13,8	-8,0	-1,6	4,1	0,41
2.4	$F_x = 2\text{ kN}$	-5,3	31,6	18,4	-11,1	-1,3	3,9	0,60
2.6	$F_x = 3\text{ kN}$	-5,6	41,4	20,2	-13,2	-0,9	3,6	0,75
2.8	$F_x = 4\text{ kN}$	-5,8	49,5	20,8	-14,5	-0,6	3,3	0,87
2.10	$F_x = 5\text{ kN}$	-6,0	56,3	20,6	-15,3	-0,3	3,0	0,97
2.12	$F_x = 6\text{ kN}$	-6,2	62,2	19,8	-15,7	-0,2	2,8	1,05

Schichtspannungen bei  $T = 150\text{ °C}$  ausgewertet aus der Simulation V2 (ohne ILTE) der Scherzugprobe in der äußersten  $90^\circ$  Schicht bei  $x = 20\text{ mm}$ ,  $y = 0,5\text{ mm}$ ,  $z = 0,275\text{ mm}$

Lastschritt	Lastwert	$\sigma_1$ [MPa]	$\sigma_2$ [MPa]	$\sigma_3$ [MPa]	$\tau_{23}$ [MPa]	$\tau_{13}$ [MPa]	$\tau_{12}$ [MPa]	$f_{E,ZFB}$ [-]
2.0	$\Delta T = 0$	0	0	0	0	0	0	0
2.2	$F_x = 1\text{ kN}$	-0,9	14,4	7,8	-4,3	-0,1	0,1	0,26
2.4	$F_x = 2\text{ kN}$	-1,8	25,7	12,1	-7,0	-0,1	0,3	0,46
2.6	$F_x = 3\text{ kN}$	-2,6	35,2	13,9	-9,0	-0,1	0,5	0,61
2.8	$F_x = 4\text{ kN}$	-3,3	43,1	14,1	-10,1	0,0	0,6	0,74
2.10	$F_x = 5\text{ kN}$	-3,7	49,4	13,1	-10,4	0,1	0,7	0,83
2.12	$F_x = 6\text{ kN}$	-4,1	54,8	14,5	-11,5	0,1	0,8	0,91

A7 Parameter des PUCK-Kriteriums zur Berechnung der ZFB-Anstrengung für verschiedene Temperaturen mit Berücksichtigung des *In situ*-Effekts; verwendet für die Festigkeitsbewertung der FKV-Metall-Klebverbindung unter Temperatureinfluss

Beschreibung	Parameter	Wert			
		$N = 10^3$	$N = 10^4$	$N = 10^5$	$N = 10^6$
Festigkeiten der UD-Schicht	$R_1^+$ [MPa]	1.720 <sup>6</sup>			
	$R_1^-$ [MPa]	-1.095 <sup>6</sup>			
	$R_{2,0}^+$ [MPa]	43,0 <sup>6</sup>	39,1 <sup>6</sup>	35,9 <sup>6</sup>	32,6 <sup>6</sup>
	$R_{2,0}^-$ [MPa]	-145,1 <sup>6</sup>	-135,3 <sup>6</sup>	-126,1 <sup>6</sup>	-117,6 <sup>6</sup>
	$R_{12,0}$ [MPa]	62,9 <sup>6</sup>	55,3 <sup>6</sup>	48,6 <sup>6</sup>	42,8 <sup>6</sup>
Neigungsparameter	$p_{21}^+$ [-]	0,35 <sup>8</sup>			
	$p_{21}^-$ [-]	0,30 <sup>8</sup>			
	$p_{23}^+$ [-]	0,25 <sup>8</sup>			
	$p_{23}^-$ [-]	0,20 <sup>8</sup>			

<sup>6</sup> Experimentell ermittelter Kennwert

<sup>7</sup> Interpolierter Kennwert

<sup>8</sup> Literaturempfehlung nach SCHÜRMANN [7]