

Gestaltung von Formschlussverbindungen in Thermoplast-CFK-Metall-Hybriden auf verschiedenen Skalenebenen

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Dr.-Ing.

von der Fakultät Maschinenbau
der Technischen Universität Dortmund

Dissertation

vorgelegt von

M.Sc. Fabian Günther

aus

Dresden

Tag der mündlichen Prüfung: 11.11.2022

1. Gutachter: Prof. Dr. Ulrich Handge
2. Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Markus Stommel

Dortmund, 2022

Vorwort

Die vorliegende Dissertation ist im Rahmen der Forschungstätigkeit zum Projekt *Einfluss, Detektion und Vorhersage von Defekten in großserientauglichen Hybridverbunden für Metall/CFK-Leichtbautragstrukturen* entstanden. Dieses Projekt ist Teil des Schwerpunktprojektes (SPP) 1712 *Intrinsische Hybridverbunde - Grundlagen der Fertigung, Charakterisierung und Auslegung* der Deutschen Forschungsgesellschaft (DFG) gewesen. Das Teilprojekt wurde in Kooperation des Lehrstuhls für Kunststofftechnologie (LKT) der TU Dortmund unter Betreuung von Prof. M. Stommel gemeinsam mit dem LLB der Universität des Saarlandes und dem wbk am Karlsruher Institut für Technologie bestritten. Aus dieser Tätigkeit heraus ist in der ersten Projektphase das Design eines mehrarmigen CFK-Metall-Hybriden entstanden, die Herstellung entwickelt und eine grundlegende Untersuchung der mechanischen Eigenschaften vorgenommen worden. Dies bildete die Grundlage für die zweite Projektphase, in welcher die weitergehende Erforschung des Anbindungssystems mit Fokus auf die Grenzflächengestaltung erfolgte.

Das Projekt wurde zudem durch eine enge Zusammenarbeit mit dem Institut für Informatik der Universität Leipzig (BSV) im Bereich der Visualisierung von tensoriellen Daten aus computergestützten Simulationen bereichert. Dabei wurden Methoden für eine umfassendere Nutzung der berechneten Daten zur Gestaltung des Anbindungssystems entwickelt.

Die folgende Niederschrift beruht auf den Forschungsergebnissen der zweiten Projektphase und beinhaltet die mechanische Gestaltoptimierung auf Grundlage der Untersuchung der Wirkmechanismen von Oberflächenelementen in der CFK-Metall-Hybridgrenzfläche mit thermoplastischer Zwischenkomponente.

Danksagung

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Prof. Markus Stommel für die Betreuung meiner Doktorarbeit. Für sein entgegengebrachtes Vertrauen bei der Gestaltung meines Forschungsprojektes sowie die wichtigen Impulse und den großen Gestaltungsfreiraum bei der Umsetzung meiner Forschungstätigkeit bin ich ihm sehr verbunden.

Herrn Prof. Ulrich Handge danke ich für die Erstellung des Erstgutachtens meiner Dissertation an der Fakultät Maschinenbau der TU Dortmund. Für die konstruktive Kritik sowie die bereitwillige Übernahme der Betreuung bedanke ich mich ausdrücklich.

Des Weiteren bedanke ich mich für die Zusammenarbeit, die wissenschaftlichen Diskussionen und den freundschaftlichen Umgang bei meinen geschätzten Kollegen am Lehrstuhl für Kunststofftechnologie. Im Besonderen gilt mein Dank Julian Dührkoop für die technische Unterstützung bei der Fertigung von Werkzeugen und Prüfkörpern. Hervorheben möchte ich zudem Markus Muth, welcher die vorangegangene Projektphase betreute und von dessen Erfahrung ich nach der Übernahme profitieren durfte. Ebenfalls ein großer Dank gilt Vanessa Kretzschmar für die gute Zusammenarbeit im Bereich der simulativen Auslegung und Visualisierung. Darüber hinaus möchte ich mich bei den Kollegen des Forschungsprojektes vom LLB in Saarbrücken, dem wbk in Karlsruhe und dem BSV in Leipzig bedanken.

Ebenfalls gilt ein besonderer Dank meinen ehemaligen wissenschaftlichen Hilfskräften Jan Ewens und Danilo Kessler, welche mich tatkräftig und mit viel Begeisterung sowohl bei der Gestaltung und Auslegung als auch den experimentellen Untersuchungen unterstützt und bei der Lösung vielseitiger Herausforderungen begleitet haben.

Allen fleißigen Lektoren danke ich herzlich für ihre Mühe und die guten Hinweise.

Zu guter Letzt möchte ich meine Verbundenheit zu meiner Familie ausdrücken, deren Unterstützung ich stets gewiss sein kann. Für die notwendige Balance zwischen Arbeit und Freizeit danke ich meinen Freunden, welche für Ablenkung und Erholung von den universitären Herausforderungen sorgten. Für den Rückhalt und Zuspruch in der intensiven Abschlussphase sowie die gemeinsame Zeit danke ich von ganzem Herzen meiner Freundin Laura Müllers.

Kurzzusammenfassung

In der Automobilindustrie werden Leichtbaukonzepte metallischer Werkstoffe weiterentwickelt und mit faserverstärkten Kunststoffen im Multimaterialverbund kombiniert. Dabei führen Verbindungen artfremder Materialien zu werkstoffspezifischen sowie konstruktiven Herausforderungen, zu denen die mechanische Gestaltung eines Anbindungssystems und dessen Grenzflächen zählen.

In dieser Arbeit wird der Einfluss der Oberflächengestaltung auf die Verbundfestigkeit und das Schädigungsverhalten derartiger Verbindungen untersucht. In simulativen Studien wird die Funktion von mesoskaligen, formschlüssigen Pin-Strukturen analysiert und die Wirkungsweise der Geometrie und Anordnung der Pins unter Beachtung der Wechselwirkung mit adhäsiven Grenzflächeneigenschaften beschrieben.

In quasistatischen und dynamischen Experimenten werden Einflüsse und Funktionen von Formschlussüberlagerung mehrerer Skalenebenen erforscht. Dabei werden der Rauheitseinfluss auf der Mikroskala, die Pin-Strukturen auf der Mesoskala und das Einlegerdesign auf der Makroskala und deren Zusammenwirken analysiert. Die Entwicklung eines geeigneten Prüfkörpers dient als Basis für die Untersuchung von lastpfadorientierten Pin-Strukturen und deren Auswirkung auf die Verbundfestigkeit und das Schadensverhalten in Abhängigkeit zur Grenzflächenhaftfestigkeit des Hybridverbunds. Die Erkenntnisse werden in Gestaltungshinweisen für Thermoplast-CFK-Metall-Hybridgrenzflächen zusammengefasst.

Abstract

In the automotive industry, lightweight construction concepts of metallic materials are expanded and combined with fibre-reinforced plastics in multi-material composites. Thereby, connections of dissimilar materials lead to material-specific as well as constructive challenges including the mechanical design of a connection system and its interfaces.

The influence of surface design on joint strength and damage behavior is the focus of this investigation. Simulation studies are conducted to analyze the functionality of interlocking mesoscale pin structures and to describe how the geometry and arrangement of pins interact with adhesive bond strengths.

In quasi-static and dynamic experiments, influences and functions of interlocking superposition on several scale levels are explored. This includes the influence of surface roughness on the microscale, the pin structures on the mesoscale and the inserter design on the macroscale as well as their interactions. The development of a specific test specimen enables the investigation of load-path oriented pin structures and their effect on the bond strength and damage behavior. The influence of the interfacial adhesion strength on these properties is considered in the experimental set-up. The findings are summarized in design instructions for thermoplastic-CFRP-metal hybrid interfaces.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Motivation.....	3
1.2	Zielsetzung.....	4
1.3	Wissenschaftliche Fragestellungen.....	4
1.4	Vorgehensweise	5
2	Stand der Technik.....	6
2.1	Werkstoffgrundlagen.....	6
2.1.1	Thermoplastische und duroplastische Kunststoffe	7
2.1.2	Faserwerkstoffe.....	8
2.1.3	Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV)	9
2.2	Anbindungskonzepte und -eigenschaften	11
2.2.1	Klebeverbindungs- und Grenzschichteigenschaften	12
2.2.2	Grenzschichtschädigung	13
2.2.3	Kraftleitung und Lastpfade.....	14
2.2.4	Hybridverbund	16
2.3	Oberflächenstrukturen	17
2.3.1	Rauheitseinfluss	18
2.3.2	Mesoskalige Oberflächenstrukturen	19
2.4	Grundlagen zur numerischen Berechnung von Hybridanbindungen.....	22
2.4.1	Materialmodellierung	22
2.4.2	Grenzflächenmodellierung.....	28
2.5	Mechanische Prüfmethoden	31
2.5.1	Quasistatische Zugprüfung.....	31
2.5.2	Dynamisch mechanische Schwingfestigkeitsprüfung	32
2.5.3	Treppenstufenverfahren	33
3	Grundlagenuntersuchungen.....	36
3.1	Prüfkörperherstellung.....	36
3.2	Mikroskalige Oberflächenstrukturen.....	37
3.2.1	Quasistatische Untersuchung.....	38
3.2.2	Dynamisch-zyklische Untersuchung.....	39
3.3	Einfluss mesoskaliger Pin-Strukturen	41
3.4	Thesen und Fragestellungen zur Grundlagenuntersuchung	43
3.5	Erkenntnisse und Vorgaben zur Prüfkörperentwicklung	44

4	Numerische Untersuchung.....	45
4.1	Modellbildung	45
4.1.1	Modellierung der Thermoplastkomponente	47
4.1.2	Modellierung des CFK-Werkstoffs	47
4.1.3	Modellierung der Werkstoffgrenzfläche.....	48
4.1.4	Berücksichtigung der Variation von Anbindungseigenschaften im Verbund	50
4.2	Einfluss der Geometrie mesoskaliger Pin-Strukturen	50
4.2.1	Zylindrische Pin-Geometrie	50
4.2.2	Oval zylindrische Pin-Geometrie.....	53
4.3	Einfluss der Anordnung mesoskaliger Pin-Strukturen	57
4.3.1	Zufällige Variation der Pin-Anordnung (Monte-Carlo-Verfahren)	57
4.3.2	Systematische Variation der Pin-Anordnung.....	64
5	Entwicklung der Hybridprüfkörper	71
5.1	Prüfkörpergestaltung	71
5.1.1	Abmessungen des Prüfkörpers.....	71
5.1.2	Prüfkörperdesign.....	72
5.1.3	Beanspruchung in der Prüfkörpergrenzfläche.....	74
5.1.4	Dimensionierung und Platzierung der Pin-Strukturen	74
5.2	Herstellung der Prüfkörper	76
5.2.1	Herstellung des Einlegers	77
5.2.2	Hybridisierung im Harzinjektionsverfahren.....	78
6	Experimentelle Untersuchungen	80
6.1	Prüfmethoden und Darstellung der Ergebnisse	80
6.1.1	Quasistatische Zugprüfung	81
6.1.2	Dynamische Schwingfestigkeit.....	83
6.2	Ergebnisse der DLJ-Untersuchung.....	85
6.2.1	Mikroskalige Oberflächenstruktur.....	85
6.2.2	Mesoskalige Oberflächenstruktur.....	86
6.3	T-Hybrid Untersuchungsreihe mit mehraxialer Beanspruchung	89
6.3.1	Mikroskalige Oberflächenstruktur.....	89
6.3.2	Mesoskalige Pin-Strukturen	91
6.3.3	Zusammenführung meso- und mikroskaliger Oberflächenstrukturen.....	97
6.4	Dynamisch-mechanische Schwingfestigkeitsprüfung	99
6.4.1	Wirkung mesoskaliger Strukturen bei schwacher Grenzflächenhaftung	99
6.4.2	Wirkung meso- und mikroskaliger Strukturen	102
6.5	Schädigungsmechanismen und Versagensverhalten.....	103
6.6	Diskussion der Versuchsergebnisse.....	107

6.6.1	Bewertung der Prüfkörper	107
6.6.2	Einordnung und Beurteilung der Ergebnisse	108
6.6.3	Anbindungsmechanismen	110
7	Hinweise zur Gestaltung der Hybridverbundgrenzfläche	112
7.1	Einflussfaktoren	112
7.2	Geometrie der mesoskaligen Strukturen.....	113
7.3	Anordnung und Platzierung der Pins	114
7.4	Lastpfadorientierte Pin-Strukturen	115
8	Zusammenfassung	116
8.1	Fazit	117
8.2	Ausblick.....	118
9	Abkürzungsverzeichnis.....	120
10	Formelzeichen.....	123
11	Literaturverzeichnis.....	125

Anhang

A1	Werkstoffdatenblätter.....	A-2
A2	Kraft-Weg-Diagramme der einzelnen SLJ-Kurven	A-5
A2.1	Mikroskaliger Oberflächenrauheit	A-5
A2.2	Mesoskalige Pin-Strukturen	A-6
A3	Helius PFA Werkstoffdaten.....	A-8
A4	DLJ einzelne Kraft-Weg-Kurven	A-9
A5	T-Hybrid einzelne Kraft-Weg-Kurven	A-11
A5.1	Adhäsionsfreie einzelne Kraft-Weg-Kurven	A-13
A5.2	Energieumsetzung aus den Kraft-Weg-Kurven.....	A-14

1 Einleitung

Die vorliegende Dissertation dient der Erforschung der Funktion und Gestaltung von Formschlussverbindungen in CFK-Metall-Hybridbauteilen für eine weitergehende Verwendung im konstruktiven Leichtbau der Automobilindustrie. Carbon- oder kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe (CFK) stellen einen hervorragenden Hochleistungswerkstoff im Bereich des Leichtbaus dar [Ehr06]. Hohe Werkstoff- und Produktionskosten sind der Grund, weshalb sich der Einsatz vorrangig auf die Anwendungsbereiche Luft- und Raumfahrt, Motorsport oder Spezialmaschinenbau beschränkte [Sch07]. Die Hybridtechnologie im werkstofflichen Leichtbau beschreibt die Bauteilherstellung mittels Kombination mehrerer funktionspezifischer Materialien, welche überwiegend aus Metallblechen und Kunststoffelementen bestehen [Ehr04, Kle13, Nei14]. Den Forschungsprojekten des Schwerpunktprogramms (SPP) 1712 ist die Entwicklung von Hybridverbundkonzepten gemeinsam, welche Großserientauglichkeit durch in den Fertigungsprozess integrierte Fügeverfahren erlauben [Fle18, Fle21]. Dies wird als *intrinsisch* bezeichnet und ermöglicht Zeit- und Kostenersparnisse in der Fertigung. Abhängig vom Hybridbauteil und den Produktionsprozessen sind Zeitersparnisse zwischen 15-70 % realisierbar [Fle21]. Damit kann aktuellen Herausforderungen der Automobilindustrie entsprochen werden. Diese liegen u.a. im steigenden Fahrzeuggewicht aufgrund des wachsenden Ausstattungs- und Funktionsbedarfs, was entgegen politischer Vorgaben für emissionsarme und energieeffiziente Fahrzeuge steht [Eic13, Fri13]. Neben der bereits weit fortgeschrittenen Entwicklung des Verbrennungsmotors verbleibt überwiegend eine Optimierung des Fahrzeuggewichtes zur Reduktion des Kraftstoffverbrauchs und Minderungen von Emissionswerten. Zudem motiviert die begrenzte Reichweite batteriebetriebener Elektrofahrzeuge die Substitution von Fahrzeugkomponenten durch Leichtbauwerkstoffe, wie CFK [Eic13, Sie14].

Der sinnvolle und gezielte Einsatz von CFK erfolgt im Multimaterialverbund, welchem eine beanspruchungsgerechte Kombination unterschiedlicher Werkstoffe je nach Eigenschaften und Anwendung zugrunde liegt [Fle18]. Für die Materialkombinationen sind die Anbindung und die Grenzflächengestaltung von großer Bedeutung. Demnach stellt die Anbindung zwischen CFK und Metall im Automobilsektor ein aktuelles Forschungsthema dar. Die klassischen Fügeprozesse des Klebens und der Bolzenverbindungen sind nur bedingt für die Großserie geeignet. Hier stellen innovative Anbindungskonzepte zum Fügen von CFK und Metallen Lösungen auf Grundlage intrinsischer Hybridtechnologien dar [Fle21, Fle18].

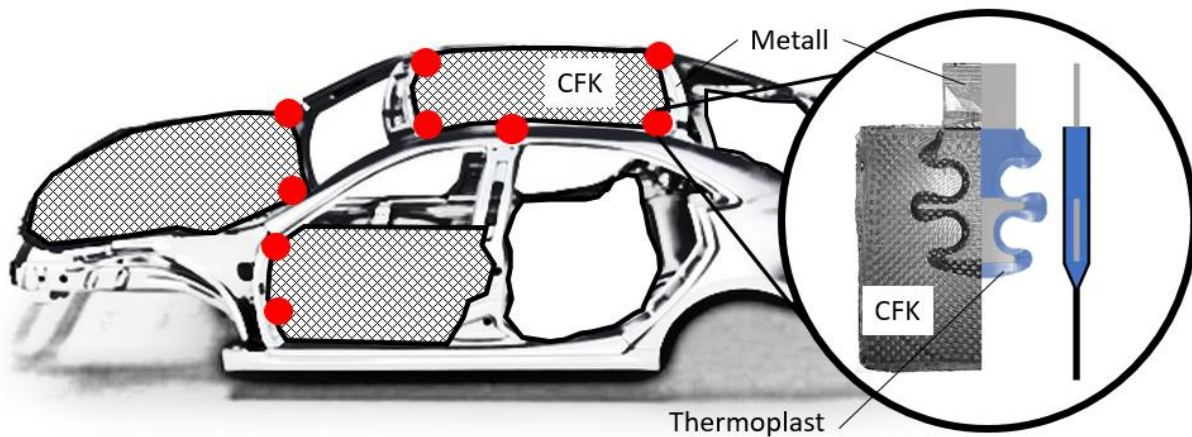


Abbildung 1: Fahrzeugkarosserie mit punktuellen Anbindungsbereichen (rot) für dünnwandige, schalenförmige CFK-Metall-Hybridverbindungen und das sechsarmige „Hybrid“-Anbindungskonzept mit Schnitt- und Seitenansicht, thermoplastische Kunststoffkomponente des Einlegers (blau)

Die Grundlage für diese Arbeit bildet ein Anbindungskonzept mit einem „Handschuh“-förmigen Metalleinleger als Krafteinleitungselement in einer dünnwandigen CFK-Schale [Poh17] (siehe Abbildung 1). Einsatz finden diese punktuellen CFK-Metallverbindungen beispielsweise als Dach-, Hauben- oder Kotflügelanbindung in Automobilkarosserien. Die Besonderheit des Anbindungskonzepts liegt in einer thermoplastischen Zwischenkomponente, welchen den Metalleinleger im CFK ummantelt.

Skalenebenen

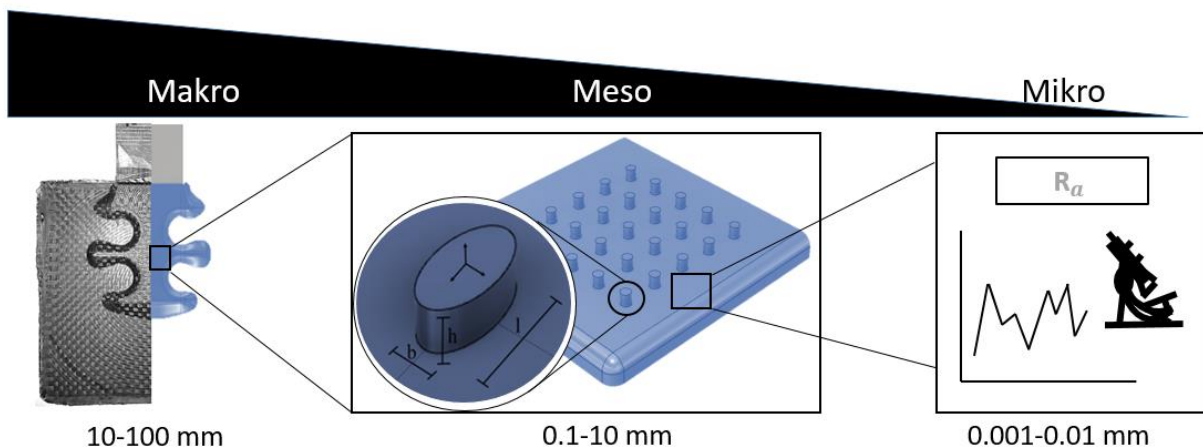


Abbildung 2: Skalenebenen des mechanischen Formschlusses mit Größenordnungen - Makroskala (Einlegergeometrie), Mesoskala (Pin-Struktur), Mikroskala (Rauheit der Oberfläche)

Der mechanische Formschluss der Hybridanbindung existiert innerhalb verschiedener Größenskalen, welche in *Makro*, *Meso* und *Mikro* unterteilt und als Skalenebenen bezeichnet werden (siehe Abbildung 2). Neben der *makroskaligen* Armstruktur des Einlegers ist die mechanische Grenzflächengestaltung des Hybriden ein wichtiger Einflussfaktor auf die Verbundeigenschaften. Dabei beschreibt die *mikroskalige* Ebene

den mechanischen Einfluss der Oberflächenrauheit auf die Anbindungsfestigkeit, wie es bereits für diverse Grenzflächen untersucht wurde [Bon16, Hab09, Sha02, Hit81]. Diese bezieht sich auf Größenordnungen im Mikrometerbereich. Die mesoskalige Gestaltungsebene stellt hingegen geometrische Strukturen in der Grenzfläche im Millimeterbereich dar, welche in Form von Pins, Löchern, Wänden oder Rillen ausgeformt sein können [Mes98]. Die makroskalige Hybridgestalt ist in vorangegangenen Arbeiten bereits grundlegend entwickelt und untersucht worden [Poh17, Kie17, Poh18, Sum18b].

1.1 Motivation

Die Anwendung und Erforschung *mesoskaliger* Oberflächenstrukturen in der Grenzfläche von Kunststoff-Kunststoffanbindungen zwischen Thermoplast und Duroplast ist nur für wenige Anwendungen bekannt [Gar17, Poh16]. Zudem sind die Funktionen, die solche mesoskaligen Strukturen in der Hybridanbindung mit dünnwandigen CFK-Schalenelementen erfüllen, nicht beschrieben und sollen daher im Rahmen dieser Arbeit systematisch analysiert werden. Die Anwendung von mesoskaligen Oberflächenstrukturen und ein gesteigertes Verständnis für deren Wirkmechanismen ermöglicht weitergehende Optimierung der Pin-Geometrie sowie deren gezielte Platzierung in der Hybridgrenzfläche. Mit Hilfe von numerischen Berechnungen und entsprechenden Visualisierungstechniken können Lastpfade in der Grenzfläche dargestellt und zur Verbesserung des mechanischen Einflusses auf die Verbundfestigkeit angewendet werden [Kra14, Kel99, Kre20, Zob15]. Dies ist bisher nicht auf die Platzierung von mesoskaligen Strukturen appliziert worden.

Auch die bereits erwähnte Kunststoff-Kunststoff-Grenzfläche und deren Konsolidierung im intrinsischen Harzinjektionsverfahren birgt werkstoffseitige Herausforderungen, welche sich auf das Adhäsionsverhalten und die Grenzschichteigenschaften auswirken. Dahingehend sind eine mögliche Wärmebehandlung zur spezifischen Einstellung der Matrixwerkstoffeigenschaften im CFK sowie deren Auswirkungen auf die Verbundgrenzfläche zu untersuchende Fragestellungen für das Anbindungskonzept.

Die Kombination mechanischer Formschlüsse auf unterschiedlichen Skalenebenen bietet Möglichkeiten zur Festigkeitsoptimierung und Verbesserung der Schadensentwicklung. In genormten Versuchen geschieht die Erforschung von meso- oder mikroskaligen Hinterschnitten unabhängig von der makroskaligen Gestalt der Anbindungsfläche. Wechselwirkungen der Formschlüsse auf der Makro-, Meso- und Mikroebene werden dabei nicht berücksichtigt.

Mit Blick auf die Verbundfestigkeit ist die Schadensentwicklung ein bedeutendes Thema im Rahmen der Entwicklung von Hybridanbindungen. Die Untersuchung der Beeinflussung und Steuerung der Schädigungsentwicklung mit Hilfe von mesoskaligen Pin-Strukturen ist in vielen Bereichen noch eine offene Forschungsfrage. Dies gilt

sowohl für die Schädigungsausbreitung bei quasistatischer als auch für den Einsatz bei dynamischer Belastung. Besonders unter schwingender Beanspruchung zeigt das Hybridanbindungskonzept hohe Widerstandsfähigkeit in Bezug auf die Schädigungsausbreitung im Vergleich zu Vollmetalleinlegern [Sum18b]. Dabei ist die Funktion von mesoskaligen Strukturen noch nicht erforscht und kann sowohl schädigungshemmend und energieabsorbierend als auch schädigungsfördernd wirken.

1.2 Zielsetzung

Das Thema dieser Arbeit ist eingebettet in das übergeordnete Ziel der Entwicklung einer hochfesten Verbindung zwischen CFK- und Metallbauteilen unter der Prämisse einer großserientauglichen Fertigung. Dabei werden eine maximale Lebensdauer und eine hohe Energieaufnahme im Schadensfall angestrebt. Voraussetzung dafür ist ein verbessertes Verständnis der Grenzflächenhaftmechanismen und des Zusammenwirkens der Formschlussverbindungen unterschiedlicher Skalenebenen.

Der Fokus liegt auf der Untersuchung der gezielten mechanischen Gestaltung der Grenzflächen im CFK-Thermoplast-Hybridverbund unter Berücksichtigung der Grenzflächenhafteigenschaften. Dazu sind meso- und mikroskalige Konstruktionselemente zur Optimierung der formschluss-dominierten Hybridanbindung in experimentellen und simulativen Untersuchungen zu erschließen. Es sollen Erkenntnisse über die Funktionsweise von mesoskaligen Oberflächenstrukturen und deren Wechselwirkung im Verbund unter quasistatischen und dynamisch-zyklischen Belastungen gewonnen werden. Ferner ist die Wirkungsweise lastpfadorientierter Grenzflächenstrukturen in uni- und mehraxialen Beanspruchungszuständen zu analysieren. Dies geschieht unter der Hilfenahme von computergestützten numerischen Berechnungen und der Verwendung von Visualisierungstechniken zur Darstellung von Lastpfaden. Schlussfolgernd aus den Versuchsergebnissen sind Gestaltungshinweise für die mechanische Grenzflächengestaltung von CFK-Hybriden abzuleiten.

1.3 Wissenschaftliche Fragestellungen

Aus der Einleitung in die Thematik des Hybridanbindungskonzeptes und der vorangegangenen Motivation ergeben sich folgende wissenschaftliche Fragestellungen:

- I. Welche Wirkung haben mesoskalige Oberflächenstrukturen in der Verbundgrenzfläche und welchen Effekt hat die Überlagerung geometrischer Hinterschneidungen auf mehreren Skalenebenen auf die Festigkeit und Schadensentwicklung unter quasistatischer oder dynamischer Belastung?
- II. Welchen Einfluss hat die Geometrie der Oberflächenstrukturen und deren Anordnung auf die Verbundfestigkeit bei uni- und mehraxialer Beanspruchung?

- III. In wie weit sind die Verbundeigenschaften durch eine lastpfadorientierte Gestaltung der Oberflächenstrukturen modifizierbar und zu steuern?
- IV. Wie stark ist die Wechselwirkung mesoskaliger Oberflächenstrukturen mit den Grenzflächenhafteigenschaften der intrinsisch gefügten Verbundpartner?
- V. Wie hoch ist das Potential zur Stärkung der Verbundfestigkeit durch Oberflächenstrukturen unter dynamischer Belastung bei Berücksichtigung der guten mechanischen Eigenschaften der thermoplastischen Zwischenschicht?

1.4 Vorgehensweise

Zur Beantwortung der Forschungsfragen werden sowohl experimentelle Untersuchungen als auch numerische Berechnungen angewandt. Nach einem thematischen Überblick zum Stand der Technik schließen sich Grundlagenuntersuchungen mit einfach-überlappten Zugscherprüfkörpern an. Diese umfassen die Betrachtung des Einflusses der Oberflächenrauheit unter quasistatischer und dynamischer Belastung sowie erste Versuche zur Bestimmung des Einflusses einzelner und mehrerer mesoskaliger Pin-Strukturen. Ausgehend von den Grundlagenuntersuchungen erfolgt die Gestaltung eines geeigneten Prüfkörpers unter Berücksichtigung des multiskaligen Formschlusses auf Mikro-, Meso- und Makroebene. Numerische Berechnungen finden Einsatz zur Bestimmung einer optimierten Pin-Geometrie sowie von geeigneten Pin-Anordnungen. Dies erfolgt mit Hilfe von Parameterstudien und unter Verwendung entsprechender Materialmodelle zur Abbildung des Schädigungsverhaltens.

In den Experimenten wird zunächst der Einfluss einfacher runder Pins erforscht. Dabei wird der Einfluss der Grenzflächenhaftung mit Hilfe unterschiedlich getemperter Prüfkörper analysiert. An Hand der in dieser Arbeit entwickelten Hybridprüfkörper werden lastpfadorientierte Pin-Strukturen den Ergebnissen mit runden Pins gegenübergestellt und deren Funktionsweisen verglichen. Weitergehend erfolgt die Zusammenführung von makro-, meso- und mikroskaligem Formschluss in der quasistatischen Untersuchung kombinierter Prüfkörpervarianten. Die dynamisch-zyklischen Untersuchungen werden mit Hilfe des Treppenstufenverfahrens nach Hück [Hüc83] zur Bestimmung der dynamischen Verbundfestigkeit durchgeführt und ausgewertet. Abschließend erfolgt die Ableitung von Gestaltungshinweisen aus den Erkenntnissen der simulativen und experimentellen Untersuchungen.

2 Stand der Technik

Das Kapitel beinhaltet die werkstoff- und herstellungsseitigen Aspekte der Komponenten des Hybridverbundes. Dieser besteht aus einem metallischen Einleger, einer thermoplastischen Kunststoffummantelung und dem kohlenstofffaserverstärkten Kunststoffverbund (CFK). Im Hinblick auf das konkrete Forschungsthema dieser Dissertation werden Verbindungsmechanismen und deren Grenzflächeneigenschaften betrachtet. Von besonderem Interesse sind die Gestaltungsmöglichkeiten der Grenzschichten sowie Aussagen zum mechanischen Verhalten. Weitergehend werden die Grundlagen zur numerischen Berechnung von Hybridverbunden beschrieben. Abschließend erfolgt eine Darstellung der quasistatischen und dynamischen Prüfmethoden, welche die Grundlage für die mechanische Charakterisierung des Anbindungssystems darstellt.

2.1 Werkstoffgrundlagen

Im Fahrzeugbau kommen verschiedenste Stahl- und Aluminiumlegierungen zum Einsatz [Fri13, Sch21]. Die Grenzfläche zwischen Metall und Thermoplast ist für das Versagensverhalten des Verbundes nachrangig und wurde bereits in verschiedenen Arbeiten zur Umspritztechnik untersucht [Bon16, Hab09]. Von vorrangigem Interesse für die hier durchgeführten Untersuchungen sind dagegen die verwendeten Kunststoffarten und deren Grenzflächen.

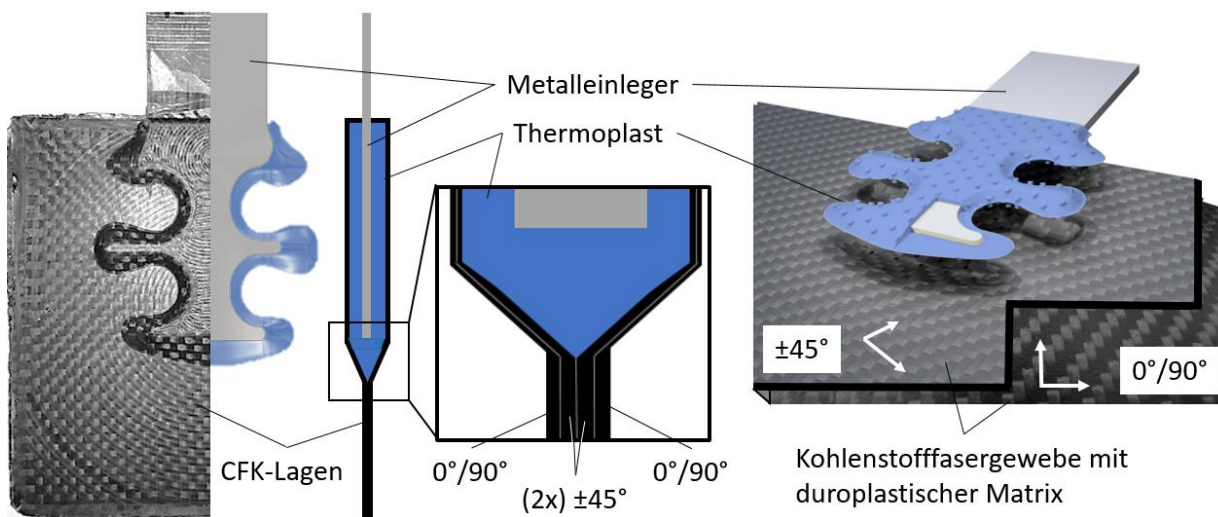


Abbildung 3: Komponenten der Hybridanbindung: Metalleinleger, Thermoplast-Ummantelung und CFK-Lagen mit Gewebeerorientierung, isometrische Explosionsdarstellung der Hybridanbindung

Der Hybridverbund bezeichnet ein Bauteil, welches durch die Kombination mehrerer Werkstoffe hergestellt wird. Er kann als Verbindungssystem in der Verbundbauweise (Hybridstruktur, Mischbauweise, engl. multi material design) vielseitig eingesetzt und an spezifische Anforderungen angepasst werden [Nei14]. Die Absicht besteht in einer

gezielten Verwendung von Synergieeffekten sowohl durch die Kombination der Eigenschaften der eingesetzten Werkstoffe und Werkstoffklassen [Ehr06] als auch auf der Bauteilebene durch die Verwendung bestimmter Bauteilkomponenten.

2.1.1 Thermoplastische und duroplastische Kunststoffe

Kunststoffe werden nach dem physikalischen Aufbau und den Eigenschaften in drei Arten unterteilt: Thermoplaste, Duroplaste (Duromere) und Elastomere [Men11]. Die Art des Kunststoffs, der chemische Aufbau sowie Zusätze (Additive, Füllstoffe und Verstärkungen) bestimmen das mechanische Werkstoffverhalten. Auf das Verformungsverhalten unter quasistatischer Zugbelastung wirken sich darüber hinaus Einflussgrößen wie Belastungsgeschwindigkeit, -dauer, Geometrie der Prüfkörper, Herstellungsparameter und Umwelteinflüsse (Temperatur) aus [Sae13].

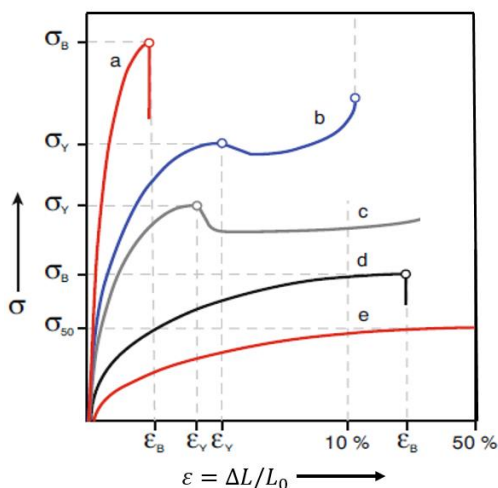


Abbildung 4: Spannungs (σ)-Dehnung (ϵ)-Diagramm von Kunststoffen: spröde (a), duktil (b), verstreckbar (c), weich gemacht (d und e), Indizes: B=Bruch, Y=Streckgrenze, 50=Spannung bei 50% Dehnung [Sae13]

Das Spannungs-Dehnungs-Verhalten reicht von hart zu weich elastisch mit viskoplastischer Verformungen und duktilen oder spröden Brüchen (siehe Abbildung 4). Bei Kunststoffen mit Faserverstärkung tritt überwiegend ein hartelastisches Verhalten mit sprödem Bruchversagen auf, wie im Verlauf (a) zu sehen [Sae13].

Bei der Verarbeitung von **Thermoplasten** wird sich die Eigenschaft der Aufschmelzbarkeit aufgrund der unvernetzten Polymermoleküle zu Nutze gemacht [Men11]. Die Verarbeitung im urformenden Spritzgießverfahren ermöglicht einen hohen Automatisierungsgrad und ist für große Stückzahlen in der Serienfertigung ausgezeichnet geeignet [Joh04, Els13]. Zudem erlaubt das Spritzgießen umfangreiche Möglichkeiten bei der Gestaltung der Einlegergeometrie auf verschiedenen Skalen. Das Verbundspritzgießen mit Einlegern (engl. insert over moulding) zählt zu den

Hybridfertigungsverfahren, da durch das Überspritzen anderer Werkstoffkomponenten ein Verbund im Fertigungsprozess erzielt wird [Ehr04].

Den unvernetzten Thermoplasten stehen die **Duroplaste** mit vernetzten Polymermolekülen gegenüber, welche u.a. als Matrixwerkstoff für CFK-Bauteile eingesetzt werden. Zur Herstellung von CFK-Verbundbauteilen werden vorrangig Epoxidharze verwendet. Das noch unvernetzte niedrigviskose Harz-Härter-Gemisch vor der Verarbeitung imprägniert im Harzinjektionsverfahren (Resin Transfer Moulding, RTM) die Fasergewebehalbzüge. Nach der Aushärtung (Konsolidierung, Vernetzung) des Harzes bildet es die formgebende und kraftübertragende Matrix des CFK-Verbunds. Der Vorteil bei der Anwendung der Duroplaste sind die einfache und gute Verarbeitbarkeit aufgrund der geringen Viskosität sowie die guten mechanischen Eigenschaften nach der Verarbeitung [Ehr06, Nei14, Els13]. Bei den hier vorliegenden Epoxidharzen härtet das Harz-Härter-Gemisch in einer Polyadditionsreaktion aus. Die mechanischen Eigenschaften des Harzsystems sind abhängig vom Aushärtegrad. Dieser ist ein Maß zur Bestimmung des Anteils der erfolgten Vernetzungen im Kunststoff. Von dem Vernetzungsgrad hängen wiederum die Eigenschaften Zähigkeit, Festigkeit und Steifigkeit ab. Sofern durch den Herstellungsprozess die Duroplaste nicht vollständig ausgehärtet sind, wird durch eine anschließende Wärmebehandlung oberhalb der Glasübergangstemperatur die Nachvernetzung gesteuert. Dieser Temperprozess ermöglicht eine gezielte Einstellung der o.g. mechanischen Eigenschaften des Verbundes. Durch diese Wärmebehandlung lassen sich Eigenspannungen im Kunststoff abbauen, welche ggf. durch Abkühl- und Schwindungsprozesse auftreten.

Ein Verfahren zur Bestimmung des Aushärtegrades ist die kalorimetrische Differenzanalysen (DSC). Mit ihrer Hilfe wird die Enthalpiedifferenz zwischen einer unvollständig und einer vollständig ausgehärteten Probe eines Reaktionsharzes gemessen. Der Aushärtegrad A_{DSC} einer Probe wird nach Gl. 1 aus der Gesamtreaktionsenthalpie ΔH_{ges} des Harzsystems und der freiwerdenden Reaktionsenthalpie ΔH_r einer Probe bestimmt. [Ehr03]

$$A_{DSC} = \left(1 - \frac{\Delta H_r}{\Delta H_{ges}}\right) \times 100 \text{ [%]} \quad \text{Gl. 1}$$

2.1.2 Faserwerkstoffe

Fasern werden als werkstoffliche Konstruktionselemente nach dem Vorbild pflanzlicher Strukturen eingesetzt. Der Grund für die guten Eigenschaften liegt in vier Paradoxa der Werkstoffe begründet [Ehr06]:

1. Der Unterschied zwischen theoretischer und praktischer Eigenschaften des Grundwerkstoffes, so ertragen diese nur einen Bruchteil der theoretischen Festigkeit.

2. Die Faserform weist eine höhere Festigkeit als die kompakte Formen auf, da die Auftretswahrscheinlichkeit für versagenskritische Fehlstellen im Querschnitt geringer wird.
3. Je kleiner die Einspannlänge der Faser desto größer die Festigkeit (siehe 2.)
4. Verbundwerkstoffe haben eine höhere Festigkeit als die schwächere Komponente und können einen höheren Anteil der theoretischen Festigkeit der stärkeren Komponente aufnehmen.

Es gibt drei Arten der Faserverstärkung: Kurz-, Lang- und Endlosfasern. Die Länge der Kurzfasern beträgt zwischen 0,1-1 mm, für Langfasern 1-50 mm und für Endlosfasern größer 50 mm [Sch07]. Endlosfasern werden in Gelegen, Gewirken, Geflechten oder Geweben verschiedener Arten als Halbzeugen verarbeitet. Als Werkstoffe kommen Glas-, Aramid-, Natur- oder Kohlenstofffasern zum Einsatz, welche aufgrund ihrer atomaren Zusammensetzung und des Aufbaus eigene Eigenschaftsprofile aufweisen. Im Vergleich weisen Kohlenstofffasern die besten mechanischen Eigenschaften mit Blick auf Steifigkeit und Festigkeit auf. Aufgrund einer starken Anisotropie der Kohlenstofffasern gilt dies nur für Belastungen in Faserrichtung. [Ehr06]

2.1.3 Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV)

Faser-Kunststoff-Verbunde (FKV) oder faserverstärkte Kunststoffe (FVK) gelten als eine Werkstoffklasse und stellen im eigentlich Sinne eine Konstruktion aus verstärkenden Faserhalbzeugen und füllenden Matrixwerkstoffen dar [Sch07]. Die duktile Matrix und die hochfesten Fasern haben unterschiedliche Aufgaben im FVK. Während die Matrix die Fasern schützt, die geometrische Form des FVK beibehält und die Lasten von außen zu den Fasern leiten, bewirken die Fasern vorrangig die hohen Steifigkeits- und Festigkeitswerte des Verbundes. Für die Belastbarkeit der Fasern ist deren Orientierung ausschlaggebend, da die Eigenschaften bei Kohlenstofffasern hochgradig anisotrop sind. Dies gilt gleichermaßen für die Verbundeigenschaften, welche von der Faserorientierung des Lagenaufbaus abhängen (siehe Abbildung 5) [Ehr04, Ehr06, Sch07]. Die Kombination sehr guter mechanischer Eigenschaften der Faserverstärkungen und die geringe Dichte der Kunststoffmatrix ermöglichen hohe spezifische Werkstoffkennwerte, welche u.a. große Vorteile im Bereich des Leichtbaus bieten [Nei14].

CFK gehört zu den faserverstärkten Kunststoffen (FVK) und ist damit ein Verbundwerkstoff. Im Falle des CFK werden Endlosfaserhalbzeuge als uni- oder bidirektionale Gelege oder Gewebe eingesetzt. Die Halbzeuge sind im Verbund maßgeblich für die mechanischen Eigenschaften verantwortlich, welche durch die Struktur, den Aufbau und die Orientierung eingestellt werden. Die meso- und mikromechanische Struktur des CFK umfasst den Fasergehalt, die Faserbündelstärke sowie die Art des Gewebeaufbaus (siehe Abbildung 5). Diese drei Charakteristika

beeinflussen das mikromechanische Verhalten innerhalb einer CFK-Schicht.

Der Aufbau des CFK-Bauteils (Laminat) umfasst die Anzahl, Dicke und Anordnung der einzelnen Schichten sowie deren Orientierung und ist bestimmend für die globalen mechanischen Eigenschaften [Sch07, Ehr06]. Für eine näherungsweise anisotrope Verstärkung werden Laminare mit einer Orientierung der Lagen in 0° , $\pm 45^\circ$ und 90° -Richtung aufgebaut. Dazu ist bei bidirektionalen Geweben eine um 45° verdrehte Anordnung, auch Flugzeugbau-Laminat genannt, ausreichend [Sch07].

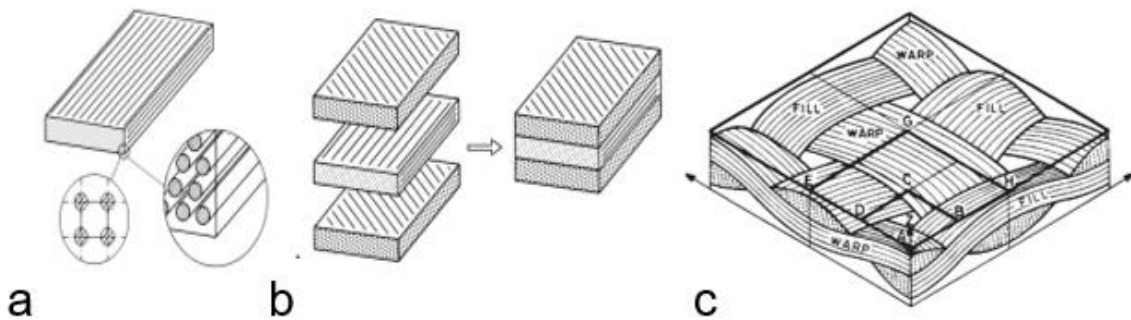


Abbildung 5: a) Unidirektionale Schicht mit quadratischer Faserpackung b) Laminat-Lageaufbau mit unterschiedlich orientierten Einzelschichten [Sch07], c) Ausschnitt einer schematisch dargestellten Gewebestruktur mit onduliertem Schuss- (warp) und Kettgarn (fill) [Har03]

Zu den FVK zählen neben den endlosfaserverstärkten Kunststoffen auch die lang- und kurzfaserverstärkten Kunststoffe. Die Kurzfaserverstärkung wird in einem bestimmten volumen- oder gewichtsbezogenen Anteil dem Kunststoff beigefügt. Dies hat deutliche Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften der Kunststoffe, wie in Tabelle 1 zu sehen. [Men11, Ehr06] Die Eigenschaften von kurzfaserverstärkten Kunststoffen sind für die weitere Arbeit von nachrangigem Interesse und werden daher nicht näher betrachtet.

Tabelle 1: Vergleich der Eigenschaften der Thermoplaste des unverstärkten und verstärkten Polyphthalamid (PPA, Vestamid HTplus Evonik)

Abkürzung	E-Modul	Zugfestigkeit	Bruchdehnung	Dichte	Quelle
PPA	3500 MPa	90 MPa	3.0 %	1.20 g/cm ³	[Evo18a]
PPA GF30	11000 MPa	160 MPa	1.7 %	1.43 g/cm ³	[Evo18b]

Das **Schadens- und Versagensverhalten für FVK-Werkstoffe** ist aufgrund der heterogenen Werkstoffstruktur komplex und hängt von der Art und dem Aufbau des FVK ab. Zudem hat die Belastungsart und die daraus resultierenden Beanspruchungen auf der meso- und mikromechanischen Ebene großen Einfluss auf die Schadensentstehung und Schädigungsentwicklung. Für unidirektionale verstärkte FVK ist eine Schadensvorhersagen anhand von Vergleichskriterien bestimmbar [Sch07,

Ehr06]. Dazu gehört das Wirkebenenkriterium nach Puck [Puc96], welches Schadensvorhersagen in Abhängigkeit der Beanspruchungsart und Orientierung bei unidirektionalen Schichten ermöglicht.

Die Schädigungen für gewebte FVK können in *inter-* und *translaminares* Risswachstum unterteilt werden. *Interlaminares* Risswachstum beschreibt die Rissausbreitung zwischen zwei Gewebelagen und wird auch als *Delamination* aufgrund eines Matrixversagens bezeichnet. Das *translaminares* Risswachstum beschreibt eine Schädigungsausbreitung durch die Gewebelage und ist verbunden mit einem Bruchversagen der Gewebefasern. Dieses, durch Mikrorisse gesteuert Versagen, kann als nicht-selbstähnliche Schädigungsausbreitung beschrieben werden. Diese setzt eine probabilistische Betrachtung des Schädigungsprozesses zur Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit voraus [Sum18b]. Alternativ kann das Schädigungsverhalten mit Hilfe von numerischen Berechnungen bestimmt werden. Dabei ist abhängig von der Modellierung die Berücksichtigung der Beanspruchung der einzelnen Komponenten auf mikromechanischer Ebene möglich (siehe Abschnitt 2.4.1).

2.2 Anbindungskonzepte und -eigenschaften

Die Entwicklung neuer Werkstoffe und die funktionale Werkstoffkombination für Leichtbauanwendungen eröffnen zahlreiche Forschungs- und Anwendungsfelder im Bereich der Anbindungskonzepte. Im Allgemeinen wird zwischen drei Verbindungsmechanismen unterschieden, welchen bestimmten Fertigungsverfahren zugeordnet werden [Sch07, Hab18]:

- Stoffschluss: Klebe- und Schweißverbindungen
- Kraftschluss: Press- und Klemmverbindungen
- Formschluss: Schlaufen-, Keilanschlüsse und Bolzenverbindungen (Schrauben, Nieten)

Die meisten klassischen Fügeverfahren werden den werkstofflichen und konstruktiven Ansprüchen des werkstoffgerechten Leichtbaus nicht gerecht oder erweisen sich als nachteilig für die großserientaugliche Fertigung. So setzen Klebeverbindungen große Überlappungsbereiche, Bolzenverbindungen dickwandige Lamine oder Schlaufenverbindungen einen hohen individuellen Fertigungsaufwand voraus. Amancio et al. [Ama09, Pra17] geben einen Überblick zu Verbindungstechnologien für Metall-Kunststoffe und Metall-Verbundwerkstoffe. Diese umfassen Kombinationen aus klassischen Bolzenverbindungen mit Klebung, wie Clinchen-Kleben, Schrauben-Kleben und verschiedene Nietverfahren. Die Autoren resümieren, dass diese Verfahren meist zeit- und kostenintensive Fertigungsprozesse darstellen. Demgegenüber erweist sich die Spritzgießtechnik, mit dem Überspritzverfahren eines Einlegers (insert over moulding), für Metall-Kunststoffverbindungen als großserientaugliches Fügeverfahren mit guten Anbindungseigenschaften [Ama09, Bon16, Ehr04]. Voraussetzung ist eine

geeignete Oberflächenbeschaffenheit als wichtiger Einflussfaktor auf die Qualität der Verbunde, wie dies bei Klebverfahren und intrinsisch gefügten Hybriden der Fall ist [Gru08, Bon16].

2.2.1 Klebeverbindungs- und Grenzschichteigenschaften

Die intrinsische Fügung des Hybridverbundes durch das urformende Verfahren der Harzinjektion ist kein klassischer Klebprozess. Es besteht jedoch eine große Schnittmenge insbesondere bei den Grenzflächenhaftungsmechanismen. Daher werden die Mechanismen der Klebstoffverbindung in der nachfolgenden Betrachtung für die Hybridverbunde übernommen. Ein großer Vorteil von Klebeverbindungen ist die gleichmäßige Spannungsverteilung in Abhängigkeit der Klebstoffdicke und -eigenschaften. Je ausgeprägter die Oberflächenstrukturen sind, desto mehr Einfluss nehmen diese auf die Spannungsverteilung, was aus Untersuchungen bei Niet-Klebungen bekannt ist [Hab09].

Wichtige Einflussgrößen auf die Hafteigenschaften, speziell bei Kunststoffklebungen, sind die Sauberkeit der Oberfläche, das Benetzungsverhalten, die chemische Reaktivität, Diffusionsvorgänge und die Grenzschichtoberfläche. Bei der Betrachtung der Grenzflächenhafteigenschaften vereinen sich verschiedene chemische und thermodynamische Prozesse. Diese sind hinreichend bekannt und erforscht [Hab09]. Relevant für die vorliegende Arbeit sind die mechanischen Einflüsse der mikroskaligen und mesoskaligen Oberflächengestaltungen in Abhängigkeit von der Grenzschichtfestigkeit.

Die Grenzschichtfestigkeit setzt sich zusammen aus den Festigkeiten der einzelnen Werkstoffe (Kohäsionsfestigkeit) und der Grenzschichtfestigkeit (Adhäsionsfestigkeit). Die Kohäsion meint den inneren Zusammenhalt der Grundwerkstoffe (z. B. des Kunststoffes), die Adhäsion bezeichnet die Haftung zwischen den Werkstoffen [Hab09, DIN16a]. Nach DIN 53283 ist als Gesamtfestigkeit einer Klebeverbindung die Festigkeit bei Versagen der schwächsten Komponente definiert, wobei es sich um ein adhäsives oder kohäsives Versagen handeln kann. Dies hat auch für den Hybridverbund Gültigkeit, so dass eine umfassende Berücksichtigung aller Einflüsse auf die Hybridfestigkeit vorgenommen werden muss.

Eigenstressungen in der Anbindungsfläche und den Verbundkomponenten wirken sich ebenfalls auf die Kohäsionsfestigkeit aus. Diese treten in Werkstoffen fertigungsbedingt aufgrund von Schwindung und der gehemmten Verformungseigenschaften auf.



Abbildung 6: Schematische Darstellung der Oberflächenarten: geometrische Oberfläche , wahre Oberfläche und wirksame Oberfläche [Hab09]

Die Adhäsion fasst eine Vielzahl unterschiedlicher Mechanismen zusammen, welche übergeordnet in *mechanische* und *spezifische* Adhäsion unterteilt werden können. Die *mechanische* Adhäsion wirkt durch Verankerung des Klebstoffs in Poren, Kapillaren oder Hinterschneidungen auf der Substratoberfläche. Demgegenüber beruht die *spezifische* Adhäsion auf chemischen, physikalischen und thermodynamischen Gesetzmäßigkeiten und bildet einen wesentlichen Teil der adhäsiven Haftkräfte. Gegenstand der Untersuchung der Hafteigenschaften sind die Oberflächen der Verbundpartner. Die Oberflächenstruktur kann in die *geometrische*, *wahre* und *wirksame* Oberfläche unterschieden werden (siehe Abbildung 6) [Hab09]. Dabei ist die *wahre* Oberfläche aufgrund der Unebenheiten und mikroskaligen Ausformung größer als die *geometrische* Oberfläche. Die *wirksame* Oberfläche beschreibt wiederum die Fläche, welche aufgrund der (Klebstoff-)Benetzung effektiv im Kontakt mit dem Verbundpartner steht. Durch geometrische Strukturierung auf der meso- und mikroskaligen Ebene wird die *wirksame* Oberfläche erhöht.

Zudem kann es in der Grenzschicht aufgrund von Wärme- und Quellausdehnungen zu so genannten Delta-Alpha-Problematiken kommen. Die Delta-Alpha-Problematik beschreibt die aufgrund von unterschiedlichen Wärmeausdehnungen (α) auftretende Relativverschiebung (Δ oder δ) in der Grenzfläche zweier verbundener Werkstoffkomponenten. Die daraus resultierende Grenzflächenspannung wirkt sich meist schwächend auf die Verbundfestigkeit aus. Tieferegehende Ausführungen zu den Adhäsionsmechanismen in Klebprozessen sind in [Hab09] publiziert.

2.2.2 Grenzschichtschädigung

In Klebe- und Hybridverbindungen entstehen Schädigungen in Form von Rissen in der Grenzschicht, wenn lokal die Grenzwerte der Festigkeit überschritten werden. Wichtige Kriterien für die Rissausbreitung in der Grenzschicht sind die Verteilung und Höhe der Beanspruchung sowie die Art der Belastung. Es werden drei Belastungsmodi unterschieden, welche eine Rissausbreitung bedingen (siehe Abbildung 7). Beim *Modus I* handelt es sich um die Rissöffnung senkrecht zur Grenzfläche. Diese Belastungsform stellt für Lamine aufgrund der möglichen Delamination zwischen den Schichten die kritischste Belastung dar. Die *Modi II* und *III* treten aufgrund von

Scherbelastungen in der Grenzschicht auf. Diese bewirken ein Abgleiten der Rissflächen in Rissfortschrittsrichtung (*Modus II*) oder orthogonal dazu (*Modus III*).

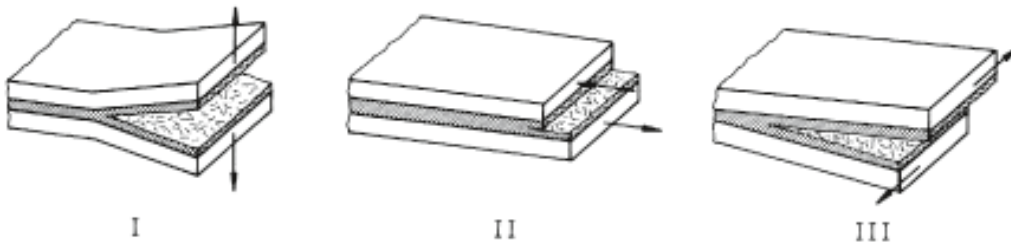


Abbildung 7: Grundbelastungsfälle (Modi I-III) einer Rissausbreitung [Hab09]

In realen Anwendungen treten meist überlagerte Beanspruchungen (Mix-Modi) auf und sind der Grund für ein vielfältiges Schädigungsbild. Verschiedene Formen des adhäsiven Versagens sind in den Abbildung 8 illustriert. Summa [Sum18b] stellt dazu fest, dass aufgrund der Vielzahl von Einflussfaktoren die Bruchmechanik von intrinsisch gefügten Grenzflächen in Hybridverbunden nur unzulänglich erforscht ist. Jedoch gibt es Möglichkeiten zur Verbesserung der Grenzschichtfestigkeit durch Modifikationen der Oberfläche der Feststoffverbundkomponenten. Die DIN EN 13887 [DIN03] benennt eine Reihe verschiedener mechanischer, physikalischer sowie chemischer Verfahren zur Vorbereitung des Klebprozesses und Steigerung der Anbindungsfestigkeit. Zu den mechanischen Verfahren zählen verschiedene Formen der Oberflächenstrukturierungen auf unterschiedlichen Größenskalen (siehe Abschnitt 2.3)

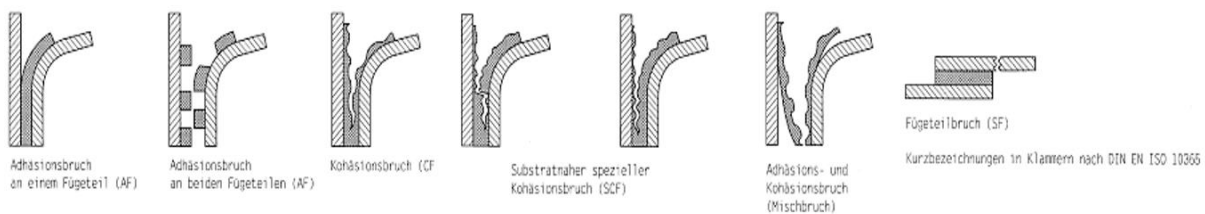


Abbildung 8: Schädigungsformen und Adhäsionsbrüche der Grenzfläche

2.2.3 Kraftleitung und Lastpfade

Die äußeren mechanischen Belastungen eines Bauteils werden durch die innere Werkstoffstruktur der Bauteilkomponenten geleitet. Innerhalb einer Struktur besteht immer ein Gleichgewicht zwischen den ein- und ausgeleiteten Kräften [Rös16], frei nach dem dritten Newtonschen Axiom von Kraft und Gegenkraft (*actio = reactio*). Die innere Beanspruchung des Bauteils ist abhängig vom Bauteilquerschnitt und der Homogenität der Werkstoffeigenschaften. Bei heterogenen Werkstoffen, wie das bei FVK der Fall ist, ist die Kraftleitung entsprechend der Werkstoffkomponenteneigenschaften verteilt. In der technischen Mechanik ist dies auch als Kraftfluss innerhalb einer Struktur bekannt. Zur Beschreibung der Steifigkeit werden Ersatzmodelle aus parallel- und in-Reihe-

geschalteten Systemen verwendet. Die Bauteilgeometrie und -steifigkeit der inneren Strukturkomponenten bestimmen, wie die Beanspruchung verteilt ist. In parallel geschalteten Systemen tragen die steiferen Komponenten die größere Last bei gleicher Verformung, während bei Reihenschaltungen die Belastung gleich und die Verformung von der Steifigkeit der Einzelkomponenten abhängt. Dies bildet die Grundlage der analytischen Laminattheorie zur Bestimmung der Beanspruchung von unidirektionalen Verbundschichten [Sch07]. Die Beanspruchung innerhalb der Werkstoffstruktur wird in Form von Spannungstensoren ausgegeben.

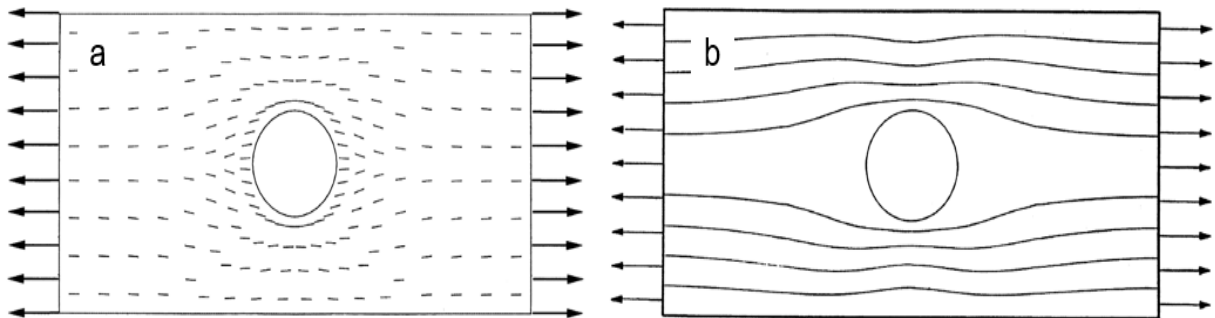


Abbildung 9: Platte mit Loch unter uniaxialer Zugbelastung mit a) Hauptspannungstensoren (σ_{11}) und b) Lastpfad-Konturen in Belastungsrichtung nach [Kel99]



Abbildung 10: Visualisierung von Spannungstensoren zur Darstellung von lastpfadgerechten Verrippungen in Kunststoffbauteilen [Kra14]

In Abbildung 9a werden die Hauptspannungstensoren einer rechteckigen Platte mit Loch unter uniaxialer Belastung dargestellt [Kel99]. Aus den Tensorwerten können Lastpfade in den Strukturen berechnet werden. Die Definition von Lastpfaden ist nicht eindeutig festgelegt [GKT16, Kel99, Mar09, Wal02]. Aus der Visualisierung von FEM-Berechnungen stellen Tensorlinien eine Möglichkeit zur Darstellung von Lastpfaden dar (Abbildung 9b). Diese finden wiederum Anwendung in der konstruktiven Gestaltung von Bauteilen, wie dies für Verrippungsstrukturen der Fall ist [Kra14] (siehe Abbildung 10).

Ein Überblick zu den Methoden der Tensorvisualisierungen ist in [Her21] gegeben. Dieser umfasst Tensorlinien, Hyperstreamlines, Tensor Spines, Spannungsnetze sowie diverse LIC-Verfahren.

Für die Kraftleitung in einem Anbindungssystem gilt gleichermaßen, dass äußere Belastungen durch die innere Struktur geleitet werden. Dies betrifft alle Grenzschichten der Werkstoffverbundstruktur. Entsprechend der Reihenschaltung ist die Anbindungsfestigkeit nur so hoch, wie der schwächste Bereich, bezogen auf die lokale Beanspruchung.

2.2.4 Hybridverbund

Der Begriff Werkstoffverbund umfasst die Gesamtheit aller zusammengefügte Materialkomponenten. Hybridverbunde sind eine Untergruppe von Werkstoffverbunden, welche in einem Fertigungsprozess intrinsisch zusammengefügt werden. Im Rahmen des SPP 1712 der Deutschen Forschungsgesellschaft [Fle21] wurden verschiedene Anbindungskonzepte entwickelt, welchen die Methodik der intrinsischen Fertigung von CFK-Metall-Hybridverbunden zu Grunde liegt (siehe Abbildung 11). Das bedeutet, dass die Verbindung der Bauteilkomponenten im Zuge der ur- oder umformenden Fertigung des CFK-Verbundes erfolgt und es keiner zusätzlichen Fertigungsschritte der Montage bei der Bauteilherstellung bedarf. Dies ermöglicht eine Zeit- und Kostenersparnis gegenüber herkömmlichen Herstellungsverfahren von hybriden Bauteilen, so dass große Stückzahlen realisierbar sind. In Kießling et al. [Kie17] werden zwei Anbindungskonzepte für dünnwandige, schalenförmige CFK-Strukturen vorgestellt. Das Einlegerkonzept, welches durch makroskopische Hinterschneidungen der Einlegerarme einen Formschluss im CFK erzeugt, zeichnet sich durch die funktionelle Ummantelung des Metalleinlegers aus. Durch die thermoplastische Zwischenkomponente wird der Steifigkeitssprung zwischen CFK und Metall abgefangen, dämpfende Eigenschaften verbessert, Korrosionsbeständigkeit optimiert und großserientauglich eine fasergerechte Einlegerkontur hergestellt [Hen21, Kie17]. Im Weiteren werden die Bauteile dieses Anbindungskonzeptes vereinfacht als Hybrid bezeichnet.

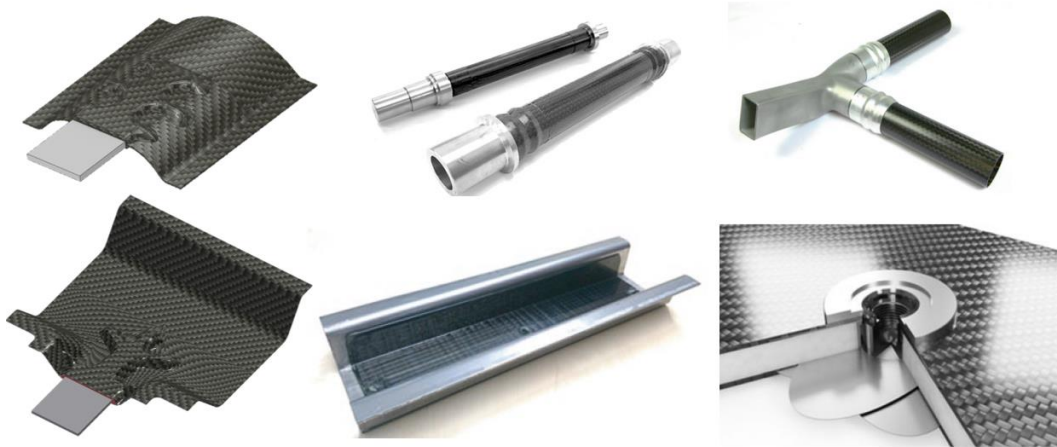


Abbildung 11: Hybridanbindungskonzepte für schalenförmige und runde (Hol-)Strukturen [Fle21]

Vorangegangene Arbeiten beschäftigten sich mit produktionsbedingten Fehlern bei der Herstellung von Hybriden im RTM-Verfahren und deren Auswirkung auf die Verbundfestigkeit [Ber18, Sum18a, Ber17]. Summa [Sum18a] erforschte ausführlich das Schädigungsverhalten und Risswachstum in quasistatischen und dynamischen Untersuchungen des Hybrids. Der Autor kommt zu dem Ergebnis, dass vorrangig zwei Schädigungsmechanismen unter mechanischer Belastung auftreten. Dabei handelt es sich zum einen um translaminare Risswachstum, zum anderen um Delamination des CFK zwischen den mittleren Laminatschichten in denen der Einleger positioniert ist (Einlegerebene). Dies führt zum Auslösen des Einlegers aus dem Hybridverbund. Der Vergleich des Hybrids unter quasistatischer Belastung mit einer Voll-Aluminiumvariante ohne Zwischenschicht zeigt, dass das Schädigungsverhalten mit der Werkstoffsteifigkeit korreliert. Während die Aluminiumvariante durch translaminare Risswachstum versagt, tritt beim Einleger mit Zwischenkomponente überwiegend Delamination auf. Daher schlussfolgert Summa, dass die Delamination durch die elastoplastischen Eigenschaften der Zwischenkomponente bedingt ist. In den dynamischen Untersuchungen werden die dämpfenden Eigenschaften der Zwischenkomponente herausgearbeitet [Sum18a, Poh18]. Für das Hybridkonzept kann festgehalten werden, dass der Thermoplast eine tragende Funktion im Verbund hat, da auftretende Spannungskonzentrationen durch Relaxationseffekte reduziert und zudem die Bruchmechanik und das Versagen der Prüfkörper beeinflusst werden.

2.3 Oberflächenstrukturen

Oberflächenstrukturen wirken als formschlüssige Anbindungsmechanismen in der Grenzschicht von Anbindungssystemen. Die mechanische Verklammerung beeinflusst die Belastungsverteilung in der Grenzschicht. Dies kann in mehreren Größenskalen eingesetzt werden. So erfolgt die Kraftumlenkung und Spannungsumverteilung auf *mikro*-, *meso*- oder *makroskaliger* Ebene von Werkstoffverbunden [Tu11a, Gar17].

2.3.1 Rauheitseinfluss

Die mikroskalige Oberflächenbeschaffenheit wird als Rauheit der Oberfläche verstanden und besteht überwiegend aus stochastisch verteilten, unstrukturierten und geometrisch undefinierten Strukturen in einer Größenordnung von 0.1-100 µm. Die Rauheit wird anhand unterschiedlicher Kenngrößen beschrieben. Ein Standardmaß stellt die arithmetische Mittenrauheit R_a dar, welche nach Gl. 2 definiert ist [Mon16, Kef15]. Zu Bestimmung der Mittenrauheit wird entlang einer Linien l_n das Oberflächenprofil taktil oder optisch abgetastet.

$$R_a = \frac{1}{l_n} \int_0^{l_n} |y(x)| dx \quad \text{Gl. 2}$$

Die mechanische Vorbehandlung wird überwiegend für metallische Werkstoffe mittels Sandstrahlen [Bon16], Laser [Bys10], Ätzen oder Schleifen erzeugt. Weiter sind strukturierte Oberflächenprofile durch Mikrofräsen oder Laserverfahren herstellbar [Mon16, Bys10]. Für Kunststoffe sind diese Verfahren meist ungeeignet, da derartige mechanische Behandlungen Schädigungen und Verunreinigungen im Kunststoff verursachen [Ehr04]. Stattdessen bietet sich im Spritzgießprozess die Möglichkeit, die Rauheit durch die Werkzeugoberfläche einzustellen. Der Einfluss der Rauheit auf die Haftfestigkeit wird in vielen Publikationen mit unterschiedlichen Werkstoffpaarungen und Klebstoffen untersucht [Bon16, Mon16, Sha02]. Shahid und Hashim [Sha02] stellen einen linearen Zusammenhang zwischen der Oberflächenrauheit R_a und der Festigkeitszunahme bei Stahlverklebung fest. Mit dem Hinweis auf andere Publikationen, in denen dieser Zusammenhang nicht bestätigt werden konnte, halten Shahid und Hashim fest, dass sich der Klebstoff, die zu verklebenden Werkstoffe und die Verbindungsgeometrie deutlich auf die Verbundfestigkeit im Zusammenspiel mit der Oberflächenrauheit auswirken. Zudem beeinflussen chemische, physikalische und thermodynamische Effekte zum Beispiel die Benetzbarkeit der Oberfläche [Hit81]. Nach Habenicht [Hab09] kann ein Maximum der Haftfestigkeit durch die mikroskalige Rauheit in der Grenzfläche erzielt werden (siehe Abbildung 12). Die Haftfestigkeit wird mit zunehmender Rauheit positiv durch die Zunahme der Oberflächengröße und die Oberflächenaktivierung beeinflusst. Ab einer bestimmten Rauheit nimmt die Festigkeit wieder ab, da die Rauheitsspitzen eine Kerbwirkung haben und es zu Spannungsspitzen kommt. Dieser Mechanismus wird durch Oberflächen-, Kerb- und Dickeneffekt beeinflusst [Bon16]. Für Metall-Kunststoff-Hybride aus dem Spritzgießprozess ist der Zusammenhang zwischen der Verbundfestigkeit und der Oberflächenrauheit in Abbildung 13 dargestellt [Bon16]. Die IMA-Verbunde (In Mould Assembly) zeigen für hohe Rauheitswerte eine bessere Festigkeit gegen über geklebten Verbunden.

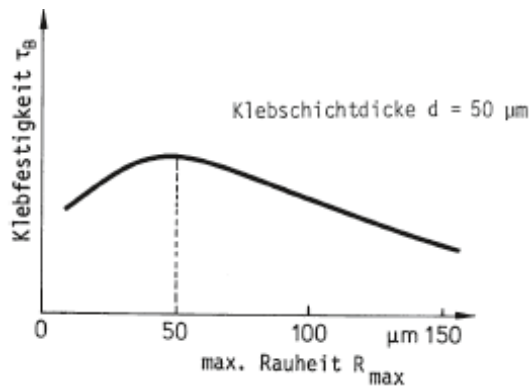


Abbildung 12: Zusammenhang von Klebfestigkeit und Oberflächenrauheit [Hab09]

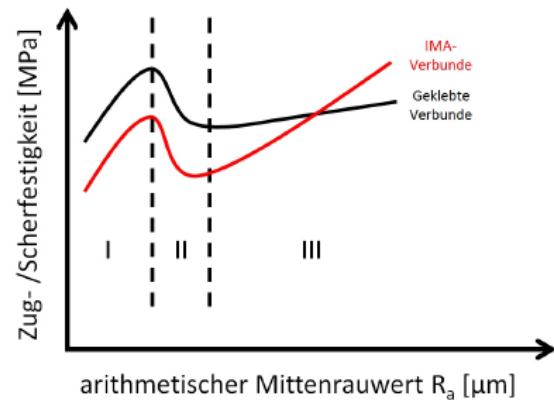


Abbildung 13: Einfluss der Grenzflächenrauheit auf die Festigkeit von geklebten und In-Mould-Assembly-Verbunden (IMA) [Bon16]

2.3.2 Mesoskalige Oberflächenstrukturen

Mesoskalige Oberflächenstrukturen werden in verschiedenen geometrischen Ausführungen in Verbund- und Klebstoffgrenzflächen zur Verbesserung der Anbindungseigenschaften eingesetzt. Beispielhaft sind in Abbildung 14 verschiedene Geometrien für die mesoskalige Oberflächengestaltung gezeigt [Hab09].

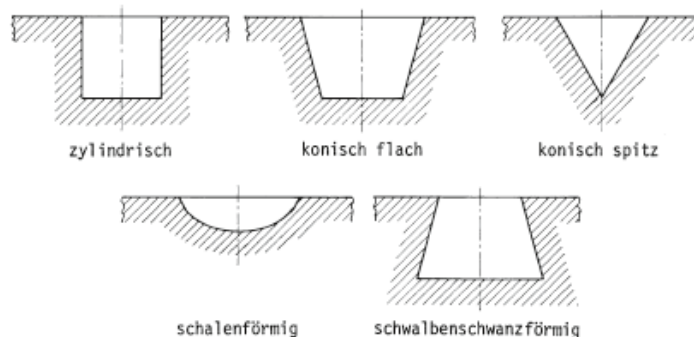


Abbildung 14: Geometrien zur mesoskaligen Oberflächengestaltung [Hab09]

Messler [Mes04] gibt einen Überblick zu Formschlussstrukturen (Integrated micro mechanical interlocking, IMMI), welche eine Mischung aus mechanischer und adhäsiver Anbindung ohne die Schädigung von Fasern für FVK-Bauteile darstellen. Die Konzepte reichen von einfachen Pin-Strukturen bis zu komplexeren Hinterschneidungen aus schnapphakenähnlichen Verhakungssystemen (siehe Abbildung 15). Diese kategorisiert Messler in starre, elastische und plastische Strukturen mit oder ohne Klebeverbindung [Mes98].

Bruzzone et al. [Bru08] beschreibt die funktionalen Eigenschaften von Werkstoffoberflächen im Zusammenhang mit den mechanischen Eigenschaften und

dem Einfluss auf die adhäsive Anbindung in unterschiedlichen technischen Anwendungen.

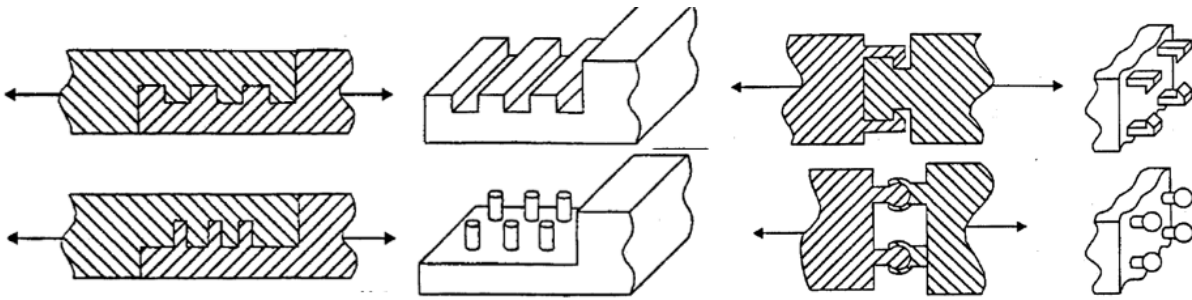


Abbildung 15: Konzepte für mesoskaligen Formschlussverbindungen (IMMI) [Mes98]

Der Einfluss von wallförmigen Oberflächenstrukturen in CFK-Klebungen wird in [Yuk14] untersucht. Mit unterschiedlich steifen Matrixwerkstoffen wird in den Untersuchungen gezeigt, dass die Strukturen abhängig von den Klebstoffeigenschaften die Verbundfestigkeit beeinflussen. Bei besonders harten Klebstoffen kann die Haftfestigkeit gemindert sein, da die Oberflächenelemente abscheren und keine Lastumverteilung im Sinne einer verbesserten Spannungsverteilung eintritt. Zu ähnlichen Ergebnissen gelangen die Untersuchungen von Matsuzaki et al. [Mat16], welche den Einfluss schwalbenschwanzförmiger Rillen als Hinterschneidung für Kunststoffklebungen mit Polypropylen zeigen.

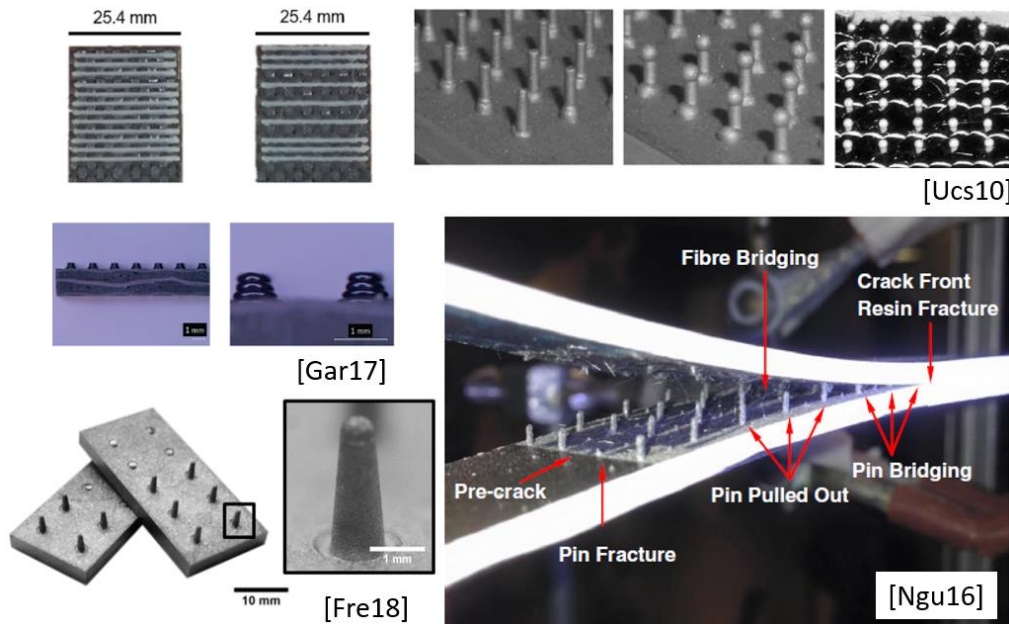


Abbildung 16: Wallförmige Strukturen und verschiedene metallische z-Pins

Garcia und Prabhakar [Gar17] untersuchen in einfachüberlappten Zugscherversuchen den Einfluss von wallförmigen Strukturen auf die Spannungsverteilung in Klebungen (siehe Abbildung 16). Mit Hilfe von numerischen Simulationen wird der Einfluss auf die

Spannungsverteilung in der Klebefläche berechnet. In den praktischen Versuchen kann eine Erhöhung der Zugfestigkeit aufgrund der mesoskaligen Struktur gezeigt werden, welche von der Klebstoffdicke beeinflusst ist. Nguyen et al. [Ngu16a] untersuchen ebenfalls rillen- sowie tropfenförmige Strukturen in Titan-CFK-Anbindungen. Dabei stellen sie die hohe Effektivität bei der Rissausbreitungshemmung durch die mesoskaligen Strukturen fest, welche durch die veränderte Rissausbreitung in Mix-Mode-Beanspruchung sowie einen längeren Risspfad erklärt werden.

Mesoskalige Pin-Strukturen zur Verstärkung der Verbund- und Anbindungsfestigkeit lassen sich in verschiedensten Ausführungen herstellen. Diese werden vielfach z-Pins genannt, welche eine Verstärkung von Laminatwerkstoffen in Dickenrichtung bewirken [Hof19, Kna14]. Die Dickenrichtung, häufig z-Richtung in kartesischer Koordinatendarstellung, ist eine Schwachstelle von Laminaten, da unter entsprechenden Belastungen (Modus I) eine erhöhte Delaminationsgefahr besteht. Außerdem wird der Einfluss der Geometrie von Kohlenstofffaser-Pins auf die Verbundfestigkeit untersucht und eine positive Wirkung von rechteckigen Pin-Verstärkungen beschrieben [Kna14, Hof19]. Der Ansatz der Verstärkung in Dickenrichtung durch die z-Pins wird auch für CFK-Metall-Verbindungen angewandt. Mittels metallischer Pins lässt sich eine lokale Verstärkung der Scherfestigkeit in Verbundwerkstoffen erzielen [Nei14]. Diese metallischen Pin-Verstärkungen zeigen ausgeprägte lasttragende Eigenschaften, in dem die Kräfte durch die Pins in das Laminat geleitet werden und die Grenzfläche deutlich weniger Belastung erfährt. Die Schädigungsneigung kann durch die Brückenkräfte, welche während des Ausziehens der Pins aus dem Laminat wirken, vermindert oder verstärkend sein. Daher werden unterschiedliche Formen und Orientierungen von Pins untersucht. So zeigen M'membe et al. [M'm16] in ihren Versuchen, dass schräge z-Pins in dicken Laminaten (8 mm) mit Ausrichtung in Belastungsrichtung sich positiv gegenüber senkrechten Pins auf die Energieaufnahme auswirken. Dagegen versagen Pins, welche entgegen der Zugrichtung orientiert sind, frühzeitig durch Sprödbbruch des Pin-Schafts, was eine geringe Energieaufnahmekapazität der Anbindung bedeutet. Nguyen et al. [Ngu17] untersuchen ebenfalls z-Pins unter Belastungs-Modus I mit schräger Stellung entgegen der Rissöffnung. Die Ergebnisse belegen, dass die Länge der Pins einen bedeutenden Einfluss haben, so sind bei kleinen Pins von 0.5 mm die Wirkung der Brückenkräfte sehr gering. Ucsnik et al. [Ucs10] untersucht z-Pins mit kugelförmigem Kopf (siehe Abbildung 16) und erreicht die Erhöhung der Zugfestigkeit und der Dehngrenze durch eine verbesserte Schadensentwicklung. Zur Anordnung von metallischen Pin-Strukturen führt Tu [Tu11b, Tu11a] numerische Berechnungen durch, bei denen er die Spannungsverteilung im Verbundwerkstoff analysiert. Neben der Pin-Größe erweist sich der Pin-Abstand als wichtiger Einflussfaktor auf die Anbindungsfestigkeit. Dabei wird in Simulationsmodellen von einer optimalen Grenzschichthaftung ausgegangen.

Bei geringen Pin-Abständen verursacht eine hohe Pin-Anzahl eine gleichmäßige Spannungsverteilung.

Zur Erzeugung mesoskaliger Oberflächenstrukturen werden diverse Herstellungsverfahren, speziell für die Herstellung von metallischen Pin-Strukturen angewandt. Die Literatur führt Schweißverfahren [Ucs10], Elektronenstrahl- oder Laserverfahren (Surfi Sculpt) [Tu11b, Tu11a, CHH16], Stanzverfahren [Drö17] und additive Fertigung [Gar17, Ngu17, Ngu16b] auf. Freistauer et al. [Fei19, Etz19] ergänzen diese Aufzählung mit den Verfahren des Metallspritzgießens, Kaltmetallschweißens und Mikrofräsens. Die meisten Fertigungsverfahren zur Generierung von mesoskaligen Oberflächenstrukturen sind zeitaufwändig und können nur begrenzt zur Bearbeitung von Kunststoffen eingesetzt werden. Dafür besteht für Kunststoffe die Möglichkeit die geometrische Gestalt, wie auch die Oberflächenstrukturen, bereits im urformenden oder umformenden Herstellungsverfahren zu erzeugen. So können mesoskalige Strukturen in unterschiedlichen Dimensionen und Orientierungen mit geringem Fertigungsaufwand im Spritzgießprozess produziert werden [Gün21].

Die große Bandbreite unterschiedlicher Pin-Strukturen und deren Einsatzmöglichkeiten macht eine Zusammenfassung der quantitativen Verbesserung der Verbundfestigkeit schwierig. Dies ist abhängig vom Verbundsystem und den gegebenen Dimensionen, z.B. der Laminatdicke und den Werkstoffen der Materialpaarung.

2.4 Grundlagen zur numerischen Berechnung von Hybridanbindungen

Die Finite Elemente Methode (FEM) ist Grundlage der Berechnung und Auslegung von technischen Systemen und hat ihren Ursprung in der technischen Mechanik [Gro11]. Diese ermöglicht die Berechnung physikalischer Zustände und Belastungen von Systemen, welche aufgrund der Komplexität nicht durch analytische Berechnungen gelöst werden können. Mit dem numerischen Ansatz wird die Problemstellung des Systems auf kleine Elemente heruntergebrochen und dort gelöst. Die Zusammensetzung der Ergebnisse ergibt ein Gesamtbild über die berechnete Struktur. Ausführliche Beschreibungen zu den Grundlagen der FEM sind u.a. in [Gro11, Kle15, Sto18] zu finden. Für die numerischen Berechnungen im Rahmen dieser Arbeit sind der Aufbau der FE-Modelle, die verwendeten Materialmodelle und das implementierte Schädigungsverhalten ausschlaggebend zur Untersuchung des Einflusses mesoskaliger Pin-Strukturen in hybriden Verbundgrenzflächen.

2.4.1 Materialmodellierung

Das mechanische Verhalten von Festkörpern kann durch Elastizität, Viskosität, Plastizität oder einer Kombination dieser Eigenschaften definiert werden. Die lineare Elastizität wird im einfachsten Fall für homogene Werkstoffe durch den

Steifigkeitsmodul und eine Querkontraktionszahl beschrieben. Für anisotrope Werkstoffe muss dagegen die Richtungsabhängigkeit des Werkstoffverhaltens berücksichtigt werden. Dies gilt vor allem bei faserverstärkten Kunststoffen. Thermoplastische Werkstoffe weisen ein breites Spektrum des mechanischen Verhaltens auf, welches durch verschiedene Faktoren beeinflusst wird (siehe Abschnitt 2.1.1). Kurzfaserverstärkungen erhöhen die Steifigkeit und bedingen meist ein spröderes Bruchversagen. Unter der Annahme einer global gleichmäßigen Verteilung und zufälliger Orientierung der Fasern im Kunststoff, können dessen Eigenschaften vereinfacht als homogen betrachtet werden. Dabei wird eine Betrachtung der mikromechanischen Belastung und Schädigung vernachlässigt. Ein linear elastisches Verhalten kann unter Beachtung folgenden Kriterien angenommen werden:

- statische Kurzzeitbelastungen
- niedrige Temperaturen
- Kurzfaserverstärkung, aufgrund des steiferen Verhaltens und verminderter Bruchdehnung (spröder Bruch)
- Belastung deutlich unterhalb des Versagensverhalten (elastischer Bereich)

Zur Untersuchung des Schadens- und Versagensverhalten im CFK ist aufgrund der mesoskaligen Heterogenität und der globalen Anisotropie der Gewebestruktur ein vereinfachtes, homogenes und lineares Werkstoffverhalten nicht ausreichend. In Tabelle 2 werden drei Modellierungsansätze für CFK-Werkstoffe gegenübergestellt, welche das Verhalten aus Fasergewebe und Matrixwerkstoff abbilden. Die Modellierung muss neben dem mechanischen Elastizitätsverhalten auch die bruchmechanischen Eigenschaften ausreichend abbilden, so dass Aussagen zur Beanspruchung und Schadensentwicklung im CFK getroffen werden können.

Für die Bewertung der Beanspruchung ist die globale Spannungsbeurteilung in der inhomogenen und anisotropen CFK-Komponente nur bedingt aussagekräftig. Aus den numerischen Berechnungen ergeben sich tensorielle Spannungs- und Dehnungsfelder. Aus diesen tensoriellen Daten lassen sich skalare Vergleichsspannungen errechnen, wie z.B. die von-Mises-Vergleichsspannung, welche zur Bewertung der Beanspruchung homogener, isotroper Werkstoffe genutzt wird [Sch07]. Aufgrund der mikromechanischen heterogenen Werkstoffstruktur und -eigenschaften im CFK ist die innere Beanspruchung der Komponenten durch die Betrachtung von skalaren Vergleichsspannungen nicht ausreichend, um die Festigkeit der Struktur zu beurteilen. Zur Berechnung des Versagens von FVK wurden Bruchkriterien entwickelt, welche zwischen Matrix- und Faserbrüchen unterscheiden. Das Puck-Wirkebenenkriterium wurde entwickelt, um das Versagensverhalten in einer unidirektionalen FVK-Schicht zu berechnen. [Kre07, Sch07]

Tabelle 2: Vor- und Nachteile der Modellierungsansätze für den CFK-Verbund

	Vorteile	Nachteile
Mikro mechanisches Modell	<ul style="list-style-type: none"> • Abbildung von Gewebestrukturen im Verbund • hohe Detailgenauigkeit • gute Nachvollziehbarkeit (Visualisierung) der Schädigungsentstehung und -entwicklung abhängig von der Modellierung 	<ul style="list-style-type: none"> • sehr aufwändige Gestaltung der CAD-Modelle notwendig • eigene Implementierung von Versagenskriterien • sehr aufwändige Parametrierung des Modells • Vereinfachungen reduzieren die Aussagekraft
Subroutine	<ul style="list-style-type: none"> • berücksichtigt Schadenskriterien und Bruchebenen • Routine verfügbar (VDI2014 [Kre07]) • Quellcode kann eingesehen und modifiziert werden 	<ul style="list-style-type: none"> • nur für UD-Schichten gültig • Gewebeeigenschaften können nicht abgebildet, nur näherungsweise beschrieben werden • viele Werkstoffparameter notwendig
<i>Helius PFA</i> [Aut19]	<ul style="list-style-type: none"> • für gewebte Verbunde geeignet • standardisierte Versuche zur Parametrierung und integrierte Optimierung der Kennwerte • umfassende Auswertbarkeit durch Schadensvariablen • gute Dokumentation • kommerziell verfügbar 	<ul style="list-style-type: none"> • kein Einblick in Quellcode • keine individualisierte Anpassung oder Verbesserung des Programms möglich

Der erste Ansatz zur mikromechanischen Modellierung aus Tabelle 2 beschreibt eine maßstabsgetreue Nachbildung der Werkstoffkomponenten im Simulationsmodell. Diese Technik findet Anwendung bei repräsentativen Volumenelementen (RVE), welche einen sehr kleinen Bereich eines Gesamtmodells abbilden. Die Technik basiert darauf, dass das Volumenelement eine genaue statistische Wiedergabe der physikalischen Eigenschaften und Größen der Mikrostruktur des Gesamtmodells ausmacht. Der Detailgrad und die Größenstrukturen der Komponenten sind je nach Modell unterschiedlich. Für einen FVK-Werkstoff können die Fasern gebündelt modelliert werden und bei der Erstellung der Gewebestruktur sind große Freiheiten gegeben. Damit ist eine Platzierung mesoskaliger Strukturen in der Grenzfläche realitätsnah abbildbar. Die Methode birgt zwei wesentliche Nachteile. Die hohe Detailgenauigkeit der Modelle ist sehr aufwändig und zeitintensiv in der Generierung, was ebenfalls für die anschließende Berechnung gilt. Geometrische Parameterstudien

sind daher mit dieser Methode in einem größeren Umfang nicht möglich. Ein zweiter Nachteil ist die komplizierte Bestimmung der Modellparameter für derartige mikromechanische Strukturen, da neben den Werkstoffkennwerten die Eigenschaften der Grenzschichten ermittelt werden müssen.

Die zweite Methode basiert auf der Nutzung der Schnittstelle für Subroutinen im verwendeten Simulationsprogramm. Durch den Einsatz des Simulationsprogramms Abaqus Simulia des Herstellers Dassault Systèmes [Das17] können über die Schnittstelle beliebige Ergänzungen zur Werkstoffmodellierung implementiert werden. Dabei können die von Abaqus verwendeten Funktionen zur Beschreibung von Verbundwerkstoffen mit zusätzlichen Versagenskriterien ergänzt werden. Nennenswert in dem Zusammenhang ist die Subroutine *Klub-VDI2014* für Abaqus, welche zur Festigkeitsanalyse von FVK nach der *VDI-Richtlinie 2014* entwickelt wurde [Kre07]. Diese bietet eine Implementierung des Wirkebenenkriteriums nach Puck [Sch07, Puc96]. Der Nachteil dieser Methode liegt in der Anwendbarkeit zur Modellierung von FVK mit einer Gewebestruktur. Sowohl die in Abaqus integrierten Funktionen wie auch die Subroutine [Kre07] bilden lediglich das Verhalten von unidirektionalen Laminatschichten ab. Durch das Stapeln verschieden orientierter Schichten kann global ein gewebeähnliches Verhalten erzeugt werden. Dabei wird der schwächende Einfluss der mikromechanischen Struktur durch die Ondulation des Gewebes unzureichend berücksichtigt. Für die Simulationsberechnungen in dieser Arbeit ist eine lokale Auswertung des Einflusses von mesoskaligen Strukturen in der Grenzfläche relevant, welche durch die Anordnung und Orientierung der CFK-Schichten beeinflusst wird.

Der dritte Ansatz umfasst die Verwendung der Software *Helius PFA* zur Modellierung der Werkstoffeigenschaften des CFK und zusätzlich der Grenzschichteigenschaften mittels einer Schicht aus Kohäsionselementen (KE). Die Software funktioniert als Subroutine und verwendet, ähnlich dem ersten Ansatz, RVE zur Modellierung der Verbundeigenschaften. *Helius PFA* unterstützt die Modellierung von gewebten Verbunden und bietet eine ausführliche Dokumentation zu den Modellierungsgrundlagen [Aut19]. Zudem verfügt es über einen Materialmanager, welcher zur Implementierung benutzerdefinierter Materialien dient und eine Bibliothek verschiedener Verbundwerkstoff bietet.

Die Werkstoffmodellierung von *Helius PFA* basiert auf der Mehrphasen-Kontinuum-Theorie (MCT). Diese berücksichtigt für das FVK die Eigenschaften der einzelnen Konstituentenmaterialien bestehend aus den Faser- (^f) und Matrixeigenschaften (^m). Für die mathematische Beschreibung der Spannungs- (σ^i) und Dehnungsanteile (ε^i) im Verbund wird eine Domäne B des RVE bestimmt. Die Bereiche der Faser B^f und Matrix B^m sind Teil der Domäne B des Verbundes.

$$B = B^f \cup B^m$$

Gl. 3

Das Spannungstensorfeld $\sigma(x, y, z)$ beschreibt die ortsabhängig variierende Beanspruchung der heterogenen Mikrostruktur in der Domäne B. Die Bestimmung der gemittelten Spannungsbeanspruchung im Verbund σ^c erfolgt nach Gl. 4. Mit Gl. 5 und Gl. 6 werden die Durchschnittsspannungen (σ^i) der einzelnen Konstituenten, gewichtet mit dem Volumenanteil V^i der jeweiligen Phase, errechnet.

$$\sigma^c = \frac{1}{V} \int_B \sigma(x, y, z) dV \tag{Gl. 4}$$

$$\sigma^f = \frac{1}{V^f} \int_{B^f} \sigma(x, y, z) dV \tag{Gl. 5}$$

$$\sigma^m = \frac{1}{V^m} \int_{D^m} \sigma(x, y, z) dV \tag{Gl. 6}$$

Das Gesamtvolumen V des RVE ergibt sich nach Gl. 8 aus den Volumina der Konstituenten. Aus Gl. 4 bis Gl. 6 ergibt sich Gl. 7 mit den Volumenanteilen φ^i Faser und Matrix im RVE (siehe Gl. 9 und Gl. 10).

$$\sigma^c = \varphi^f \sigma^f + \varphi^m \sigma^m \tag{Gl. 7}$$

$$V = V^f + V^m \tag{Gl. 8}$$

Gl. 8

$$\varphi^f = V^f / V \tag{Gl. 9}$$

Gl. 9

$$\varphi^m = V^m / V \tag{Gl. 10}$$

Gl. 10

Analog zu Gl. 4 bis Gl. 7 werden die Dehnungsbeanspruchungen ε^i für Verbund, Faser und Matrix des RVEs berechnet.

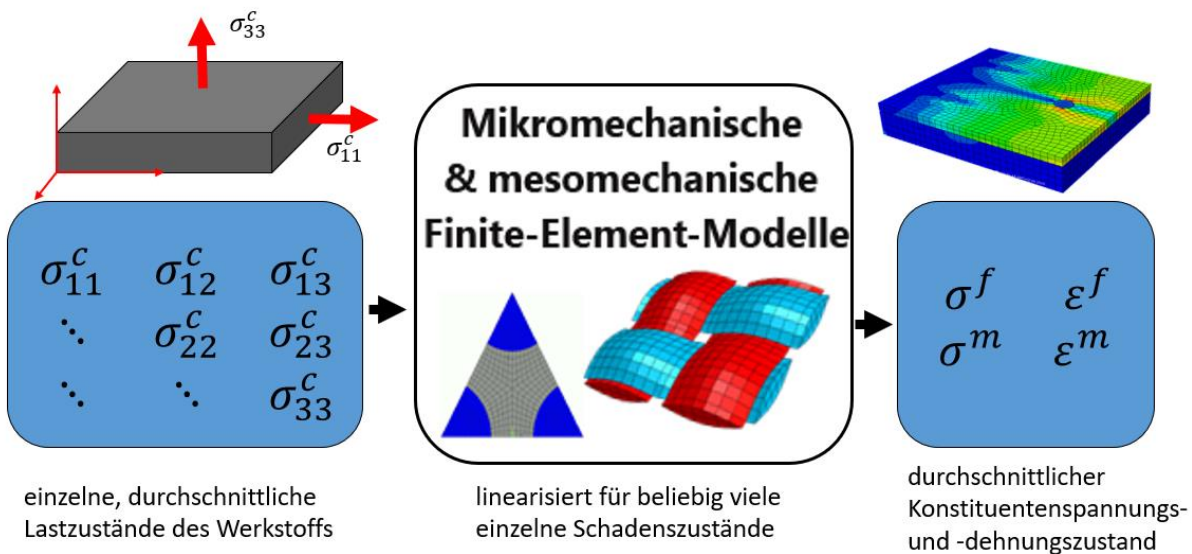


Abbildung 17. Schematische Darstellung der MCT-Zerlegung von Helius PFA (nach [Aut19])

Zur Abbildung der Gewebestruktur mit der Ondulation von Kett- und Schussgarn sowie harzreichen Gebieten verwendet *Helius PFA* eine numerische Form der MCT-Zerlegung. Diese basiert auf Finiten-Elementen-Modellen der meso- und mikroskaligen Gewebestruktur, wie in Abbildung 17 dargestellt.

Die Durchschnittsspannungs- und Durchschnittsdehnungszustände der einzelnen Konstituenten (Matrix und Faser) sind für die **Schadensentwicklung und das Materialversagen** aussagekräftiger, als die durchschnittlichen Zustände des Werkstoffverbundes [Aut19]. Dies ermöglicht die Berücksichtigung des komplexen Zusammenwirkens von gewebten Faser- und Matrixstrukturen, welche überlagerte Normal- und Schubspannungen auf der mikromechanischen Ebene des Verbundes verursachen [Sch07]. Die Zerlegung der Beanspruchungszustände in Meso- und Mikrostruktur (siehe Abbildung 17) ermöglicht die Berücksichtigung individueller **Ausfallkriterien** für den Verbund und die einzelnen Konstituenten. Das Faserausfallkriterium ist wie folgt definiert [Aut19]:

$$\pm A_1^f (I_1^f)^2 + A_4^f (I_4^f)^2 = 1 \quad \text{Gl. 11}$$

$$I_1^f = \sigma_{11}^f$$

Gl. 12

$$I_4^f = (\sigma_{12}^f)^2 + (\sigma_{13}^f)^2$$

Gl. 13

Die Koeffizienten A_i^f ($i = 1, 4$) des Ausfallkriteriums werden aus den Verbundfestigkeitswerten abgeleitet. Bei Eintritt der Faserschädigung in eine Geweberichtung werden die orthogonalen Steifigkeitseigenschaften des Gewebes auf 1 % Prozent der ursprünglichen Steifigkeit reduziert.

Das Ausfallkriterium für die Matrixkonstituente für gewebte Verbundwerkstoffe ist nach Gl. 14 definiert. Die Gl. 15 bis Gl. 17 stellen die Invarianten aus der Gl. 14 dar.

$$A_1^m \{I_t^m\}^2 + A_2^m I_{s1}^m + A_3^m I_{s2}^m = 1 \quad \text{Gl. 14}$$

{ } bezeichnen Macaulay-Klammern: der Wert ist null, wenn die Menge innerhalb der Klammern negativ ist

$$I_t = \frac{\sigma_{22}^m + \sigma_{33}^m + \sqrt{(\sigma_{22}^m + \sigma_{33}^m)^2 - 4(\sigma_{22}^m \sigma_{33}^m + (\sigma_{23}^m)^2)}}{2} \quad \text{Gl. 15}$$

$$I_{s1} = (\sigma_{12}^m)^2 + (\sigma_{13}^m)^2 \quad \text{Gl. 16}$$

$$I_{s2} = \frac{1}{4} (\sigma_{22}^m - \sigma_{33}^m)^2 + (\sigma_{23}^m)^2 \quad \text{Gl. 17}$$

Die drei einstellbaren Parameter A_i^m ($i = 1, 2, 3$) werden aus den gemessenen Kniestärken der Verbundwerkstoffcharakterisierung bestimmt. Bei Eintreten der Matrixschädigung werden die Matrixeigenschaften isotrop auf einen vorgegebenen Wert (z. B. 10 %) degradiert.

Die Schadenszustände des Verbundes werden in neun Zustandsvariablen zur Auswertung von *Abaqus* zur Verfügung gestellt. Die erste Variable gibt den Gesamtzustand des Verbundes an. In neun diskreten Schritten wird zwischen der Schädigung der Fasern und der Matrix in Kett- und Schussgarn des Gewebes unterschieden, wie in Tabelle 3 dargestellt. [Aut19]

Tabelle 3: Schadenszustände des gewebten Verbundes in Helius PFA als Zustandsvariable nach Geweberichtung [Aut19]

Schädigungsstatus	Geschädigte Matrixkomponente	Faser
1.0	-	-
1.4	Schussgarn	-
1.6	Kettgarn	-
2.0	Schuss- und Kettgarn	-
2.3	Schussgarn	Schussgarn
2.4	Kettgarn	Kettgarn
2.7	Schuss- und Kettgarn	Schussgarn
2.8	Schuss- und Kettgarn	Kettgarn
3.0	Schuss- und Kettgarn	Schuss- und Kettgarn

2.4.2 Grenzflächenmodellierung

Aus der Arbeit von Summa [Sum18a] ist bekannt, dass die Delamination ein vorrangiges Versagensverhalten der Hybridbauteile darstellt. So kommt der Grenzflächenmodellierung eine besondere Bedeutung zu. Auch Kießling et al. [Kie17] stellt fest, dass die Modellierung der Grenzfläche unter Berücksichtigung der mechanischen Eigenschaften ein wesentlicher Bestandteil bei der Modellierung von Hybridverbunden darstellt. Für die Implementierung einer Grenzschicht gibt es die Möglichkeit, knotenbasiert Eigenschaften in einem FE-Netz zu implementieren, welche das Grenzschichtverhalten abbilden. Dafür ist ein gemeinsames FE-Netz zwischen den Materialpaarungen notwendig. Diese Methode wird in der virtuellen Rissöffnungstechnik (VCCT) umgesetzt. Dabei entstehen neue freie Oberflächen am Rissgrund des FE-Netzes [Aut19]. Diese Technik hat den Nachteil, dass zwar Delaminationen prognostiziert werden, aber nicht der Schädigungsbeginn bestimmt werden kann, da die Rissausbreitung nur von einem Rissgrund aus modellierbar ist. Ebenfalls sind die Simulationen auf linear elastisches Bruchverhalten beschränkt und mögliche Flächenkontakte erhöhen den numerischen Berechnungsaufwand [Aut19].

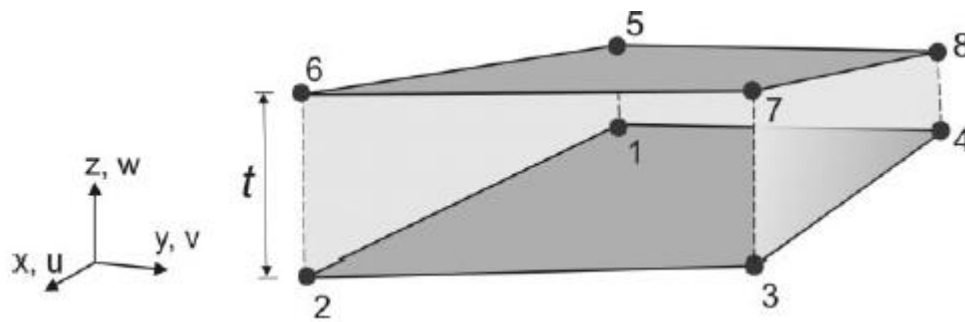


Abbildung 18: Schematische Darstellung eines Kohäsionselementes [Cam03]

Eine Alternative stellt die Implementierung der Kohäsionszonenmethode (CZM) dar [Cam03]. Dabei werden Kohäsionselemente (KE) (siehe Abbildung 18) zwischen den Materialpaarungen eingesetzt, welche die Anbindungseigenschaften der Grenzfläche abbilden. Durch die dreidimensionale Geometrie der KE mit meist sehr geringer Dicke (0.01 mm) wird die zweidimensionale Belastung der Zwischenschicht (vgl. Bruchbelastungsmodi) abgebildet. Der Ursprung der CZM liegt in der numerischen Analyse von spröden Brüchen elastischer Werkstoffe [Kie17]. Das Modell hat bedeutenden Anklang bei der simulativen Betrachtung von Klebeverbindungen gefunden [Any12, Cam15, Giu14].

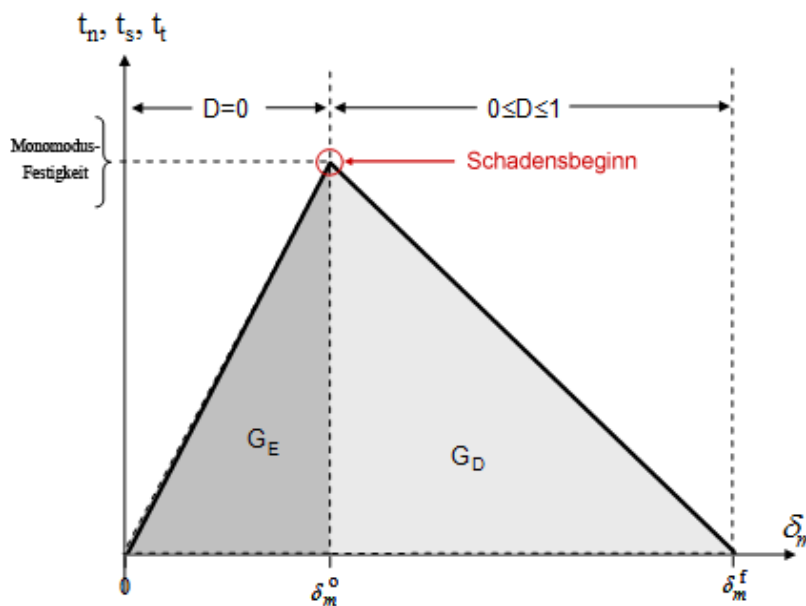


Abbildung 19: Eindimensionale Darstellung des Spannungs-Rissöffnungsgesetzes (TSL) einer CZM [Aut19]

In [Kie17] wird der Ansatz der CZM zur Modellierung der Grenzschichten in Hybridverbunden verwendet. Die mechanischen Kennwerte der KE sind durch drei Steifigkeits- (K_{nn} , K_{ss} , und K_{tt}) und drei Festigkeitsparameter (S_{nn} , S_{ss} , und S_{tt}) definiert, welche den entsprechenden Beanspruchungsmodi der Rissöffnung (normal n, shear s, traction t) zugeordnet sind. Die Schädigung der KE wird durch ein Spannungs-

Rissöffnungs-Gesetz (engl. Traction-Separation-Law, TSL) definiert. Dieses weist einen linearen Zusammenhang zwischen den wirkenden Spannungen (t_n , t_s , und t_t) und der Rissöffnung δ_m auf (siehe Abbildung 19).

Der Schädigungsbeginn der KE ist zugspannungsbasiert und wird durch die Gl. 18 beschrieben. Die Dehnungen der KE bei Schadenseintritt errechnen sich je nach Belastungsrichtung aus Gl. 19 und Gl. 20.

$$1 \leq \left(\frac{t_n}{S_n}\right)^2 + \left(\frac{t_s}{S_s}\right)^2 + \left(\frac{t_t}{S_t}\right)^2 \quad \text{Gl. 18}$$

$$\delta_i^0 = \frac{t_i^0}{K_{ii}} \text{ für } i = n, s, t \quad \text{Gl. 19}$$

$$\delta_m = \sqrt{(\delta_n^2 + \delta_s^2 + \delta_t^2)} \quad \text{Gl. 20}$$

Das lineare Verhalten der TSL bis zum Schadenseintritt und die energiebasierte Festigkeitsabnahme sind in Abbildung 19 dargestellt [Aut19]. Die relative Verschiebung δ_m ergibt sich aus den quadratischen Verschiebungen δ_i nach der Gl. 21. Damit kann die Schädigungsvariable D nach der Gl. 22 bestimmt werden. Für eine anisotrope Rissausbreitung ist die Schadensvariable D ein Skalar zwischen 1 (unbeschädigt) und 0 (Totalversagen des Elements). Unter der Verwendung einer energiebasierten Schadensentwicklung wird die Verschiebung δ_m^f aus der Schädigungsenergie G_{total}^C und der effektiven Zugspannung t_m^0 nach der Gl. 23 berechnet. Die Schädigungsenergie G_{total}^C setzt sich aus den drei Energiekomponenten nach den Gl. 24 und Gl. 25 zusammen. Die effektive Zugspannung t_m^0 wird aus den einzelnen Zugspannungskomponenten nach der Gl. 26 bestimmt. Mit Erreichen der maximalen relativen Verschiebung δ_m^f ist die Steifigkeit des Kohäsionselementes null.

$$\delta_m = \sqrt{(\delta_n^2 + \delta_s^2 + \delta_t^2)} \quad \text{Gl. 21}$$

$$D = \frac{\delta_m^f (\delta_m^{max} - \delta_m^0)}{\delta_m^{max} (\delta_m^f - \delta_m^0)} \quad \text{Gl. 22}$$

$$\delta_m^f = \frac{2G_{total}^C}{t_m^0} \quad \text{Gl. 23}$$

$$G_i = \int_0^{\delta} t_i d\varepsilon_i \text{ mit } i = n, s, t \quad \text{Gl. 24}$$

$$G_{total} = G_n + G_s + G_t \quad \text{Gl. 25}$$

$$t_m^0 = \sqrt{((t_n^0)^2 + (t_s^0)^2 + (t_t^0)^2)} \text{ mit } t_n^0 \geq 0 \quad \text{Gl. 26}$$

Für die Parametrierung der Simulationsmodelle sind unterschiedliche experimentelle Untersuchungen für die einzelnen Schadensmodi sowie eine Mixed-Mode-Belastungen anwendbar. Universelle Parameter zur Beschreibung der Anbindungsfestigkeit sind aufgrund von Abhängigkeiten zur Geometrie der Modelle und dem FE-Netz nur bedingt bestimmbar. Die Parameterstudie von Anyfantis [Any12] zeigt, dass die numerischen Ergebnisse abhängig von der Prüfkörpergeometrie und der Überlappungslänge von den experimentellen Ergebnissen abweichen. In der Studie unterschätzen beide vorgestellten Modelle den Schadenseintritt und -fortschritt. Die CZM stellt einen phänomenologischen Modellierungsansatz des Grenzflächenverhaltens dar und muss auf die FE-Modelle spezifisch angepasst werden. Die Parameter werden durch den Vergleich realer und simulativer Versuche mittels numerischer Optimierungsschleifen bestimmt.

2.5 Mechanische Prüfmethoden

Die mechanische Prüfung wird zur Charakterisierung des Anbindungssystems und zur Bewertung der Festigkeit und des Schädigungsverhalten in Abhängigkeit der Modifikationen herangezogen. Die mechanische Charakterisierung findet quasistatisch und dynamisch statt.

2.5.1 Quasistatische Zugprüfung

Die quasistatische Zugprüfung ist ein Standardverfahren in der mechanischen Prüftechnik zur Ermittlung des Werkstoff- oder Bauteilverhaltens. Zur Charakterisierung von Kunststoffen, faserverstärkte Werkstoffe oder auch Verbindungen sind genormte Verfahren entwickelt worden [DIN09, DIN20, DIN13]. Ein standardisiertes Verfahren stellt die Zugscherprüfung von überlappten Verbindungen aus der Klebetechnik dar [Hab09]. Abhängig vom Forschungsziel müssen Prüfkörper und die Belastungsformen angepasst werden.

Für die Bestimmung des mechanischen Verhaltens wird häufig das geometrieunabhängige Spannungs-Dehnungs-Verhalten von Werkstoffen analysiert. Abhängig von der Einspan- und Prüfvorrichtung sowie der Prüfkörpergeometrie und Materialbeschaffenheit erfolgt die Messung der Belastung in Form einer Kraft. Die Beanspruchung in Form der lokalen Spannungen σ kann nur bei bekanntem Querschnitt A und der wirkenden Kraft F nach der Gl. 27 berechnet werden [Rös16]. Dies ist für FVK und Verbundgrenzflächen nur bedingt möglich und sinnvoll.

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad \text{Gl. 27}$$

Dies gilt ebenfalls für die Dehnung einer Probe mit dem Unterschied, dass durch taktile oder optische Messverfahren die Dehnung an der Oberfläche gemessen werden kann. Alternativ wird das mechanische Verhalten als Kraft-Verschiebungskurve zur Auswertung herangezogen.

2.5.2 Dynamisch mechanische Schwingfestigkeitsprüfung

Die dynamisch-mechanische Analyse (DMA) wird u.a. zur Untersuchung des Ermüdungsverhaltens von Werkstoffen und Bauteilen eingesetzt. Die mechanische Ermüdung beschreibt das Schädigungsverhalten durch wiederholte Beanspruchungen, welche zu Mikroschädigungen und -rissen führt und ein Versagen unterhalb der quasistatischen Festigkeit verursacht [Rad07]. In der DIN Norm 50100 [DIN16b] sind die Grundlagen zur Durchführung und Auswertung von Schwingfestigkeitsversuchen für metallische Werkstoffe beschrieben, welche ebenfalls für die Untersuchung von Verbundwerkstoffen genutzt werden kann. In der Prüftechnik werden verschiedene Belastungsprofile unterschieden. Standardmäßig werden die Prüfkörper bei einer sinusförmigen Schwingungsbelastung geprüft. Dabei sind die Lastspielzahl (Zyklusanzahl) und die Belastungshöhe zur Bewertung der Schwingfestigkeit relevant.

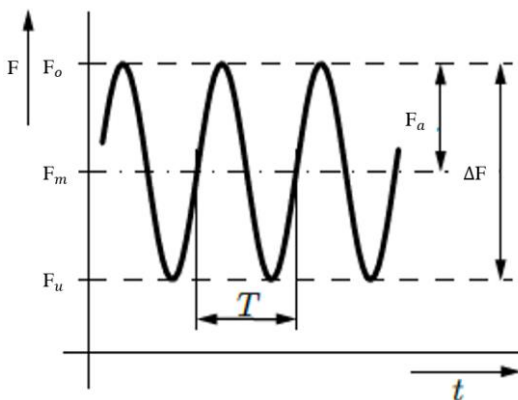


Abbildung 20: Kennwerte der Schwingfestigkeitsuntersuchung und Darstellung einer sinusförmigen Schwingungsbelastung [Rös16]

In Abbildung 20 ist eine sinusförmige Schwingungsbelastung skizziert. Die Tabelle 4 gibt die Beschreibung der dazugehörigen Kennwerte der Schwingfestigkeitsprüfung an. Zur Beschreibung der Schwingfestigkeit wird eine Wöhlerkurve ermittelt, welche die Schwingfestigkeit in Kurzzeit-, Zeit- und Langzeitfestigkeitsbereiche unterteilt. Dies bedarf eines großen Prüfaufwandes. Im Rahmen dieser Arbeit ist es das Ziel, Erkenntnisse über den Einfluss der Grenzflächenbeschaffenheit der Hybridprüfkörper zu erlangen. Summa [Sum18a] führt seine dynamisch-zyklischen Untersuchungen mit einem vorgegebenen Lastniveau durch und vergleicht die erzielte Grenzlastspielzahl. Um die maximalen Schwingfestigkeiten zu ermitteln, muss eine Lastspielzahl vorgegeben werden. Mit Hilfe des Treppenstufenverfahrens nach Hück [Hüc83] ist es

möglich, die maximale Schwingfestigkeit einzugrenzen und über eine statistische Auswertung der Versuche eine Abschätzung zu Standardabweichungen zu treffen. Dies soll zur Ermittlung des Einflusses der Grenzflächengestaltung auf die Schwingfestigkeit eingesetzt werden.

Tabelle 4: Kennwerte der dynamischen Schwingfestigkeitsuntersuchung [Rad07]

Schwingbelastungskennwerte	Zeichen	Formeln
Kraftamplitude	F_a	$= \frac{1}{2}(F_o - F_u) = \frac{1}{2}F_o(1 - R) = F_m \frac{1 - R}{1 + R}$
Kraftmittelwert	F_m	$= \frac{1}{2}(F_o + F_u) = \frac{1}{2}F_o(1 + R) = F_m \frac{1 + R}{1 - R}$
Kraftoberwert	F_o	$= F_m + F_a = \frac{2F_a}{1 - R} = \frac{2F_m}{1 + R}$
Kraftunterwert	F_u	$= F_m - F_a = \frac{2F_a R}{1 - R} = \frac{2F_m R}{1 + R}$
Schwingbreite	ΔF	$= F_o - F_u = 2F_a$
Spannungsverhältnis	R	$= \frac{F_u}{F_o}$
Periodendauer	T	$= \frac{1}{\text{Frequenz}}$

Tabelle 5: Bestimmung eines geeigneten Laststufenabstands [Hüc83]

Versuchsanzahl	10 - 19	20 - 29	30 - 50
s/d	0.7	0.9	1.1

2.5.3 Treppenstufenverfahren

Das Treppenstufenverfahren wurde von Dixon und Mood [Dix48] entwickelt und im Folgenden auch zur Abschätzung von Schwingfestigkeiten angewendet [Hüc83, Göt20]. Hück [Hüc83] nimmt eine ausführliche Beschreibung und Analyse des Verfahrens vor und erweitert die Methode für eine verbesserte statistische Auswertung. Damit wird die Treffsicherheit bei der Berechnung des Mittelwerts und der Standardabweichung erhöht. Die Grundlage des Verfahrens bildet eine sequenzielle Versuchsreihe mit einer vorgegebenen Grenzlastspielzahl. Die Ergebnisse der Versuche werden in Bruch oder Durchläufer unterteilt. Als Durchläufer gelten Proben, die die vorgegebene Grenzlastspielzahl auf der jeweiligen Laststufe erreichen. Abhängig vom Ergebnis wird die Laststufe des folgenden Versuches um einen Laststufenabstand d erhöht oder herabgesetzt (siehe Abbildung 21). Zur Bestimmung

des Laststufenabstands d wird der Zusammenhang der Standardabweichung s und der Probenanzahl empfohlen (siehe

Tabelle 5). Aufgrund der unbekannt Standardabweichung vor Versuchsbeginn muss eine Abschätzung eines geeigneten Laststufenabstands erfolgen. Dazu können Laststeigerungsversuche oder eine Abschätzung anhand von quasistatischen Festigkeiten erfolgen.

Nach der sequenziellen Durchführung der Versuche erfolgt die Auftragung der Ergebnisse, wie in Abbildung 21 gezeigt. Für den Anschnitt einer Versuchsreihe gilt, dass Laststufen gestrichen werden, wenn diese nicht durch einen zweiten Versuch bestätigt werden. Die Anzahl der Versuche erhöht die Genauigkeit des Verfahrens. Am Ende der Versuchsreihe wird jeweils ein fiktiver Versuch angehängt. Für eine grobe Abschätzung sind mindestens zwei Versuche notwendig, empfohlen werden fünf bis neun Versuche durchzuführen. Für die Berechnung eines Konfidenzbereiches werden 13 Versuche und für die Bestimmung einer Standardabweichung 17 Versuche vorgegeben [Hüc83].

Die mathematische Beschreibung zur Abschätzung der Schwingfestigkeit ist im Folgenden nach [Hüc83, Göt20, DIN16b] beschrieben.

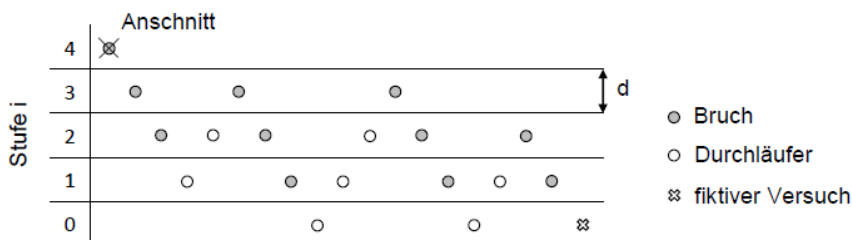


Abbildung 21: Auswertung des Treppenstufenverfahrens [Göt20]

Für die Versuchsauswertung wird die mittlere Oberlast \tilde{x} der Schwingfestigkeit nach der Gl. 28 anhand der kleinsten Oberlast x_0 , dem Laststufensprung d sowie der Hilfsgrößen A und F aus den Gl. 29 und Gl. 30 berechnet. Für die Auswertung werden alle Versuche unabhängig vom Status (Bruch oder Durchläufer) verwendet. Wie in Abbildung 21 gezeigt, werden die Laststufen mit einer Ordnungszahl i , welche von 0 bis zur obersten Laststufe gezählt werden, versehen. Dies wird zur Bestimmung der Hilfsgrößen F , A und B benötigt.

$$\tilde{x} = x_0 + d \cdot \frac{A}{F} \quad \text{Gl. 28}$$

$$F = \sum_{i=0}^{i_{\max}} f_i \quad \text{Gl. 29} \quad A = \sum_{i=0}^{i_{\max}} i \cdot f_i \quad \text{Gl. 30} \quad B = \sum_{i=0}^{i_{\max}} i^2 \cdot f_i \quad \text{Gl. 31}$$

Die Standardabweichung s der Oberlast des Treppenstufenverfahren wird mit Hilfe der Gl. 32 und den Gl. 33 bis Gl. 35 ermittelt.

$$s = d \cdot 10^{a_H} \cdot k_H^{b_H} \quad \text{Gl. 32}$$

$$k_H = \frac{F \cdot B - A^2}{F^2} \quad \text{Gl. 33}$$

$$a_H(F) = 4.579494 \cdot F^{-0.889521} \quad \text{Gl. 34}$$

$$b_H(F) = 7.235548 \cdot F^{-0.405229} \quad \text{Gl. 35}$$

Es ist ein Gültigkeitsbereich angegeben, nach dem der Quotient aus Standardabweichung und Laststufensprung (s/d) zwischen 0.5 und 6 liegen muss.

Die Bestimmung des Standardfehlers erfolgt mithilfe des Wertes C_m nach der Gl. 36 in Abhängigkeit von der Anzahl der Versuche (siehe Abbildung 22).

$$s_m = C_m \cdot s \quad \text{Gl. 36}$$

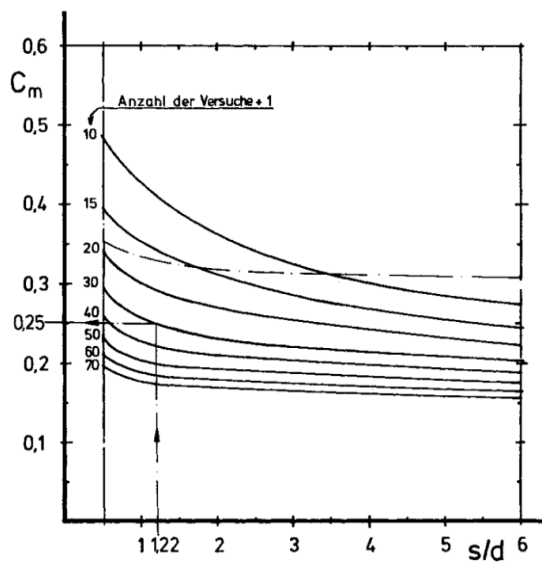


Abbildung 22: Hilfswert C_m zur Ermittlung des Standardfehlers des Mittelwertes [Hüc83]

3 Grundlagenuntersuchungen

Nach derzeitigem Stand der Technik wird die Festigkeit für Überlappungsklebungen mittels überlappter Zugscherprüfkörper (engl. single lap joint, SLJ) nach DIN EN 1465 [DIN09] durchgeführt. Zur Beantwortung der Forschungsfragen werden in quasistatischen und dynamischen Versuchen die Einflüsse der Oberflächengestaltung in Hybridverbunden untersucht. Das Ziel der Untersuchung ist es erste Einblicke in die Wirkungsweise der mikroskaligen Rauheit sowie mesoskaligen Pins in der Überlappungsfläche zu erhalten. Diese werden als Grundlage für weitergehende simulative Betrachtungen und experimentelle Untersuchungen verwendet.

Zur Untersuchung der Hybridanbindung wird eine thermoplastische Spritzgießkomponente intrinsisch mit einem CFK-Laminat verbunden (siehe Abbildung 23a). Die Überlappungsfläche beträgt $12,5 \times 25 \text{ mm}^2$ nach DIN EN 1465 für Überlappungsklebungen [DIN09]. Es werden verschiedene mikroskalige Oberflächenrauheiten und mesoskalige Pin-Strukturen in der überlappten Oberfläche des Thermoplasts (siehe Abbildung 23b) erzeugt.

Die Prüfkörper in dieser Arbeit durchlaufen dieselben Fertigungsschritte. Diese bestehen aus dem Spritzgießen der Thermoplastkomponente sowie der anschließenden Herstellung des CFK im RTM-Verfahren.

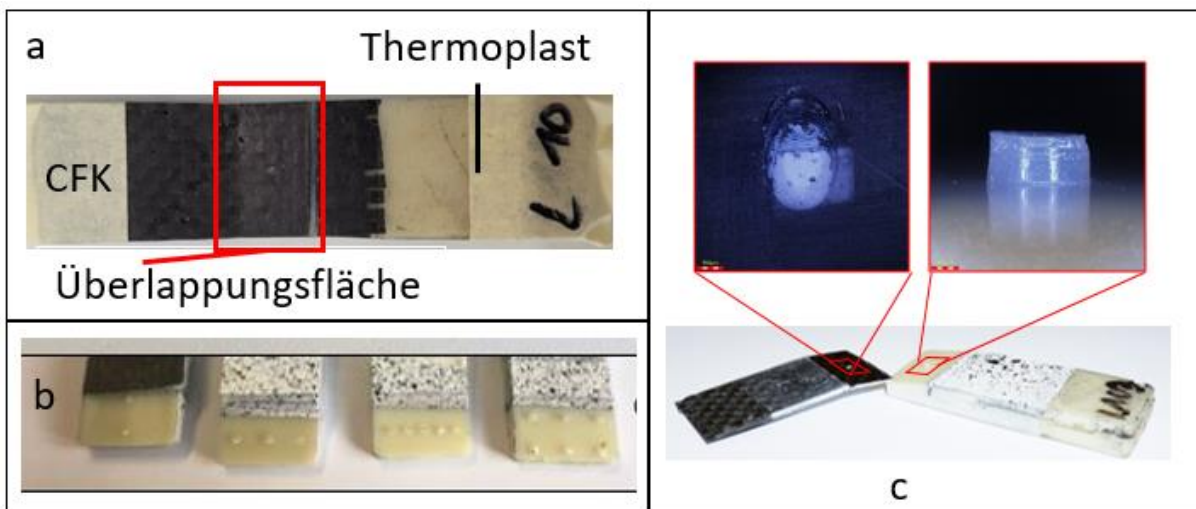


Abbildung 23: a) einfach überlappter Zugprüfkörper der Grundlagenuntersuchung, b) unterschiedliche Pin-Anordnungen, c) gebrochener Prüfkörper mit individuellem Pin

3.1 Prüfkörperherstellung

Abweichend vom Hybridanbindungskonzept wird bei der Herstellung der SLJ-Prüfkörper auf die Metallkomponente verzichtet. Daher ist der erste Prozessschritt das Spritzgießen des thermoplastischen Einlegers. Durch die Nutzung eines Wechselwerkzeuges können unterschiedliche mikro- und mesoskalige

Oberflächenstrukturen auf den Einlegern erzeugt werden. Die definierten mesoskaligen Pin-Strukturen werden mittels spanender Bearbeitung in die Werkzeugeinsätze eingebracht. Die mikroskalige Strukturierung wird stochastisch durch Sandstrahlen der Oberflächen des Werkzeugeinsatzes erzeugt (siehe Abschnitt 3.2). Eine ausführlichere Beschreibung des Spritzgießprozesses und der Prozessparameter ist im Abschnitt 5.2 gegeben.

Der zweite Prozessschritt ist das Harzinjektionsverfahren (RTM). Die Einleger werden mit zwei CFK-Lagen im RTM-Werkzeug positioniert und durch das Einspritzen des Epoxidharzgemisches umspült. Bei den CFK-Lagen handelt es sich um Gewebelagerteile in Leinwandbindung (Aksaca A-38 3K, Dichte 160g/m², Fa. *Dowaksa*, Datenblatt siehe Anhang [Dow22]). Diese werden für die uniaxialbelasteten SLJ-Prüfkörper in Belastungsrichtung mit 0°-90°-Ausrichtung orientiert.

Das Harzsystem besteht aus einem Epoxidharz (Biresin CR170, Fa. *Sika*, siehe Anhang [Sik17]) mit dem Härter (Biresin CR150-3, Fa. *Sika*) und bildet eine duroplastische Matrix um das Kohlenstofffasergewebe. Die 45-minütige Aushärtung des Harzsystems bei 75°C Werkzeugtemperatur sorgt für die intrinsische Konsolidierung des CFK mit dem thermoplastischen Einleger. Die Entformung der SLJ-Prüfkörper aus den Werkzeugkavitäten ist trotz Wachsimprägnierung nur mittels mechanischer Kraftausübung möglich. Daher müssen Vorschädigungen der Prüfkörper als möglicher Einfluss des Schädigungsverhaltens berücksichtigt werden. Hinzu kommt der Einfluss einer mechanischen Nachbearbeitung der Proben aufgrund der Werkzeuggestaltung, um eine bessere Vergleichbarkeit der Proben zu gewährleisten. Die Nachbearbeitung umfasst das Entfernen überstehender Harzränder durch Schleifen und das Abtrennen überstehender CFK-Bereiche. Damit werden definierte Prüfflächen gewährleistet.

Die Prüfung erfolgt im Zugversuch an einer Universalprüfmaschine Autograph AG-X plus (Fa. *Shimadzu*). Gemäß der Norm zur Prüfung von CFK-Werkstoffen DIN EN ISO 527-4 [DIN20] beträgt die Prüfgeschwindigkeit 2 mm/min bei einem Normklima von 23°C. Für die Auswertung werden die gemittelten Kraft-Weg-Kurven verwendet. Die einzelnen Messkurven der Zugprüfung sind dem Anhang (Diagramm A 1 ff) zu entnehmen.

3.2 Mikroskalige Oberflächenstrukturen

Die Oberflächenrauheit der Prüfkörper wird im Spritzgießverfahren mittels unterschiedlich rauer Oberflächen der Werkzeugeinsätze erzeugt. Dazu werden Stahl und Aluminium als Grundwerkstoffe der Einsätze sowie Edelmetalle 14 und 24 als Strahlgut verwendet. Zudem variiert die Druckluft beim Sandstrahlen zwischen 1.8 und 7 bar. Mittels eines *T1000 Hommel Tester* (Fa. *Hommelwerk*) wird die Oberflächenrauheit taktil geprüft. Sechs unterschiedliche Einsätze werden verwendet, wobei auf genügend große Abstände zwischen den Rauheitswerten geachtet wird,

siehe Kavitätenrauheit in Tabelle 6. Die Rauheitskennwerte der Thermoplastkomponenten werden ebenfalls taktil mittels *Hommel Tester* ermittelt und sind in Tabelle 6 aufgeführt.

Tabelle 6: Parameter zur Einstellung der Prüfkörperrauheit

Grundwerkstoff	Stahl	Stahl	Stahl	Stahl	Aluminium	Aluminium
Stahlgute Korngröße	poliert	EK 24	EK 24	EK 24	EK 14	EK 14
Luftdruck in bar	-	1.8	3	7	4	6
Kavitätenrauheit R_a in μm	0.04	2.15	3.44	5.17	6.3	7.97
Prüfkörperrauheit R_a in μm	0.25	2.25	3.55	5.59	6.71	9.34

3.2.1 Quasistatische Untersuchung

In quasistatischen Zugscherversuchen werden sechs unterschiedliche Oberflächenrauheiten R_a zwischen 0.25 und 9.34 μm (siehe Tabelle 6) mittels SLJ-Prüfkörper verglichen. Die Proben R_a 0.25 μm gelten als plane Referenz in den Versuchsreihen. Die Ergebnisse sind im Kraft-Weg-Diagramm 1 und im Boxplot in Diagramm 2 der Maximalkräfte dargestellt. Eine ausführlichere Beschreibung zur Erstellung der Diagramme und Mittelung der Werte ist in Abschnitt 6.1 gegeben. Die einzelnen Kurven der Versuche sind dem Anhang beigefügt.

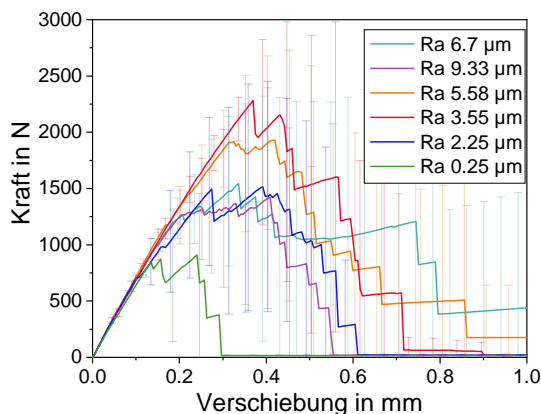


Diagramm 1: Kraft-Weg-Kurven der SLJ mit unterschiedlichen Rauheiten

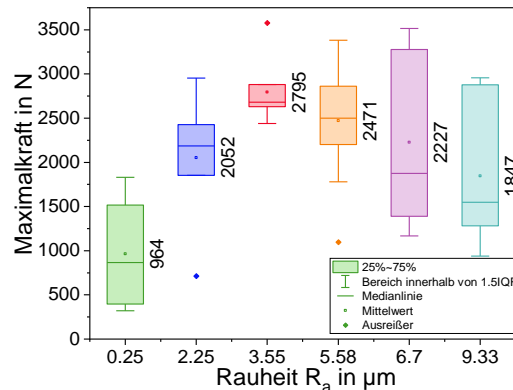


Diagramm 2: Maximalkraft-Boxplot der SLJ mit unterschiedlichen Rauheiten

Ein Vergleich der Kurven zeigt, dass die mikroskalige Rauheit die Festigkeit in den Versuchen stark beeinflusst. Während die Verläufe der Kurven qualitativ ähnlich sind, lassen sich quantitative Unterschiede der Ergebnisse im Boxplot erkennen. Die höchste Maximalkraft erzielt die Probe R_a 3.55 μm mit 2795 N, gefolgt von der Probe 5.59 μm mit 2471 N. Dies entspricht einer Steigerung von 156-190% gegenüber den planen Proben (R_a 0.25 μm). Bei höheren Oberflächenrauheiten von R_a 6.7 und 9.33 μm nimmt die erzielte Maximalkraft wieder ab. Damit ist ein Maximum der Verbundfestigkeit im Bereich R_a 3.55 μm unter den gegebenen quasistatischen Beanspruchungen und für die Werkstoffeigenschaften bestimmt.

3.2.2 Dynamisch-zyklische Untersuchung

Für ein grundlegendes Verständnis der Auswirkung mikroskaliger Oberflächenrauheiten auf die dynamisch-zyklische Schwingfestigkeit werden die Proben mechanisch mittels Treppenstufenverfahren verschieden hohen Zugschwellbelastungen ausgesetzt. Die Prüfungen erfolgen mit einem Prüfungssystem zur Dynamischen-Mechanischen-Analyse (DMA E10000, Fa. Instron). Eine sinusförmige, zyklische Belastung wird entsprechend den in Tabelle 7 aufgeführten Parametern auf die Proben aufgebracht.

Tabelle 7: Parameter der Schwingfestigkeitsuntersuchung

Parameter	Wert	Einheit
Lastspielzahl	10 ⁵	Zyklen pro Laststufe
Verhältnis R	0.1	-
Frequenz	5	Hz
Laststufensprung	100	N

Für das Treppenstufenverfahren wird überschlägig die Langzeitfestigkeit der Proben mittels Laststeigerungsversuchen ermittelt. Die Lastspielzahl beträgt jeweils 10000 Zyklen bei einer Laststeigerung von 100 N. Die Schwingfestigkeit der SLJ wird im Bereich von 30-50 % der Zugfestigkeit bestimmt. Daher werden die Startlaststufen in diesem Bereich gewählt. Aufgrund des hohen Bedarfs an Prüfkörpern und der aufwendigen Herstellung, werden Durchläufer bei einer höheren Laststufe erneut eingesetzt. So werden im Schnitt etwa zehn Versuche je Rauheitsstufe erreicht. Durch die Auswertungsmethode nach Hück [Hüc83] lassen sich eine Schwingfestigkeit anhand der gemittelten Oberlast sowie ein Standardfehler beziehungsweise eine Standardabweichung errechnen. Die berechneten Standardabweichungen sind jedoch mit der Anzahl der Proben statistisch nicht belastbar und daher als Orientierungswerte zu betrachten. Die Ergebnisse des Treppenstufenverfahrens und die errechneten Schwingfestigkeiten sind in Tabelle 8 und Diagramm 3 dargestellt. Die gewerteten Laststufen sind ohne die Anschnitte des Treppenstufenverfahrens abgebildet.

Tabelle 8: Ergebnisse der SLJ Schwingfestigkeitsuntersuchung mit unterschiedlichen Rauheiten

Prüfkörperrauheit R _a in µm	0.24	2.33	3.51	5.59	6.69	8.96
Dyn. Festigkeit in N	483	817	759	968	983	960
Standardfehler in N	200	196	524	84	109	25
Standardabweichung	624	748	2027	240	312	53

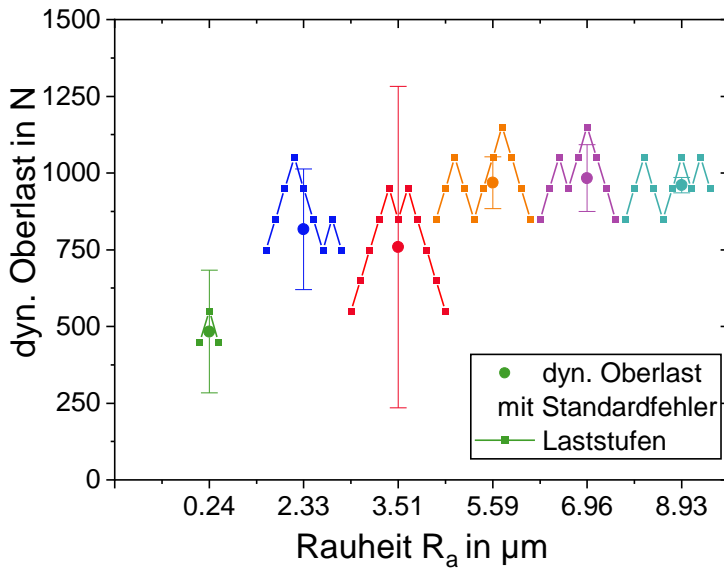


Diagramm 3: Gemittelte dynamische Oberlast und Laststufen des Treppenstufenversuchs der SLJ mit unterschiedlichen Rauheiten

Die Auswertung des Treppenstufenversuchs zeigt, dass die Schwingfestigkeit mit zunehmender Rauheit gesteigert werden kann. Dabei nimmt ebenfalls die Wiederholgenauigkeit in den Versuchen zu, was sich an den dargestellten Standardfehlern widerspiegelt. Für die ersten drei Rauheitsgrade ist der Standardfehler und damit die Streuung der Versuchsergebnisse groß. Speziell die Probenreihe R_a 3.51 μm zeigt dieses Verhalten deutlich, da die Proben auf verschiedenen Laststufen versagen. Für die Probe R_a 0.24 μm sind nur drei auswertbare Laststufen vorhanden, da bereits sehr geringe dynamische Belastungen zu einem Versagen der Probe führen. Für die anderen Rauheitsgrade werden deutlich mehr Laststufen durchlaufen (siehe Diagramm 3). Für hohe Rauheitsgrade ist der Standardfehler deutlich geringer. Die maximale Oberlast wird mit 983 N für die Rauheit von R_a 6.96 μm gemessen. Die Rauheiten R_a 5.59 und R_a 8.93 sind auf einem sehr ähnlich hohen Kraftniveau mit guter Reproduzierbarkeit. Insgesamt lässt sich sagen, dass für Rauheitswerte oberhalb von R_a 3.51 μm die Schwingfestigkeit hohe Werte im dynamisch-mechanischen Zugversuch erreicht.

Der Grund für die Steigerung der dynamischen Festigkeit liegt in der mechanischen Mikroverklammerung, welche die Schadensinitiierung mindert. Der lokale Ausreißer nach unten bei R_a 3.51 μm ist mit den bekannten Effekten aus dem Kapitel „Stand der Technik“ nicht zu erklären. Die Ursache wird in der Prüfkörperherstellung und der Versuchsdurchführungen vermutet. Aus den Ergebnissen und der errechneten Standardabweichung ist abzuleiten, dass der Laststufensprung zu gering gewählt wurde.

Insgesamt lässt sich feststellen, dass im Gegensatz zu den statischen Untersuchungen, in den Ergebnissen der Schwingfestigkeitsuntersuchung kein ausgeprägtes lokales

Maximum für den untersuchten Rauheitsbereich erkennbar ist. Viel mehr streben die Messwerte für höhere Rauheitswerte gegen einen Grenzwert der knapp unterhalb von 1000 N liegt. Es kann angenommen werden, dass für dynamische Belastungen Rauheitswerte von $R_a \geq 4 \mu\text{m}$ die Anbindungsfestigkeit des Hybridverbundes verbessern. Insgesamt gilt, durch die mikroskalige Gestaltung der Oberflächenrauheit ist eine deutliche Steigerung der Verbundfestigkeit im quasistatischen und dynamischen Bereich erzielt worden.

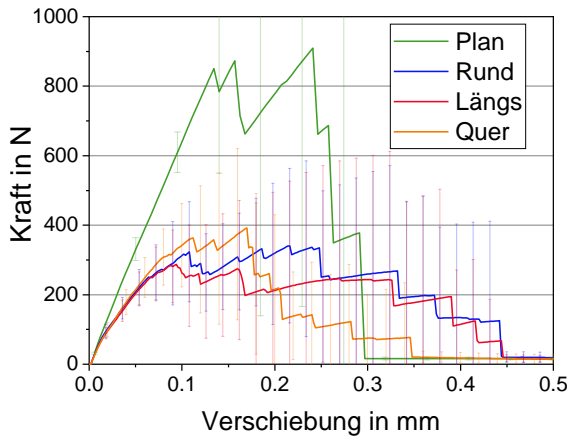


Diagramm 4: Kraft-Weg-Plot SLJ mit singulären Pins

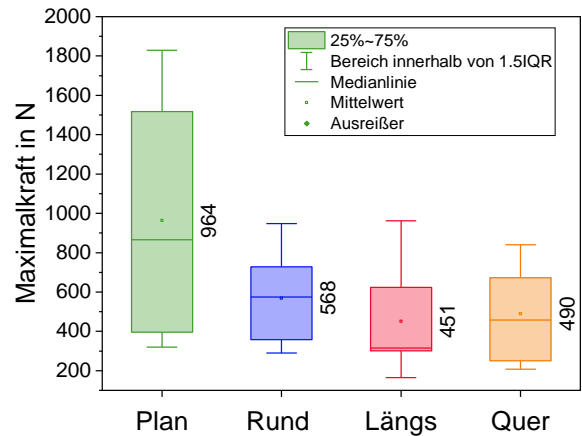


Diagramm 5: Boxplot der Maximalkraft der SLJ mit singulären Pins

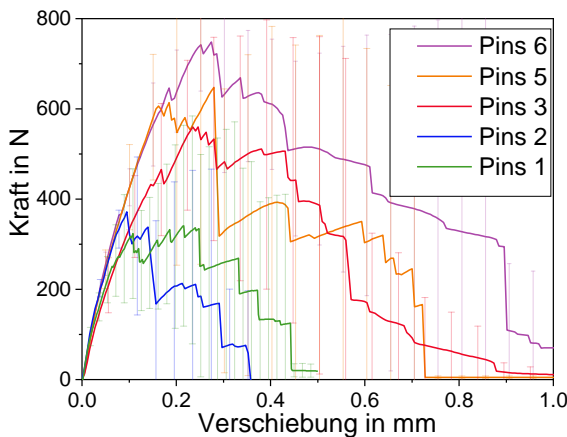


Diagramm 6: Kraft-Weg-Kurven SLJ mit mehreren Pins

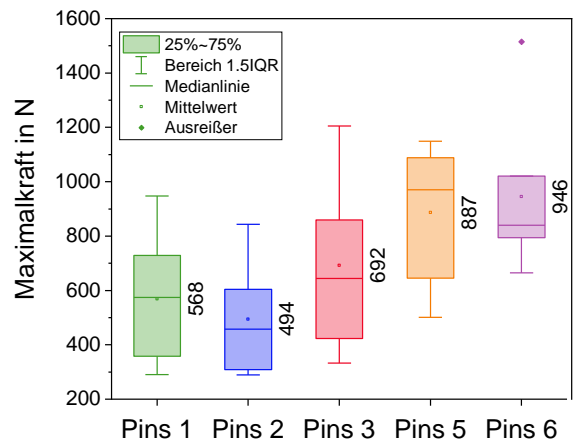


Diagramm 7: Boxplot der Maximalkraft der SLJ mit mehreren Pins

3.3 Einfluss mesoskaliger Pin-Strukturen

Zunächst wird der Einfluss einzelner mesoskaliger Pins im Verbund untersucht (siehe Abbildung 23c). Dabei wird die Geometrie der einzelnen Pins variiert, um mögliche geometriebedingte Effekte zu beobachten. Bei den Pin-Geometrien wird zwischen runden Pins mit einem Durchmesser von 0.86 mm und ovalen Pins mit den Radien

1 mm und 0.71 mm variiert. Die Pins sind längs und quer zur Zugrichtung ausgerichtet. Die Abmessungen der Pin-Geometrien entstammen einer simulativen Berechnung auf der Basis eines zweidimensionalen FE-Modells [Gün18].

Das Kraft-Weg-Diagramm 4 zeigt die gemittelten Kurven der Probenreihen. Zudem gibt der Boxplot in Diagramm 5 die Verteilung der Maximalkraft der Probenreihen an. Als Referenzprobe dient die plane Probenreihe $R_a 0.25$. Bei einer Maximalkraft im Mittel von 964 N und etwa 0.3 mm Verschiebung weisen die Proben recht große Streuung auf. Die Kurven der Proben mit Pins zeigen, dass die einzelnen Pins deutliche Minderungen der Prüfkörperfestigkeit bewirken. Im gemittelten Kurvenverlauf verzeichnen die Proben *Quer* den höchsten Anstieg und erzielen die geringste Verschiebung im Vergleich. Im Mittel der Maximalkraft sind die Proben mit runden Pins im Vergleich mit 568 N die stärksten Proben. Bei der Betrachtung der Schädigungsentwicklung lassen die Proben *Rund* und *Längs* die größten Verschiebungen erkennen. Große Streuungen bei den Versuchsergebnissen verhindern eine detaillierte Analyse und die Abgrenzung des unterschiedlichen Einflusses der Pin-Geometrien in den Untersuchungen.

Es ist festzuhalten, dass einzelne Pins in der Versuchsreihe einen deutlich negativen Effekt auf die Festigkeit der SLJ-Prüfkörper zeigen. Eine verstärkende Wirkung durch den mesoskaligen Hinterschnitt eines einzelnen Pins ist aufgrund des geringen mechanischen Einflusses nicht zu beobachten. Die Wirkung des Pins kann als schwächend, entsprechend einer Fehlstelle in der Grenzfläche, gesehen werden, da dieser zu einem schnelleren Versagen der Probe beiträgt. Die höhere Verschiebung in den Kraft-Weg-Verläufen deutet an, dass Pin-Strukturen den Schädigungsfortschritt beeinflussen.

Neben der Platzierung einzelner Pins wird die Wirkung von Pin-Strukturen aus mehreren Pins in der Anbindungsfläche untersucht. Dazu werden Prüfkörper mit unterschiedlicher Pin-Anzahl und unterschiedlicher Anordnung der Pins in der Anbindungsfläche betrachtet (siehe Abbildung 23b). Im Kraft-Weg-Diagramm 6 ist die Steigerung der gemittelten Verläufe der Proben mit steigender Pin-Anzahl erkennbar. Die zunehmende Verschiebung in den Kurven verdeutlicht den Einfluss der Pins in der Anbindung sowie die Steigerung der Festigkeit mit zunehmender Pin-Anzahl. Die Ergebnisse im Boxplot in Diagramm 7 zeigen die Tendenz einer positiven Auswirkung der steigenden Pin-Anzahl auf die Festigkeit und das Schädigungsverhalten. Dabei ist zu bemerken, dass die Maximalkraft der Proben mit sechs Pins immer noch geringer ist als die der planen Referenz aus Diagramm 5. Jedoch ist eine Annäherung mit geringerer Streuung der Ergebnisse erkennbar. Die große Streuung zwischen den einzelnen Proben aller Versuchsreihen ist zurückzuführen auf verschiedene Einflüsse und die hohe Empfindlichkeit der Prüfkörper und mindern die Aussagekraft der Ergebnisse der mechanischen Prüfungen.

Zusammenfassend lässt sich erkennen, dass einzelne mesoskalige Elemente die Verbundfestigkeit der Prüfkörper schwächen. Die Anordnung mehrerer Pins können die Belastbarkeit steigern und das Schädigungsverhalten damit positiv beeinflussen. Dabei ist zu beachten, dass die Anbindungsfestigkeit in der Grenzfläche werkstoffseitig nicht näher betrachtet oder variiert wurde. Nachteilig für den Prüfverlauf ist die Prüfkörpergeometrie insofern, als dass die Belastung in der Überlappungsfläche das Ausknüpfen der Pins verursacht und der mechanische Formschluss der Pins nur bedingt zum Einsatz kommt. Daher wird auf eine Untersuchung des Einflusses unter dynamisch-zyklischer Belastung mit dem SLJ im Rahmen der Grundlagenuntersuchung verzichtet.

3.4 Thesen und Fragestellungen zur Grundlagenuntersuchung

Aus den Grundlagenuntersuchungen mit SLJ-Prüfkörpern lassen sich folgende Hypothesen ableiten:

- Die quasistatische und dynamische Festigkeit hängt stark von der mikroskaligen Rauheit ab.
- Die mikroskalige Oberflächenstruktur bestimmt die Schadensinitiierung, welche in der Grenzfläche der SLJ-Prüfkörper ein abruptes Totalversagen einleitet.
- Die mesoskaligen Pin-Strukturen beeinflussen die Schadensentwicklung in der Grenzfläche:
 - Pins wirken sich negativ auf die Schadensinitiierung aufgrund von Spannungskonzentrationen aus.
 - Pins erhöhen die maximale Verschiebung bei Totalversagen der Prüfkörper, da der Rissfortschritt in der Grenzfläche gehemmt werden kann.
 - Durch eine Gestaltoptimierung und eine geeignete Platzierung von Pin-Strukturen werden die Eigenschaften von Hybridverbunden verbessert.

Aus den aufgestellten Hypothesen ergeben sich für die weiteren Untersuchungen folgende Fragestellungen:

- VI. Wie muss ein Prüfkörper für die Untersuchung der mesoskaligen Pin-Struktur gestaltet sein,
 - a. um die Eigenschaften der Hybridverbindung abbilden zu können?
 - b. um den Einfluss meso- und mikroskaliger Oberflächenstrukturen unter anwendungsnahen Bedingungen zu prüfen?
- VII. Wie wirkt sich die Kombination der meso- und mikroskaligen Grenzflächengestaltung auf die mechanischen Eigenschaften des Hybridverbundes (Verbundfestigkeit und Schadensverhalten) aus?

3.5 Erkenntnisse und Vorgaben zur Prüfkörperentwicklung

Bei den Versuchen im Rahmen der Grundlagenuntersuchungen haben sich verschiedene Schwierigkeiten mit dem SLJ-Prüfkörper gezeigt. In die Entwicklung eines neuen Prüfkörperdesigns sollen die Erkenntnisse und Herausforderungen des SLJ-Prüfkörpers einfließen. Diese lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Die einseitige Prüfkörperbelastung der Überlappungsfläche erhöht Schäl- statt Scherbelastung in der Prüfkörpergrenzfläche, welche dem mechanischen Einfluss durch Formschluss der Pins auf die Anbindungsfestigkeit entgegenwirkt.
- Das Größenverhältnis der mesoskaligen Pin-Strukturen zur geprüften Grenzfläche im Überlappungsbereich des SLJ-Prüfkörpers lässt nur bedingt eine Schadensentwicklung im Prüfkörper und damit den Einfluss der Pins beobachten.
- Der SLJ-Prüfkörper ermöglicht ausschließlich uniaxiale Belastungen, so dass der Einfluss lastpfadorientierter Pin-Strukturen lediglich unter uniaxialer Beanspruchung untersucht werden kann.
- Die mechanische Entformung bei der Herstellung der Prüfkörper und deren aufwendige Nachbearbeitung erhöhen das Risiko der Prüfkörperbeschädigung vor Versuchsbeginn.

Mit dem Ziel, Gestaltungshinweise aus den Versuchsergebnissen abzuleiten, ist eine bauteilnahe Prüfkörpergeometrie notwendig. Für das Anbindungssystem des Hybriden muss daher die Überlagerung der Effekte von mikro-, meso- und makroskaligen formschlüssigen Strukturen im Hybridverbund berücksichtigt werden. Weitere Untersuchungen beziehen den Einfluss von lastpfadorientierten Pin-Strukturen ein. Daher ist bei der Gestaltung des Prüfkörpers auf die Erzeugung mehraxialer Beanspruchungen in der Grenzfläche zu achten.

4 Numerische Untersuchung

Mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) wird die Wirkungsweise von Pin-Strukturen in der Grenzfläche von CFK-Verbunden untersucht. Simulationen ermöglichen ein verbessertes Verständnis komplizierter und im Versuch nichteinsehbarer Prozesse und erlauben damit Rückschlüsse zu technischen Sachverhalten, welche in realen Experimenten nicht ermittelt werden können. Entscheidend für die Aussagekraft der Berechnungen ist die realistische Modellierung des untersuchten Anbindungssystems. Für die Abbildung der mechanischen Eigenschaften und des Versagensverhaltens des Hybridverbundes sind geeignete Materialmodelle notwendig.

Für die Untersuchung des Einflusses unterschiedlicher Pin-Strukturen werden Parameterstudien durchgeführt. Diese analysieren den Einfluss und die Wirkungsweise der Pin-Geometrie sowie deren Anordnung unter Berücksichtigung der Grenzflächenhafteigenschaften. Aufgrund der Vielzahl verschiedener Parameter ist eine hohe Anzahl an Modellen und Berechnungen erforderlich. Die Umsetzung erfolgt durch skriptbasierte Generierung der Simulationsmodelle und Auswertung der Ergebnisse. Anwendung findet das FEM-Simulationsprogramm *Abaqus* (Fa. *Dassault Systèmes*) [Das17]. Zur Automatisierung verschiedener Prozesse werden Skripte auf Basis der Programmiersprache *Python* angewandt, welche über eine Schnittstelle den Zugriff auf das FEM-Programm *Abaqus* erlauben. Zudem bietet *Abaqus* die Möglichkeit, Werkstoffmodelle über Subroutinen einzupflegen. Die Software *Helius PFA*, welche zur Modellierung des CFK-Verhaltens eingesetzt wird, nutzt die Schnittstelle zur Erweiterung der *Abaqus*-eigenen Werkstoffmodelle [Aut19].

4.1 Modellbildung

Für die Simulation des Hybridbauteils sind die unterschiedlichen Werkstoffkomponenten mit ihren spezifischen Materialverhalten sowie das Grenzflächenverhalten zu definieren. Die Komplexität der Modellierung ist abhängig von der Funktionsweise der Werkstoffe und deren Eigenschaften im Verbund. Besonderes Augenmerk wird auf den CFK gelegt, da eine Aussage über die Wirkungsweise der Pins auf die Schädigungsmechanismen im Laminat sowie in der Grenzfläche getroffen werden soll. Dabei müssen das Zusammenspiel aus den CFK-Gewebefasern und der Kunststoffmatrix sowie die Schädigungsmechanismen berücksichtigt werden. Wie im Kapitel „Stand der Technik“ in Abschnitt 2.2.4 angeführt, zeigt Summa [Sum18b], dass die Hauptschädigungsmechanismen bei Hybridverbunden das translaminare Risswachstum im CFK sowie die Delamination des CFK mit einer Auslösung des Einlegers sind. In den Grundlagenuntersuchungen ist das Schädigungsversagen der SLJ-Prüfkörper ebenfalls durch die Delamination in der Grenzfläche bedingt und stark beeinflusst durch die Grenzflächenhafteigenschaften in

Zusammenhang mit der Oberflächenrauheit. Daher ist die Grenzflächenhaftung ein wichtiger Einflussparameter auf den Verbund und die Verbundfestigkeit.

Die Größe der durch die Simulationsmodelle abgebildeten Bereiche des Hybridverbundes ist abhängig von der zu untersuchenden Fragestellung (siehe Tabelle 9). Dabei sorgt die angepasste Modellgröße zum einen für eine höhere Genauigkeit der Simulationsergebnisse aufgrund der fokussierten Betrachtung. Zum anderen wird der Aufwand für die Modellgenerierung und die Berechnung reduziert. Zur Bestimmung des Einflusses der Pin-Geometrie wird ein Ein-Pin-Modell (siehe Abbildung 24) untersucht. Mit einem Mehr-Pin-Modell wird der Einfluss unterschiedlicher Pin-Anordnungen analysiert.

Tabelle 9: Parameter zu den Simulationsmodellen

Modell	1-Pin	Mehr-Pin
Geometrische Abmessungen	3.7 x 3.7 x 2 mm ³	10 x 10 x 2 mm ³
Untersuchung	Pin-Geometrie	Pin-Anordnung
Elementtypen	C3D8R/COH3D8	C3D8R/COH3D8
Netzgröße	0.07 mm	0.2 mm

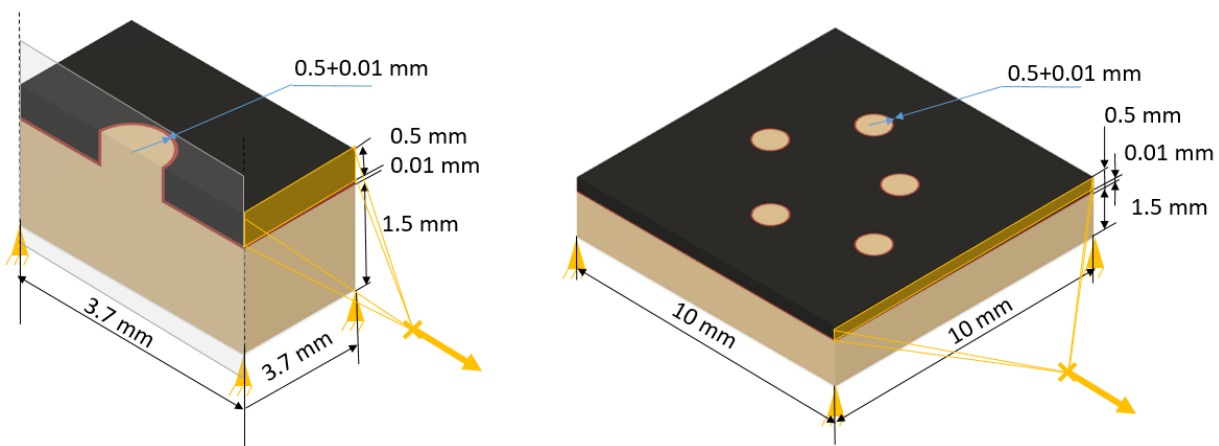


Abbildung 24: Modelle der Simulationsstudien: Ein-Pin-Modell mit Symmetrieschnitt (links), Mehr-Pin-Modell (rechts)

Für die FE-Modelle sind neben den Materialmodellen die Elementtypen sowie deren Größenabmessungen zu bestimmen. Es werden C3D8R-Elemente verwendet, welche aufgrund der reduzierten Anzahl an Integrationspunkten weniger Rechenaufwand bedeuten und zudem weniger empfindlich bei der Schadensinitiation und -entwicklung sind [Sch16, Aut19]. Der alternative Elementtyp C3D8 hat acht Integrationspunkte an den Rändern, statt einem mittig. An den Rändern werden die Schadenskriterien allerdings früher erfüllt, was zu einem Überschätzen des Schadenseintritts führen kann [Sch16]. Für die Kohäsionsschichten werden Elemente des Typs COH3D8 mit einer Dicke von 0.01 mm verwendet.

4.1.1 Modellierung der Thermoplastkomponente

Für den Thermoplast wird ein linear-elastisches Werkstoffverhalten unter Beachtung der verminderten Dehngrenze durch die Kurzglasfaserverstärkung und einem vergleichsweise spröden Bruchverhalten bei Normklima zu Grunde gelegt. Dabei wird eine homogene Werkstoffstruktur angenommen und die mikroskalige Inhomogenität durch die Kurzglasfaserverstärkung vernachlässigt. Es werden eine Steifigkeit (E-Modul) von 9100 MPa und eine Querkontraktionszahl von 0.37 eingesetzt. Für die Auswertung und Auslegung der Thermoplastkomponenten wird eine Belastungsobergrenze von 100 MPa in den Modellen festgelegt. [Evo18b]

4.1.2 Modellierung des CFK-Werkstoffs

Im Abschnitt 2.4.1 sind drei Methoden zur Modellierung des komplexen mikromechanischen Werkstoffverhaltens von CFK gegenübergestellt und die Vor- und Nachteile erläutert. Im Rahmen dieser Arbeit wird das Werkstoffverhalten des CFK mit Hilfe der Software *Helius PFA* (Fa. Autodesk) [Aut19] modelliert. *Helius PFA* nutzt für die Modellierung die Mehrphasen-Kontinuums-Theorie (MCT), welche das Werkstoffverhalten des Verbundes sowie der Fasern und Kunststoffmatrix im Einzelnen abbildet. Für die Werkstoffmodellierung müssen die Parameter des mechanischen Verhaltens im Programm hinterlegt werden. Dafür bietet *Helius PFA* einen Materialmanager sowie ein Plug-in für *Abaqus*.

Die Parametrierung des CFK-Werkstoffs erfolgt mittels Literaturdaten, welche aus experimentellen Zugversuchen und den Angaben der Datenblätter der Hersteller entstammen. Schraa [Sch16] bestimmt die Parameter eines CFK-Werkstoffs für *Helius PFA* unter Verwendung vergleichbarer Gewebe und Matrix-Materialien [Tor18, Sik17]. Die Elastizitätskennwerte für die Parametrierung des *Helius PFA* Werkstoffmodells sind in der Tabelle 10 aufgeführt. Die Materialdaten der einzelnen Konstituenten (Faser und Matrix) sind aus Datenblättern der Hersteller und Literaturdaten entnommen [Sik17, Ehr06, Tor18, Sch16].

In Tabelle 10 sind die verwendeten Parameter vor und mit Optimierung der *Helius PFA* Software aufgeführt. Die Parameteroptimierung sorgt für eine iterative Anpassung der Werkstoffdaten der Konstituenten mit den gemessenen Verbunddaten, so dass eine höhere Genauigkeit der Simulationsergebnisse erzielt werden kann [Aut19]. Die weiteren Elastizitätskonstanten des Materialmodells sind dem Anhang zu entnehmen. *Helius PFA* benötigt verschiedene Festigkeitsparameter des Verbundes zur Bestimmung des Schädigungsverhaltens. Die implementierten Festigkeitsparameter des CFK-Verbundes sind in Tabelle 11 zusammengefasst.

Tabelle 10: Werkstoffdaten des CFK-Verbunds [Sch16]

Material	Parameter	Vor Optimierung	Nach Optimierung	Einheiten
Verbund	$E_{11} = E_{22}$	23 $\times 10^3$	22.97 $\times 10^3$	MPa
	E_{33}	-	2.92 $\times 10^3$	MPa
	ν_{12}	0.01	3.981 $\times 10^{-2}$	-
	G_{12}	800	731.8	MPa
Faser	E_{11}	230 $\times 10^3$	124.8 $\times 10^3$	MPa
	$E_{22} = E_{33}$	28 $\times 10^3$	11.21 $\times 10^3$	MPa
	ν_{12}	0.25	0.214	-
	ν_{23}	0.25		-
	G_{12}	50 $\times 10^3$	6.959 $\times 10^2$	MPa
Matrix	E_{11}	2.7 $\times 10^3$	2.221 $\times 10^3$	MPa
	ν_{12}	0.35	0.438	-

Tabelle 11: Festigkeitsparameter des Verbundes [Sch16]

Parameter	Wert	Einheit
Zugfestigkeit	230	MPa
Druckfestigkeit	-110	MPa
Scherfestigkeit	24	MPa
Zugkniestärke	195.5	MPa
Scherkniestärke in der Ebene	14.4	MPa

4.1.3 Modellierung der Werkstoffgrenzfläche

Die Grenzfläche zwischen dem CFK und der Thermoplastkomponente wird mit der „Cohesiv-Zone-Method“ (CZM) modelliert. Das CZM wird, wie in Abschnitt 2.4.2 gezeigt, für Delaminationen bei Hybridgrenzflächen eingesetzt. Es basiert auf der Verwendung von Kohäsionselementen (COH3D8), welche eine sehr geringe Dicke von 0.01 mm in der Grenzschicht der Komponenten aufweisen (siehe Abbildung 25). Die dreidimensionale Geometrie der Elemente ermöglicht die Berechnung der Belastung in der Grenzfläche und kann mittels eines Spannungs-Rissöffnungs-Gesetzes (Traction-Separation-Law, TSL) Schädigungen repräsentieren. Die Beschreibung des Verhaltens der Kohäsionselemente erfolgt mittels der Steifigkeitswerte K_i , der Festigkeitswerte S_i und der Energiewerte G_i für die Schädigung. Diese werden jeweils entsprechend der drei Rissöffnungsmodi ($n = 1$ Normal zur Rissfläche, $s = 2$ entlang der Rissöffnung und $t = 3$ quer zur Rissöffnung) gekennzeichnet. Zur Modellierung der Delamination im CFK-Verbund nutzt Schraa [Sch16] ebenfalls die CZM zwischen den CFK-Lagen. Die Parametrierung für die Kohäsionselemente erfolgt durch Simulationsberechnungen und experimentelle Versuche, welche iterativ angeglichen werden. Die berechneten Parameter für das Delaminationsverhalten des CFK sind Tabelle 12 zu entnehmen.

Die Kennwerte der Kohäsionselemente zwischen CFK und Thermoplast werden durch eine numerische Parametervariation angepasst. Anwendung finden die Kraft-Weg-Daten eines SLJ-Zugversuchs, wie in Diagramm 8 dargestellt. Die Daten werden den Ergebnissen einer simulativen Parameteroptimierung gegenübergestellt. Es ist eine gute qualitative Abbildung des Schädigungsverlaufes des SLJ-Versuches zu sehen. Die gestrichelten Kurven der Simulation mit den Parametersätzen Kn_{1250} und Kn_{2500} zeigen, dass durch eine Variation der Kohäsionsschichtparameter der Einfluss der Grenzflächenhaftung untersucht werden kann. Die ermittelten Parameter der Kohäsionselemente sind Tabelle 12 zu entnehmen. Die aufgeführten Parameter zeigen deutlich den Unterschied der Kohäsionsparameter des CFK-Verbundes und der Kohäsionsparameter zur Beschreibung der Grenzflächenhafteigenschaften zwischen CFK und Thermoplast.

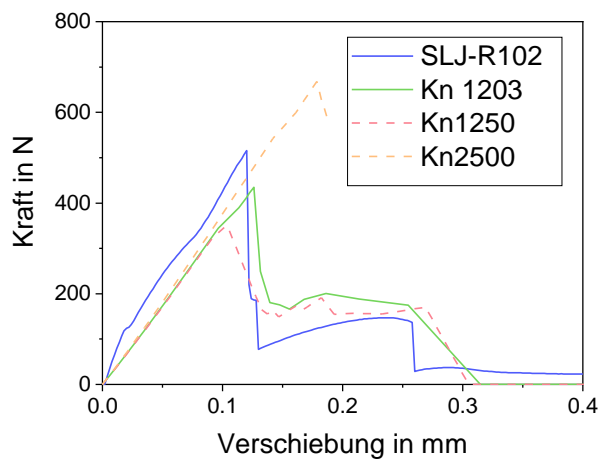


Diagramm 8: Kraft-Weg-Kurven des SLJ-Zugversuches und Simulationsergebnisse zur Bestimmung der CZM-Parameter der Verbundgrenzfläche

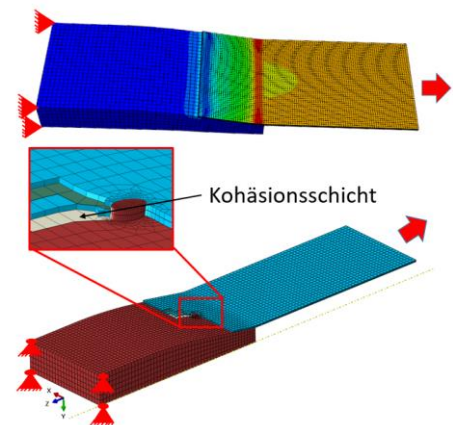


Abbildung 25: FEM-Modell eines SLJ-Prüfkörpers unter Zugbelastung und mit Darstellung der Kohäsionsschicht

Tabelle 12: CZM-Parameter für den CFK und die Verbundgrenzfläche

Parameter	Einheit	CFK [Sch16]	Grenzfläche		
K_n	MPa/mm	13500	1203	1250	2500
K_t/K_s	MPa/mm	10^6	405	400	800
S_n	MPa	34	9.5	9	18
S_t/S_s	MPa	100	10.5	7.5	15
G_{IC}	N/mm	1.2	0.005	0.05	0.1
G_{IIC}/G_{mC}	N/mm	1.9	0.043	0.05	0.1

4.1.4 Berücksichtigung der Variation von Anbindungseigenschaften im Verbund

Die Verbundfestigkeit wird durch die Grenzflächeneigenschaften (Oberflächenrauheit und Adhäsionseigenschaften) beeinflusst. Dies zeigt sich bei verschiedenen Werkstoffpaarungen in Abhängigkeit vom Klebstoff beziehungsweise dem Harzsystem [Gün20]. Zur Berücksichtigung des Einflusses der Grenzflächeneigenschaften auf die mechanische Wirkung der Pin-Strukturen werden in den Simulationsstudien die Kohäsionsschichtparameter systematisch variiert. Zur Modellierung der Grenzflächeneigenschaften wird vereinfacht ein linearer Zusammenhang der Eigenschaften angenommen und eine Verdopplung bzw. Halbierung der jeweiligen Steifigkeits- und Festigkeitswerte festgelegt (siehe Tabelle 13). Durch dieses Vorgehen kann eine große Bandbreite unterschiedlicher Grenzflächenfestigkeiten betrachtet werden, wie diese in den SLJ-Versuchen in Abschnitt 3.2.1 aufgetreten sind.

Tabelle 13: Variation der Parameter der Kohäsionselemente

Parameter sätze	Kn156	Kn312	Kn625	Kn1250	Kn2500	Kn5000	Kn10000
K_n	156.25	312.5	625	1250	2500	5000	10000
K_t/K_s	50	100	200	400	800	1600	3200
S_n	1.125	2.25	4.5	9	18	36	72
S_t/S_s	0.9375	1.875	3.75	7.5	15	30	60
G_{IC}	0.00625	0.0125	0.025	0.05	0.1	0.2	0.4
G_{IIc}/G_{IIIc}	0.00625	0.0125	0.025	0.05	0.1	0.2	0.4

4.2 Einfluss der Geometrie mesoskaliger Pin-Strukturen

Für die Untersuchung des Einflusses der Pin-Geometrie auf die Lastübertragung, die Spannungsverteilung und das Schädigungsverhalten wird ein repräsentatives Ein-Pin-Modell der Grenzfläche erstellt (siehe Abbildung 24). Die Abmessungen des Modells von 3.7 x 3.7 mm² entsprechen dem Abstand zwischen zwei Pins bei einer Pin-Dichte von 13.67 Pins/100 mm². Der Pin steht jeweils mittig im Modell und wird in seinen geometrischen Ausprägungen variiert. Die Belastung in dem Modell erfolgt verschiebungsbasiert mit einer maximalen Auslenkung von 0.04 mm (etwa 1% Dehnung). Dies erlaubt den Vergleich der übertragenen Kraft der Modelle unter Variation der Kohäsionsschichteigenschaften.

4.2.1 Zylindrische Pin-Geometrie

Die folgende Untersuchung betrachtet die Wirkung des Hinterschnitts einer zylindrischen Pinform auf die Anbindungseigenschaften unter einer Scherbelastung. In der Studie werden vier unterschiedliche Modelle miteinander verglichen (siehe

Abbildung 26). Dazu zählen ein runder Pin in zylindrischer Ausführung und ein Pin in Halbkugelform (Hügel). Diese werden zwei planen Referenzmodellen ohne Pin gegenübergestellt. Die Referenzmodelle unterscheiden sich in der Größe der Oberfläche. So hat das Modell *Plan* dieselben Dimensionen wie die Modelle mit Pin ($3.7 \times 3.7 \text{ mm}^2$, 13.67 mm^2), während das Modell *Plan 2* die zusätzliche Mantelfläche des zylindrischen Pins berücksichtigt (14.48 mm^2 , $+5.5\%$). Dadurch wird eine Beurteilung des Einflusses der Vergrößerung der Anbindungsfläche ermöglicht. Zudem werden in der Parameterstudie die Kohäsionsparameter variiert (siehe Tabelle 13).

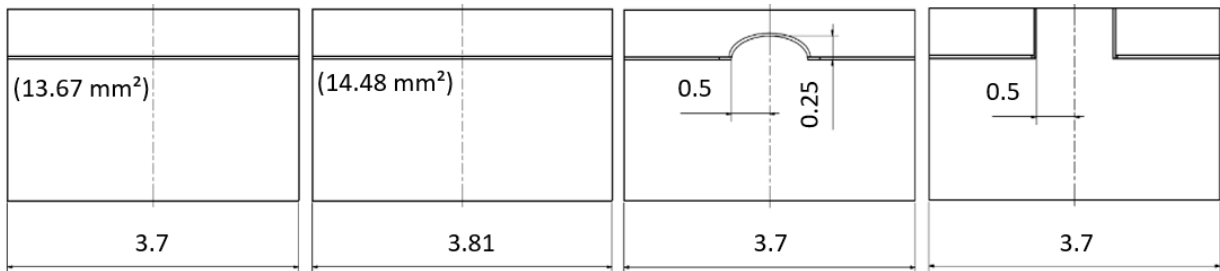


Abbildung 26: Schematische Skizze der Querschnitte der Pin-Modelle: *Plan*, *Plan 2*, *Hügel*, *Pin*

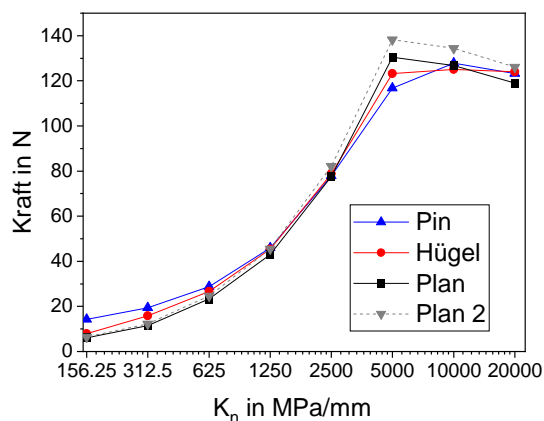


Diagramm 9: Kraft der Modelle mit zylindrischem Pin, halbkugelförmigem Pin (Hügel) und planer Referenzen in Abhängigkeit zur Grenzflächenhaftfestigkeit K_n

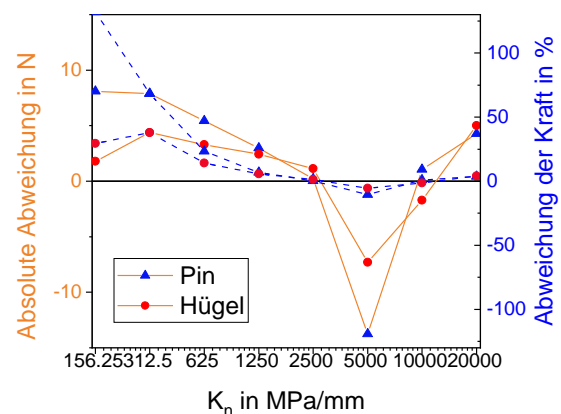


Diagramm 10: Absolute und relative Abweichung der Kräfte zum planen Referenzmodell

Diagramm 9 bildet die berechneten Kraftwerte der Parameterstudie ab. Es zeigt die erzielten Kräfte der unterschiedlichen Modelle in Abhängigkeit von den Kohäsionsparametern bei einer konstanten Auslenkung von 0.04 mm. Die Betrachtung der Referenzmodelle ergibt, dass mit zunehmenden Adhäsionseigenschaften die Traglast des Verbundes deutlich erhöht wird. Aufgrund der geometriebedingten Belastung und der Werkstoffeigenschaften des CFK ist die Kraftzunahme nicht proportional zur Steigerung der Anbindungseigenschaften. Entgegen der exponentiellen Darstellung der Kurven gleicher Modelle (Pin, Hügel, Plan) in Diagramm

9 ist die Zunahme der Kraft in den Modellen degressiv steigend (logarithmische Darstellung). Ab $K_n 5000$ nimmt die übertragene Last aufgrund von Schädigungen im CFK ab. In diesen Fällen ist die adhäsive Anbindung stärker als der CFK-Werkstoff. Wie erwartet, zeigt das Modell *Plan 2* eine höhere Lastübertragung als das Modell *Plan*. Die höhere Kraftübertragung entspricht der Flächenvergrößerung von 5.5 %.

Der zylindrische Pin bedingt eine Lastübertragung im CFK bei sehr geringen adhäsiven Eigenschaften aufgrund der mechanischen Hinterschneidung. Wie die prozentuale Abweichung in Diagramm 10 zeigt, ist der Unterschied in der Lastübertragung im Verhältnis zur Referenz groß. Die absolute Größenordnung beträgt etwa 8 N im Bereich bis $K_n 312$. Bei $K_n 2500$ ist das Lastniveau für die Modelle *Pin*, *Hügel* und *Plan* fast identisch. Für die Parameter K_n größer 2500 ist zu erkennen, dass der runde Pin sich schwächend auf die Lastübertragbarkeit des Verbundes auswirkt. Dies ändert sich erst wieder bei sehr hohen Festigkeitswerten der Kohäsionsschicht aufgrund von CFK-Schädigungen.

Das Modell mit halbkugelförmigem Pin stellt eine Mischform aus den Modellen *Pin* und *Plan* dar. In den Ergebnissen zeigt sich der Formschluss in Kombination mit vergrößerter Oberfläche. Dieser sorgt bei geringen Grenzflächenhafteigenschaften für eine größere Lastübertragung gegenüber der planen Referenz, welche jedoch kleiner als die des zylindrischen Modells ist. Bei höheren Werten K_n über 2500 kehrt sich die Wirkung um. Das Hügel-Modell überträgt in diesem Fall mehr Kraft als das Modell mit zylindrischem Pin.

Die Simulation zeigt, dass die Hinterschneidung des Pins absolut einen Unterschied von 8 N ausmacht. Für geringe Grenzflächenhaftfestigkeit bedeutet dies eine deutliche Steigerung der Kraft. Im Verhältnis entspricht das einer 50-100 % Differenz zur Kraft der planen Probe. Weiter ergibt sich daraus die Fragestellung, welche Steigerung durch den Einsatz mehrerer Pins erzielt werden kann. Während bei niedrigen Grenzflächenhafteigenschaften ($K_n < 1250$) eben genannte Vorteile erkennbar sind, zeigt sich eine schwächende Wirkung des Hinterschnitts bei hohen Anbindungseigenschaften ($K_n > 2500$). Dies ist damit zu begründen, dass durch die Lastumlenkung die gleichmäßige Krafteinleitung über die gesamte Oberfläche beeinträchtigt wird. Dabei ist die prozentuale Abweichung der Kraft in den Modellen verhältnismäßig gering, jedoch kann sich der absolute Einfluss unter Verwendung mehrerer Pins signifikant auf die Verbundfestigkeit auswirken.

Zusammenfassend zeigt die Betrachtung der Ergebnisse des halbkugelförmigen Pins, dass durch die geometrische Form des Pins der Einfluss auf die Anbindungseigenschaften variiert werden kann. Im Weiteren gilt es geometrische Formen zu definieren, welche die nachteilige Wirkung der zylindrischen Pinform minimieren ohne die positiven Eigenschaften des Formschlusses zu beeinträchtigen.

4.2.2 Oval zylindrische Pin-Geometrie

Motiviert durch die Ergebnisse der vorangegangenen Studie wird der Einfluss der Pin-Geometrie in Abhängigkeit der Kohäsionsschichteigenschaften auf die Lastübertragbarkeit in der Grenzfläche untersucht. Die zylindrische Form und Höhe der Pins bleiben bestehen, um die Wirkung des mesoskaligen Formschlusses zu nutzen. Jedoch wird die geometrische Ausformung des Pins zwischen rund und oval variiert. Mit einer Parameterstudie werden die Pin-Geometrie in ihrer flächenmäßigen Größe sowie die geometrische Ausformung als ovale Pins betrachtet. Die Pin-Geometrie wird definiert durch zwei Radien. Nach Gl. 37 lässt sich der Flächeninhalt A_{pin} aus den Radien der Pins r_x und r_y berechnen. Zudem wird das Verhältnis der Radien $p_{x,y}$ aus Gl. 38 verwendet, um die Parameterausprägungen der Studie zu bestimmen. Die Oberflächen der Pins entsprechen jeweils der Fläche von runden Pins mit den Radien 0.5, 0.75, 1.0, 1.25 und 1.5 mm. Das Radienverhältnis wird zwischen 0.25 und 4 variiert (siehe Tabelle 14). Mit den Gl. 39 und Gl. 40 werden die Radien der ovalen Pins für die Modelle berechnet (siehe Tabelle 15). In Abbildung 27 sind die Größen, Radienverhältnisse und Orientierungen der Pins der Parameterstudie dargestellt.

$$A_{pin} = \pi \times r_x \times r_y \quad \text{Gl. 37} \qquad p_{x,y} = \frac{r_x}{r_y} \quad \text{Gl. 38}$$

$$r_x = \sqrt{\frac{A_{pin} * p_{x,y}}{\pi}} \quad \text{Gl. 39} \qquad r_y = \sqrt{\frac{A_{pin}}{\pi * p_{x,y}}} \quad \text{Gl. 40}$$

Tabelle 14. Vollfaktoriell untersuchte Parameterausprägungen der Simulationsstudie zur Pin-Geometrie

K_n in MPa/mm	A_{pin} in mm²	$p_{x,y}$
156.25	0.79	0.25
312.5	1.77	0.40
625	3.14	0.63
1250	4.91	1.00
2500	7.07	1.59
5000		2.52
10000		4.00

Tabelle 15: Radienverhältnisse der Parameterstudie nach Gl. 39 und Gl. 40

Fläche	Radius	Radienverhältnis $p_{x,y}$						
		0.25	0.4	0.63	1	1.59	2.52	4
0.79	x	0.25	0.32	0.40	0.50	0.63	0.80	1.00
	y	1.00	0.79	0.63	0.50	0.40	0.32	0.25
1.77	x	0.38	0.47	0.60	0.75	0.95	1.19	1.50
	y	1.50	1.19	0.95	0.75	0.60	0.47	0.38
3.14	x	0.50	0.63	0.79	1.00	1.26	1.59	2.00
	y	2.00	1.58	1.26	1.00	0.79	0.63	0.50
4.91	x	0.63	0.79	0.99	1.25	1.58	1.98	2.50
	y	2.50	1.98	1.58	1.25	0.99	0.79	0.63
7.07	x	0.75	0.95	1.19	1.50	1.89	2.38	3.00
	y	3.00	2.37	1.89	1.50	1.19	0.95	0.75

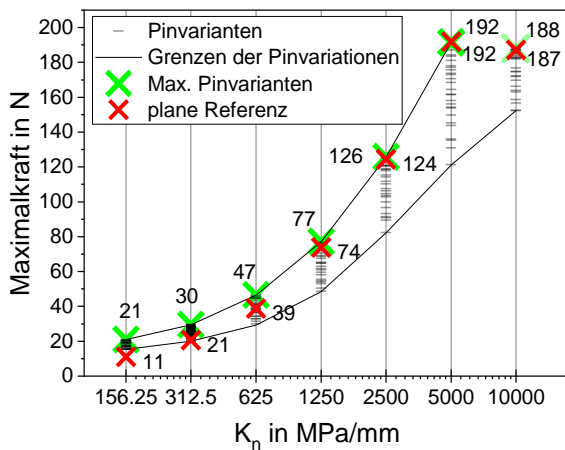


Diagramm 11: Kraft variierender Pin-Geometrie-Modelle in Abhängigkeit zur Anbindungsfestigkeit

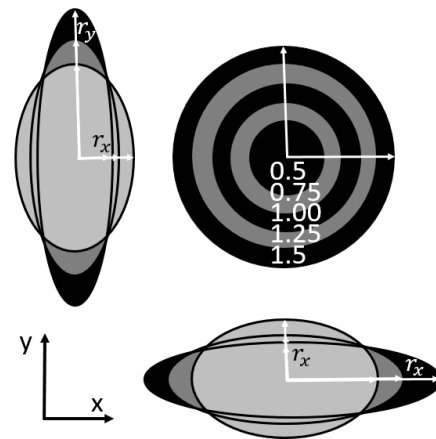


Abbildung 27: Schematische Darstellung der Größen, Radienverhältnisse und Orientierung der Pins

In Diagramm 11 werden zur Analyse der Simulationsergebnisse die Maximalkraft der Modelle für die unterschiedlichen Kohäsionsparametersätze K_n aufgetragen. Die Auswertung der Parameterstudie zeigt, dass die Variation der Pin-Geometrie einen deutlichen Einfluss auf die berechnete Kraft hat. Die Streubreite ist umso stärker je größer die Grenzflächeneigenschaften sind, wie an den Ober- und Untergrenzen der Pin-Variationen zu erkennen ist. Bis $Kn2500$ ist die Kraftübertragung der Pin-Varianten höher als die der planen Referenz. Darüber hinaus gibt es bei sehr hohen Grenzflächeneigenschaften Pin-Geometrien, welche der planen Referenz entsprechen und keine Lasteinbußen bedingen. Ab $Kn2500$ kann aufgrund des geringen Unterschieds kein signifikant positiver Effekt auf die Lastübertragung durch die Pins ermittelt werden. Jedoch ist erkennbar, dass die Nachteile der Pins bei hohen

Anbindungseigenschaften durch eine geeignete Wahl der Geometrie vermieden werden.

Für die ausführlichere Betrachtung werden die Ergebnisse der Varianten *Kn156.25*, *Kn1250* und *Kn5000* herangezogen. Diese ermöglichen den Vergleich einer geringen, mittleren und hohen Grenzflächenhaftung unter Berücksichtigung der Pinform. In den folgenden Diagrammen wird die Reaktionskraft dem Radienverhältnis gegenübergestellt, so dass Rückschlüsse auf die Pin-Geometrie und -Ausrichtung gezogen werden können. Die Größe der Pins wird dabei ebenfalls berücksichtigt und durch die flächenmäßige Größe der Datenpunkte visuell dargestellt. Mit der Einfärbung wird die Beanspruchung in den Pins durch die maximale Hauptspannung im Thermoplast wiedergegeben. Bei Erreichen der Belastungsobergrenze des Thermoplasts von 100 MPa werden die Werte in den Diagrammen grau eingefärbt.

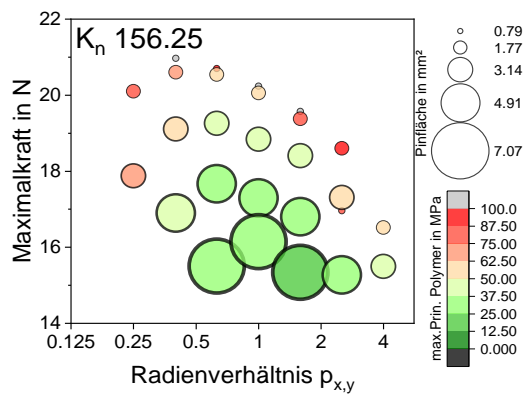


Diagramm 12: Kraft in Abhängigkeit der Pin-Geometrie für *Kn156.25*

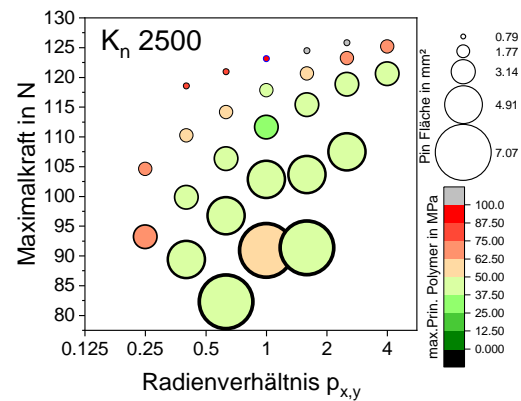


Diagramm 13: Kraft in Abhängigkeit der Pin-Geometrie für *Kn2500*

Diagramm 12 zeigt, dass kleine Pin-Größen höhere Kräfte erzielen. Ein großer Pin wirkt sich negativ auf die Grenzflächengröße aus. Zudem ist die Korrelation zwischen Pin-Größe und der Beanspruchung im Thermoplast des Pins deutlich erkennbar. Pins mit einer Fläche von 0.79 mm² sind überwiegend am Belastungslimit von 100 MPa und daher versagensgefährdet. Die Pins mit 1.77 mm² sind stark belastet, aber für alle Modelle unter der angegebenen Belastungsgrenze.

Die auf der x-Achse aufgetragenen Radienverhältnisse zeigen, dass bei geringen Hafteigenschaften ovale Pins mit einem Verhältnis von 0.4 ($R_x/R_y = 0.47/1.19$) die höchsten Kräfte übertragen. Dies entspricht einem Pin mit Ausrichtung quer zur Belastungsrichtung. Dadurch können Kräfte vom CFK in den Thermoplasten übertragen werden. Ein kleineres Radienverhältnis führt zu hohen Spannungsbelastungen im Thermoplast und die Geometrie ist weniger biegesteif.

Bei der Betrachtung der Ergebnisse mit mittleren Anbindungseigenschaften von *Kn2500* ist zu erkennen, dass ovale Pins mit hohem Radienverhältnis für eine Kraftübertragung besser geeignet scheinen. Für kleine Pins mit einer Fläche von

0.79 mm² werden die Belastungsgrenzen überschritten. Erst runde Pin-Geometrien ertragen die Kräfte. In Belastungsrichtung ausgerichtete Pins der Größe 1.77 mm² mit dem Radienverhältnis von 4 zeigen sehr gute Kraftübertragungseigenschaften.

Bei hohen Grenzflächenhaftseigenschaften von $Kn5000$ zeigen sich die hohen Belastungen des Thermoplasts für kleine Pins (0.79 mm²) sowie für große Pins (>5 mm²). Dies ist vor allem bedingt durch die Belastung der gesamten Anbindungsfläche, welche die hohe Kraftübertragung ermöglicht. Die Tendenz, dass ovale Pins in Lastrichtung vorteilhaft sind, zeigt sich hier noch deutlicher als dies bei $Kn2500$ der Fall ist. Dabei ist auffällig, dass zwischen der Kraftübertragung der Pins mit 0.79 mm² und 1.77 mm² eine deutliche Differenz zu erkennen ist.

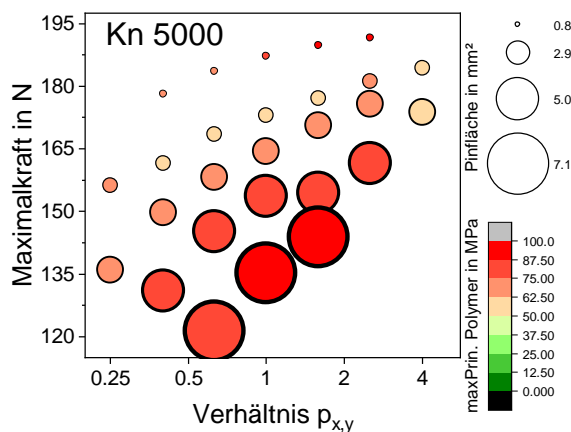


Diagramm 14: Kraft in Abhängigkeit der Pin-Geometrie für $Kn5000$

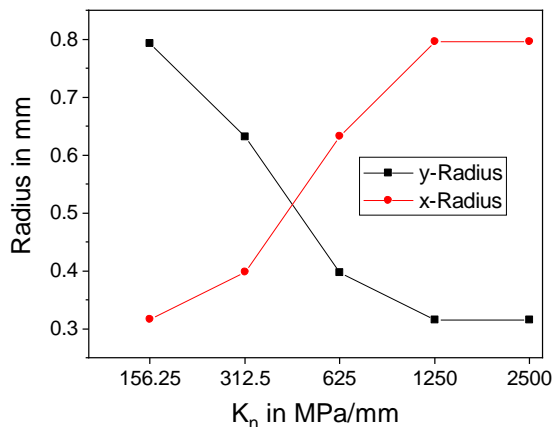


Diagramm 15: Radienverhältnisse der Modelle mit maximaler Festigkeit

Der Vergleich der drei Diagramme zeigt, dass die Größe der Pins einen deutlichen Einfluss auf die Kraftübertragung der Modelle hat. Dabei ist bei hohen Anbindungseigenschaften größer $Kn2500$ ein sehr kleiner Pin (0.79 mm²) vorteilhaft, während bei Anbindungseigenschaften kleiner $Kn2500$ die Pins mit 1.77 mm² ähnlich wirksam sind, wobei diese geringere Beanspruchungen aufweisen. Die runden Pins liegen erwartungsgemäß im mittleren Bereich der Kraftwerte zwischen den sich positiv und negativ auswirkenden Pin-Geometrien. Durch die Anpassung der geometrischen Form lässt sich eine Steigerung der Kraftübertragung bei einer konstanten Pin-Größe realisieren. Weiter ist zu sehen, dass kleinere Pins mit anderer Geometrie bessere Werte, als gleichförmige größere Pins erzielen. Daraus kann geschlussfolgert werden, dass der Einfluss der Pin-Geometrie nachrangig dem Einfluss der Pin-Größe ist.

In Diagramm 15 ist der Zusammenhang der Radien in Belastungsrichtung (x) und quer zur Belastungsrichtung (y) aufgetragen. Das Diagramm veranschaulicht, dass bei geringen Anbindungseigenschaften eine laterale Ausbreitung der Pins quer zur Belastungsrichtung vorteilhaft ist. Eine Umkehrung dessen ist ab $Kn625$ zu erkennen,

da hier längs ausgerichtete Pins vorteilhaft mit Blick auf die Kraftübertragung sind. Dies ist ab $Kn1250$ mit Radien von 0.8 mm in x- und 0.3 mm in y-Richtung der Fall.

Zusammenfassend können aus den Parameterstudien folgende Schlüsse gezogen werden:

- Der geometrische Hinterschnitt beeinflusst die Kraftübertragung abhängig von den Grenzflächeneigenschaften.
- Der Einfluss der Kraftübertragung ist von Geometrie und Dimension der Pins abhängig.
- Die Pin-Dimensionen sollten möglichst klein gewählt werden.
- Bei hohen Anbindungseigenschaften größer $Kn2500$ sollte eine Längsausrichtung der Pins (Radius $x/y = 0.8/0.3$) in Lastrichtung gewählt werden.

4.3 Einfluss der Anordnung mesoskaliger Pin-Strukturen

Für die Platzierung und Anordnung mehrerer Pins zueinander gibt es quasi unendliche viele Möglichkeiten, welche weder experimentell noch durch Simulationen erfasst werden können. Im Rahmen dieses Kapitels werden zwei unterschiedliche Herangehensweisen zur Ermittlung des Einflusses der Pin-Anordnung auf die Verbundeigenschaften genutzt. Zunächst wird eine zufällige Variation der Pin-Anordnung auf der Basis eines Monte-Carlo-Ansatzes untersucht. Anschließend erfolgt eine systematische Variation unterschiedlicher Konfigurationen der Pins. Der Bereich der Untersuchung wird ebenfalls auf einen repräsentativen Ausschnitt des Gesamtmodells begrenzt.

4.3.1 Zufällige Variation der Pin-Anordnung (Monte-Carlo-Verfahren)

Die zufällige Platzierung von Pin-Strukturen in einem Modell der Verbundgrenzfläche hat das Ziel, durch eine große Anzahl verschiedener Varianten allgemeine Aussagen über die Wirkungsweise der Platzierung von Pins zu treffen. Dies basiert auf dem Monte-Carlo Ansatz, welcher aufgrund der hohen Stichprobenanzahl ungeeignet für experimentelle Versuche, dafür primär in computergestützten Simulationsstudien angewendet wird [Sch13]. Dieser Ansatz wird zunächst für eine Anbindung mit geringen Adhäsionseigenschaften und dominierender Kraftübertragung durch den Formschluss eingeführt. Für die Platzierung der Pins werden insgesamt 45 Positionen im Modell vorgesehen, welches der Anbindungsfläche einer einfachüberlappten Klebung von 12.5 x 25 mm² entspricht (siehe Abbildung 28). Es wird für die FE-Modelle eine einheitliche Vernetzung vorgegeben, welche die Geometrien der Pins im Verbund berücksichtigt. Die Generierung und Platzierung der Pins erfolgt durch die Definition der Sektionen in den Modellen, welchen die Werkstoffmodelle (Thermoplast/CFK) zugeordnet werden. Wie in der Simulationsstudie von Tu [Tu11a] wird für diese Modelle eine ideale

Anbindung zwischen CFK und den Pins angenommen. Daher können nur geringe verschiebungsbasierte Belastungen in den Modellen untersucht werden. Die Auslenkung beträgt 0.07 mm, was einer Dehnung von 0.056 % entspricht. Die Anbindung zwischen CFK und Thermoplast ist durch Kohäsionselemente abgebildet. Der Fokus liegt auf der Hinterschnittwirkung der Pins, so dass die Steifigkeit der Kohäsionselemente vernachlässigbar gering, die Festigkeit aber hoch ist ($K_i = 1, S_i = 100, G_{Ci} = 0.01$). Die Pin-Dimensionen in dieser Studie werden auf runde Zylinder mit 0.86 mm Radius und 0.5 mm Höhe festgelegt. Vereinfacht wird das Modell durch die Symmetrieachse längs zur Krafteinwirkung. So wird nur die Hälfte des abgebildeten Prüfkörpers im Modell betrachtet und die Pin-Konfigurationen mittensymmetrisch ausgeführt (siehe Abbildung 28).

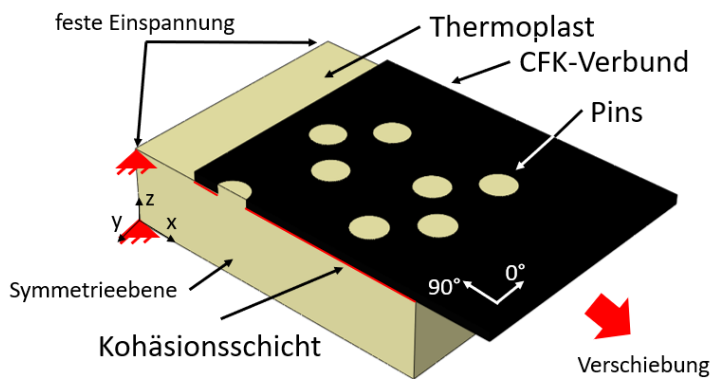


Abbildung 28: Monte-Carlo-Modell 1

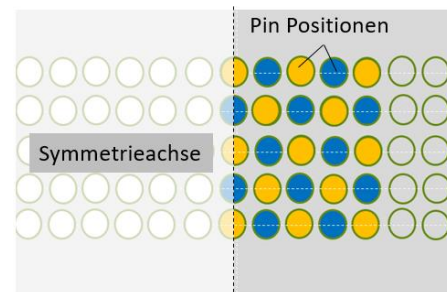


Abbildung 29: Position für Pins im Modell 1 (blau und gelb)

Die Pin-Anordnungen erfolgen durch zufallsbasierte Funktionen, welche zunächst die Anzahl an Pins zwischen 1 und 25 wählen und anschließend die Positionen im Modell bestimmen. Dabei wird die Regel eingeführt, dass Pins horizontal und vertikal nicht in direkter Nachbarschaft platziert werden können (siehe Abbildung 29). Die damit einhergehenden Abstände zwischen den Pins machen die Platzierung auf reale Prüfkörper übertragbar. Die ermittelten Platzierungen der Pins für die Modelle werden vor der Umsetzung auf Doppelungen geprüft, so dass keine redundanten Daten entstehen. Insgesamt werden mittels dieses Modells 1047 unterschiedliche Varianten simuliert und ausgewertet.

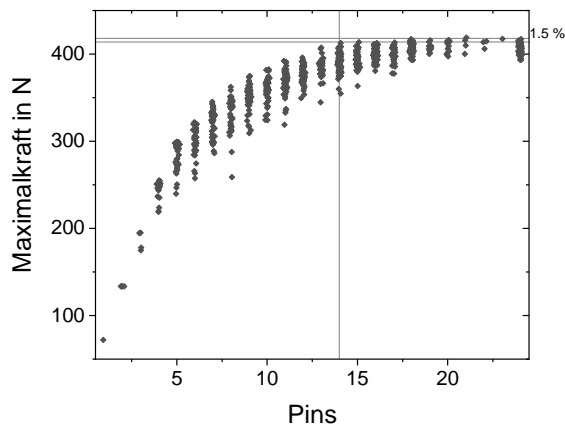


Diagramm 16: Kraft in Abhängigkeit der Pin-Anzahl im Monte-Carlo-Modell 1

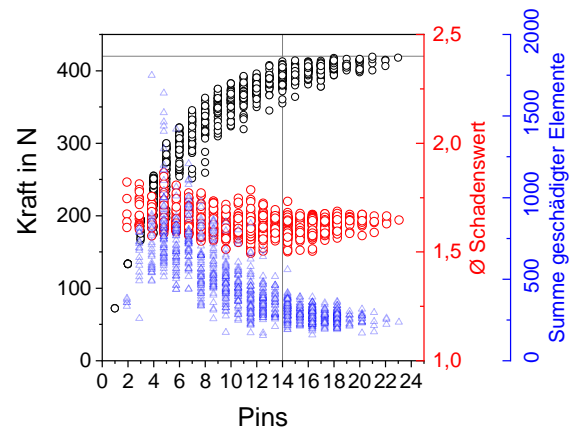


Diagramm 17: Kraft und Schädigungswerte des CFK abhängig von der Pin-Anzahl (rot = durchschnittlicher Schädigungswert, blau = Summe der geschädigten Elemente)

Die maximale Anzahl von Pins für das Modell beträgt 23 Stück (siehe Abbildung 29, gelbe Pins). Für die unterschiedliche Anzahl von Pins gibt es unterschiedlich viele Varianten der Platzierung. An den Rändern des Faktorraums der Pin-Anzahl sind nur wenige Varianten möglich. So gibt es genau fünf mögliche Varianten für einen Pin in der Modellmitte (Symmetrieachse) und exakt eine Variante für 23 Pins. Wie in Diagramm 16 zu erkennen, ist bei schwacher Grenzflächenhaftung die Kraftübertragung von der Anzahl der Pins abhängig und nimmt mit der Pin-Anzahl zu. Die erzielten Kraftwerte konvergieren gegen ein Maximum, welches für die Simulationsstudie bei 419 N liegt. Dieser Wert wird bereits mit einem Modell mit 14 Pins im Rahmen einer Abweichung von kleiner 1.5 % erreicht. Weitere Pins zeigen nur geringfügige Verbesserungen in der Maximalkraft. Die Pin-Anordnung wirkt sich neben der übertragbaren Kraft auch auf die Schädigungsentwicklung in den Modellen aus. Um die Schädigungen in den Modellen quantitativ vergleichen zu können, wird die Summe der geschädigten Elemente sowie der Mittelwert der Schadenswerte verwendet. Diese sind in Diagramm 17 und Diagramm 18 abgebildet.

Der Vergleich unterschiedlicher Anordnungen ermöglicht Rückschlüsse auf den Einfluss der Pin-Platzierung. Die Schädigungen in den Modellen sind insgesamt gering. Es entstehen überwiegend Matrixschädigungen, was einem *Helius PFA* Schädigungszustand kleiner 2 entspricht. Damit lässt sich die Größe der zur Schädigungsentwicklung beitragenden Bereiche im CFK bemessen. Diagramm 18 zeigt deutlich, dass mit zunehmender Anzahl Pins die Schädigung im CFK trotz steigender Belastung geringer wird. Dies ist zu erklären mit einer verbesserten Lastverteilung, abhängig von der Anordnung der Pins.

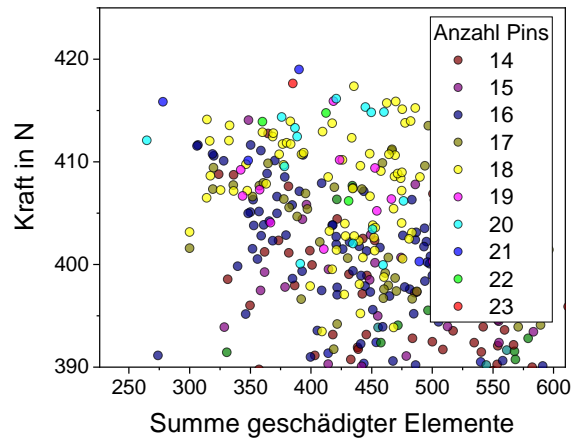
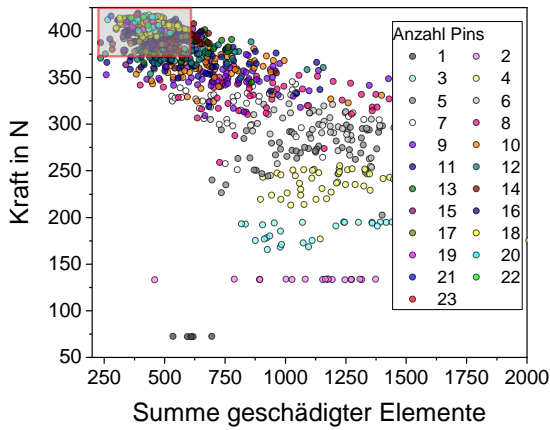


Diagramm 18: Kraft und Schädigung (Summe der Elemente mit $SDV1 > 1$)

Diagramm 19: Vergrößerung des Ausschnitts aus Diagramm 18

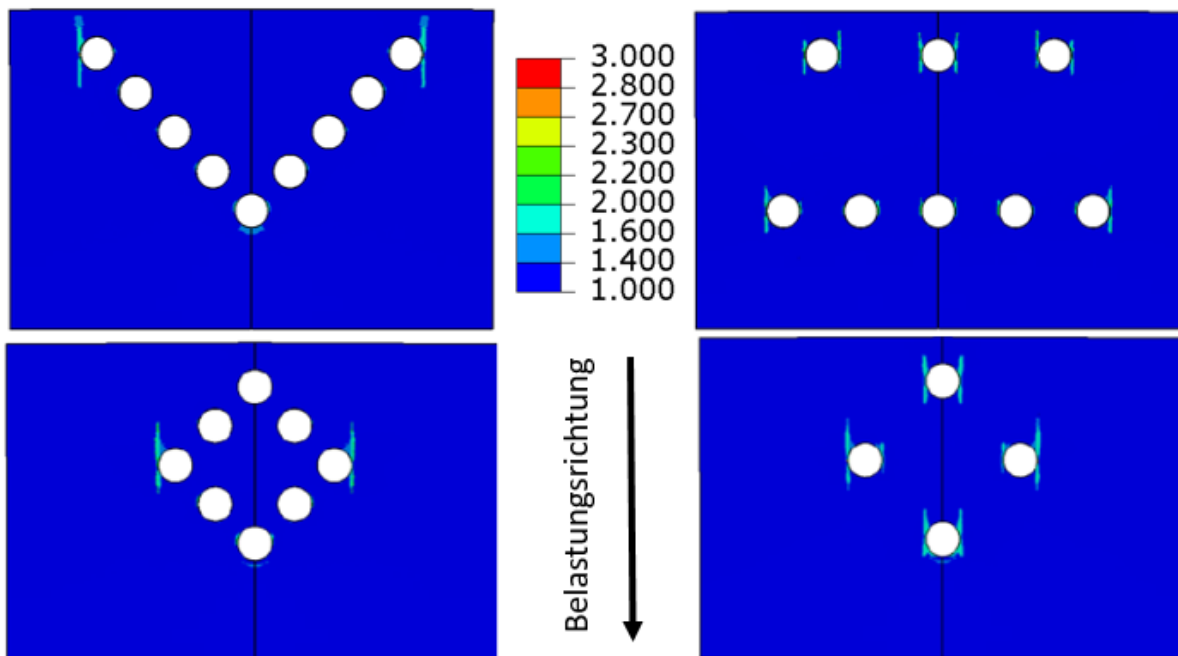


Abbildung 30: Vergleich der Schädigungsvariable des CFK unterschiedlicher Modelle

Der Vergleich unterschiedlicher Modelle in Abbildung 30 zeigt, dass die geschädigten Elemente (Wert größer 1) überwiegend seitlich der äußeren Pins auftreten. Abhängig von der Dichte und Anordnung der Pins kann in Abbildung 30 von einer gleichmäßigeren Lastverteilung der linkseitig abgebildeten Modelle gegenüber den rechtseitig abgebildeten gesprochen werden. Die Dichte der Anordnung und Versetzung der Pins hintereinander wirkt sich positiv auf die Lastverteilung und damit die Schädigungsentwicklung im CFK aus.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die Kraftübertragung bei schwachen Anbindungseigenschaften im Verbund mit steigender Pin-Anzahl zunimmt.

Ab einer Pin-Anzahl von 14 ist in dem Modell keine signifikante Steigerung der Kraft ersichtlich. Größere Pin-Anzahlen sorgen für eine gleichmäßigere Lastverteilung. Dies zeigen auch die Untersuchungen von Tu [Tu11a], welcher den Abstand zwischen den Pin-Strukturen als wichtigen Einflussfaktor auf die Belastungsverteilung im Verbund ermittelt.

Aufgrund der Annahmen schwacher Anbindungseigenschaften (K_n kleiner 156.25) in der Grenzfläche und idealer Anbindung zwischen CFK und den Pins konnten nur kleine Verformungen und keine Schädigung in der Grenzfläche betrachtet werden. Zudem sind im Modell die Vorgaben für die diskrete Platzierung der Pins aufgrund der festen Nachbarschaftsregelung sehr definiert trotz zufälliger Anordnung. Für die Berücksichtigung hoher Anbindungseigenschaften und einer Schädigung der Grenzfläche wird das Modell erweitert. Dabei wird eine freie Platzierung der Pins vorgesehen.

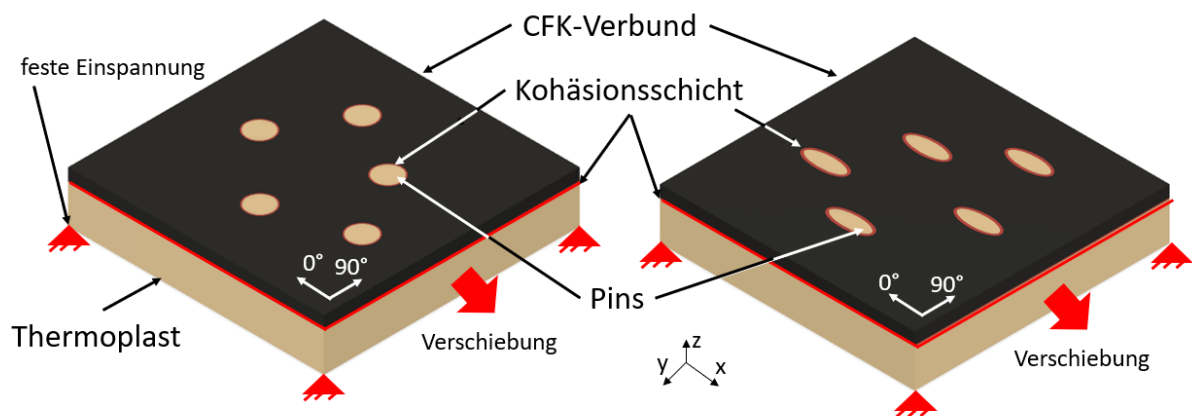


Abbildung 31: Erweitertes Modell der Monte-Carlo-Simulationsstudie mit runden und ovalen Pins

Die Modelle der erweiterten Monte-Carlo-Simulationen (siehe Abbildung 31) sind wie folgt modifiziert und ergänzt:

- Implementierung einer Kohäsionsschicht zwischen Pins und CFK-Komponente mit mittleren Grenzflächeneigenschaften ($K_n 2500$ vgl. Tabelle 13)
- freie Platzierung der Pins im repräsentativen Modell von $10 \times 10 \text{ mm}^2$
- zufällige Verteilung der Pins unter Einhaltung eines Mindestabstands von 1 mm zwischen den Pins und zum Modellrand, ohne weitere Restriktionen der räumlichen Anordnung
- keine Symmetrie der Pin-Anordnung im Modell
- ovale Pins mit den Radien 0.8 und 0.3 mm, neben Modellen mit runden Pins mit einem Radius von 0.5 mm

Unter den gegebenen Randbedingungen platziert der Algorithmus bis zu elf runde Pins im Modell. Insgesamt werden 1650 Modelle mit einer variierenden Anzahl von runden

Pins zwischen eins und elf verglichen (150 pro Pin-Anzahl). Geometriebedingt schafft die automatisierte Platzierung maximal sieben ovale Pins im Modell anzuordnen. Während die Platzierung nebeneinander über die Breite des Modells unproblematisch ist, ist die Verteilung längsseitig (hintereinander) begrenzt. Insgesamt werden 1050 Varianten (150 pro Pin-Anzahl) berechnet [Ewe21].

Zur Auswertung wird die Kraft des Schädigungseintritts in der Grenzfläche der Modelle herangezogen. Die Ergebnisse werden mit einer planen Referenzprobe verglichen, welche bis zum Schädigungseintritt in der Kohäsionsschicht 307.52 N beträgt. Der Scatter-Plot in Diagramm 20 stellt die Kraftwerte der Modellvarianten mit zufällig verteilten runden Pins dar. Es ist zu erkennen, dass durch die unterschiedlichen Pin-Platzierungen die Ergebnisse für die verschiedenen Pin-Anzahlen deutlich streuen. Daher sind Zusammenhänge zwischen der Platzierung, der Anzahl und der übertragbaren Kraft auswertbar. Der Vergleich der Kräfte der Modellvarianten lässt erkennen, dass mit zunehmender Anzahl der Pins die Kraft bei Schädigungseintritt in der Grenzfläche abnimmt. Die Betrachtung der Modellvarianten mit den höchsten Kraftwerten je Pin-Anzahl zeigt, dass die Varianten mit bis zu vier runden Pins die Maximalkraft des Referenzmodells erreichen.

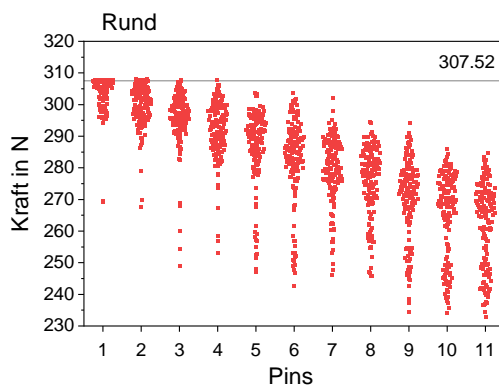


Diagramm 20: Kraft in Abhängigkeit der Pin-Anzahl (rund)

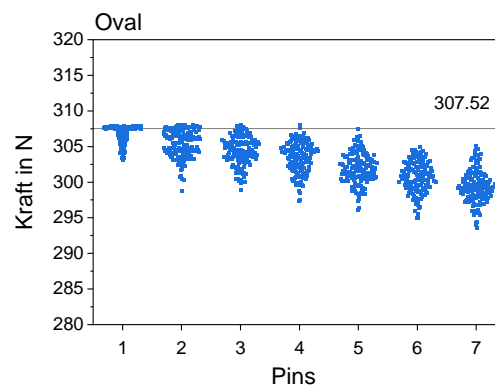


Diagramm 21: Kraft in Abhängigkeit der Pin-Anzahl (oval)

Für die Modellvarianten mit ovalen Pins in Diagramm 21 weisen die Ergebnisse deutlich geringere Streuungen auf. Doch gilt für diese Varianten ebenfalls, dass mit zunehmender Pin-Anzahl die Kraft bei der Erstschädigung abnimmt. Jedoch wird die Kraft der Referenzprobe von 307.52 N sogar bei Varianten mit fünf Pins erreicht und in wenigen Fällen übertroffen (siehe Abbildung 32). Es ist deutlich erkennbar, dass alle Varianten einen großen Abstand zur Vorderkante haben. Hier zeigt sich, dass der Abstand der Pins zur Lasteinleitungskante ein wichtiges Kriterium bei der Schadensentstehung in der Grenzfläche ist und weniger die Anordnung der Pins.

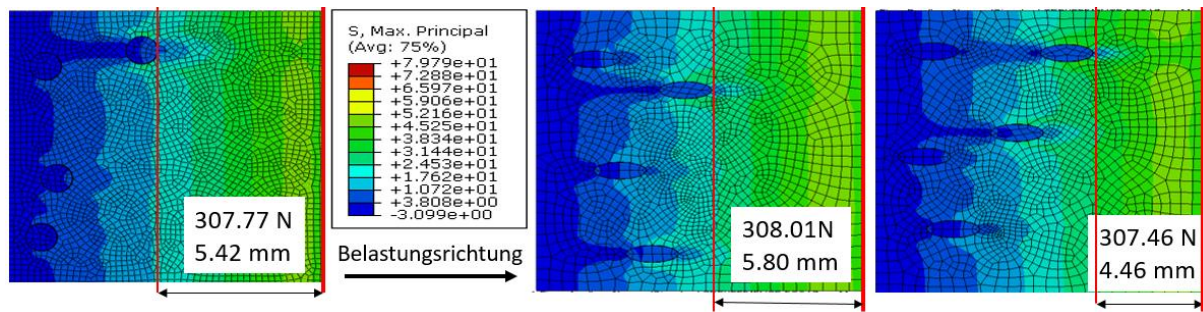


Abbildung 32: Spannungsverteilung im CFK der besten Modellvarianten mit vier runden Pins sowie vier und fünf ovalen Pins vor Schädigungseintritt

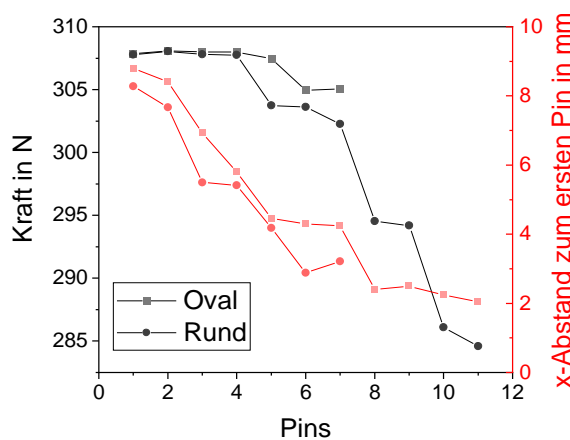


Diagramm 22: Modelle der maximalen Kraftübertragung je Pin-Anzahl und x-Abstand zur Kante

In Diagramm 22 werden der Abstand zur Vorderkante des Modells (x-Richtung) und die Maximalkraft der Modellvarianten dargestellt. Darin ist zu erkennen, dass mit steigender Pin-Anzahl der Abstand zur Vorderkante in den Modellen mit maximalen Kraftwerten geringer wird. Die Kraftübertragung in Betracht ziehend ist festzustellen, dass bis zu einem Abstand von etwa 5.42 mm des ersten Pins die Lasteinleitung bei runden Pins nicht beeinflusst wird. Für ovale Pins gilt dies bis 4.46 mm (siehe Abbildung 32).

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass der Randabstand der Pins einen deutlichen Einfluss auf den Schädigungsbeginn in der Grenzfläche aufweist. Der Effekt ist bei runden Pins größer, als bei ovalen, da die Spannungsverteilung in den Modellvarianten ungleichmäßiger ist und größere Spannungskonzentrationen in der Grenzfläche auftreten. Weitere Schlüsse zum Einfluss der Pin-Anordnung in bestimmten Mustern werden aufgrund der zufälligen Verteilung nicht gezogen. Dies soll mittels einer systematischen Variation der Anordnung erfolgen.

4.3.2 Systematische Variation der Pin-Anordnung

Durch eine systematische Platzierung der Pins in schachbrett- und rautenförmigen Mustern wird der Einfluss der Anordnung auf die Anbindung untersucht (siehe Abbildung 33). Das Modell der erweiterten Monte-Carlo-Simulation findet weiter Anwendung.

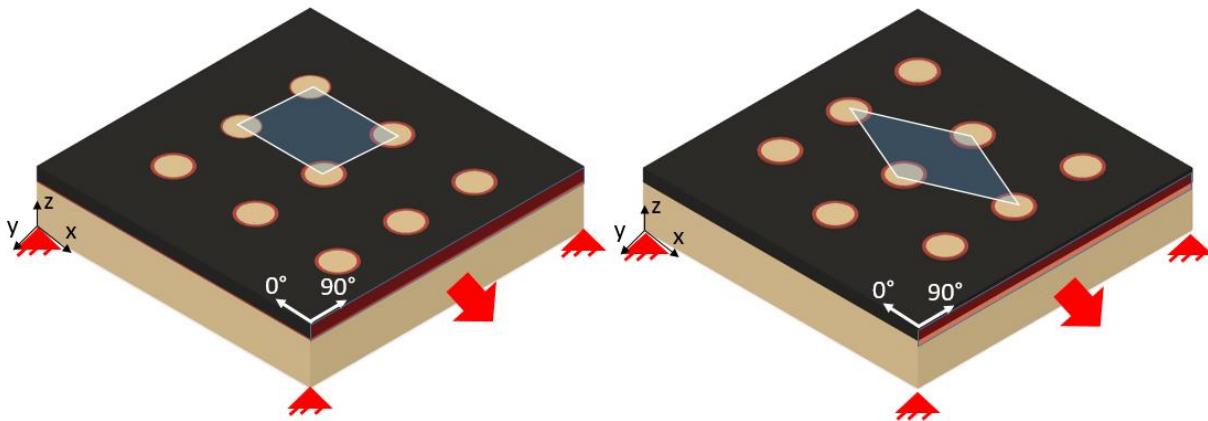


Abbildung 33: FE-Modell der systematischen Simulationsstudie mit 3x3 runden Pins in Schachbrett- und Rautenform

Tabelle 16: Parameterstudie der systematischen Pin-Anordnung

Parameter	Anzahl	Werte
Pins	1 bis 16	1x1 bis 4x4
Pin-Geometrien	2	Rund, Oval
Anordnungen	2	Schachbrett, Raute
Kohäsionsparametersatz	1	Kn2500
Modelle insgesamt	56	-

In der Parameterstudie variieren runde und ovale Pin-Geometrien sowie die Pin-Anzahl (siehe Tabelle 16). Letztere beträgt zwischen einem und 16 Pins. Die Parameter der Kohäsionselemente werden als konstant mit $Kn2500$ (vgl. Tabelle 13) angenommen und insgesamt 56 unterschiedliche Modellvarianten miteinander verglichen. Zur Auswertung der Untersuchung erfolgt die Darstellung der Ergebnisse der Kraftübertragung in Diagramm 23 (runde Pinform) und Diagramm 24 (ovale Pinform). In den Diagrammen ist die erzielte Kraft zum Zeitpunkt der ersten Schädigung in der Kohäsionsschicht abgebildet. Neben der Variation der Pin-Anzahl in x-Richtung von eins bis vier, sind die Varianten in y-Richtung als Linien gekennzeichnet. Zudem wird anhand der Symbole der Datenpunkte die Anordnung in Schachbrett- und Rautenform unterschieden.

Zunächst lässt sich ein deutlicher Zusammenhang zwischen der Anzahl der Pins und dem Eintritt der Schädigung in den Diagrammen feststellen. Dieser ist durch die Pin-

Geometrie sowie die Pin-Anordnung beeinflusst. Mit zunehmender Anzahl der Pins in x-Richtung nimmt die Kraft ab. Dies ist bereits aus den Untersuchungen in Abschnitt 4.3.1 als Randabstandseffekt bekannt. Besonders deutlich ist der Kraftabfall bei den runden Pins zwischen 3 und 4 Pins in x-Richtung erkennbar, da die erste Pin-Reihe näher an den Rand rückt. Mit der Anzahl Pins in x-Richtung wird die Fläche zur Krafteinleitung verringert und die Spannungskonzentration vor den Pins erhöht. Wie bereits zuvor festgestellt, zeigt sich auch in den Simulationen die bessere Spannungs- oder Lastverteilung für die ovale Pin-Geometrie. Dies ist anhand der geringen Streubreite der Ergebnisse zu erkennen (Diagramm 24).

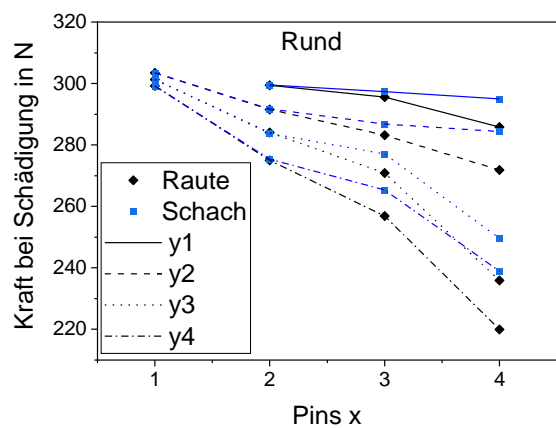


Diagramm 23: Kraft bei Schädigung in Abhängigkeit der Pin-Reihen in x- und y-Richtung für runde Pins in Schach- und Rauten-Anordnung

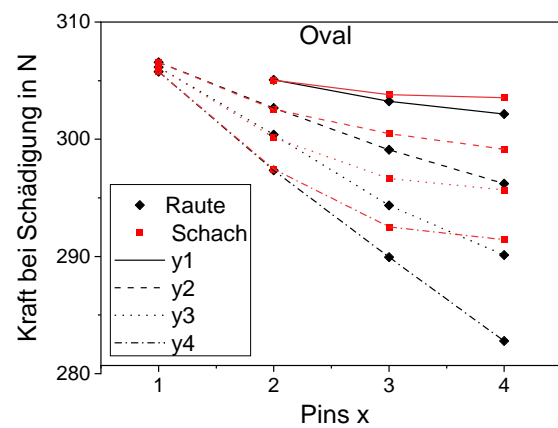


Diagramm 24: Kraft bei Schädigung in Abhängigkeit der Pin-Reihen in x- und y-Richtung für ovale Pins in Schach- und Rauten-Anordnung

Der Einfluss der Anordnung zwischen Rauten- und Schachbrettform ist für die ovalen Pins in Diagramm 24 deutlich ersichtlich. Es ist zu sehen, dass die Kraftwerte mit der Anzahl Pins in Belastungsrichtung (x) mit rautenförmiger Anordnung etwa linear abnehmen, während für die schachbrettartige Anordnung die Differenzen kleiner werden. Für die runden Pins ist dies bis drei Pins ähnlich. Für vier Pins ist eine starke Abnahme der Kraft erkennbar, unabhängig von der Pin-Anordnung. Die Auswirkung der schachbrettartigen Anordnung in Kombination mit den ovalen Pins ist mit der Spannungsverteilung in der Grenzfläche erklärbar (siehe Abbildung 34). Der Vergleich zeigt, dass die versetzte Anordnung der rautenförmigen Pin-Struktur eine inhomogenere Spannungsverteilung verursacht. Bei einer Auslenkung von 0.0132 mm (vor Schädigungsbeginn) erzielt die Rauten-Anordnung eine höhere Kraft im Vergleich zur Schachbrettanordnung. Bei höheren Belastungen und Schädigungsbeginn erreichen die Schachbrettanordnungen die höheren Kräfte.

Die Auswertung der maximalen Kraft und der damit verbundenen Schädigungsentwicklung in den verwendeten Modellvarianten lässt sich zum Verständnis der Wirkmechanismen der Pins in der Verbundgrenzfläche nutzen.

Während quantitative Aussagen zur Verbundfestigkeit des Anbindungssystems mit dem Modell nicht getroffen werden können, sind qualitative Einschätzungen zu den Wirkmechanismen aus den Simulationsergebnisse ersichtlich. Durch die Pins werden zwar Spannungskonzentrationen in der Grenzfläche geschaffen, jedoch auch Spannungsumverteilungen im CFK erzeugt. Dies wird nähergehend in der Schädigungsentwicklung der Modelle betrachtet.

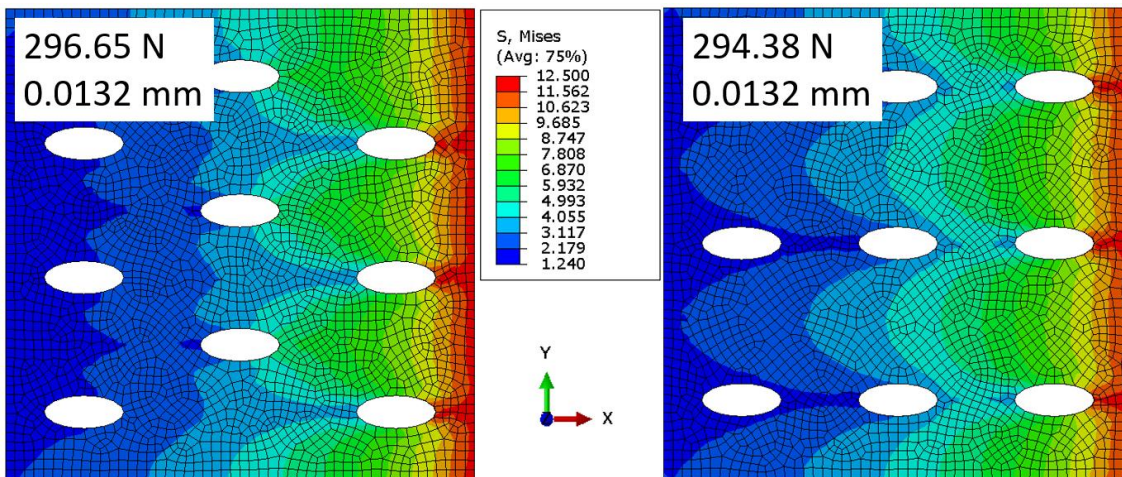


Abbildung 34: Vergleich der Spannungsverteilung in der Grenzschicht der Varianten x3y3 ovale Pins in Rauten- und Schachbrettanordnung bei 0.0132 mm Verschiebung vor Schadenseintritt

Aus den Erkenntnissen der Grundlagenuntersuchungen ist die These formuliert, dass Pin-Strukturen eine rissstoppende Wirkung in der Grenzfläche haben, welche die Rissausbreitung hemmen und unterbinden können. Zur Unterstützung dieser These werden in den Abbildung 35 bis Abbildung 37 die Schädigungsausbreitungen in der Kohäsionsschicht der Modelle mit 4x4 Pins und unterschiedlicher Anordnung nach 0.02, 0.032 und 0.04 mm Auslenkung verglichen. Anhand der dargestellten Schadensvariable ist der Rissfortschritt in der Kohäsionsschicht erkennbar. Diese gibt das Schadenskriterium D aus, welches kontinuierlich die Schadensentwicklung eines Kohäsionselementes beschreibt. Dabei steht 0 (Null) für unbeschädigt (blau) und 1 für Totalschaden (rot) (vgl. Abschnitt 2.4.2). Zudem sind in Diagramm 25 die Kraft-Weg- und Schadens-Weg-Verläufe der drei Modelle dargestellt. Der Rissfortschritt in Abbildung 35 ist geprägt von einem deutlichen Risswachstum zwischen den schachbrettförmig angeordneten Pins. In Belastungsrichtung hinter den Pins zeigt sich die deutliche Hemmung der Rissausbreitung, da die Kraft umgeleitet und die Anbindungsfläche weniger stark belastet wird. Mit steigender Belastung und fortlaufender Rissausbreitung nehmen die Kohäsionselemente in den Bereichen hinter den Pins ebenfalls Schaden. Die Rissausbreitung in Abbildung 36 zeigt, dass die ovale Anordnung ein offensiveres Risswachstum begünstigt, da die unbeschädigten Bereiche hinter den Pins weniger ausgeprägt sind. Dazu kommt, dass der Abstand zwischen den

Pins aufgrund der Längsausdehnung der Pin-Geometrie geringer wird. Im Kraft-Weg-Verlauf ist zu erkennen, dass die ovalen Pins gegenüber den runden Pins eine höhere Kraft bei Schadenseintritt erzielen. Dagegen bewirken die runden Pins eine größere Laststeigerung nach Schädigungseintritt.

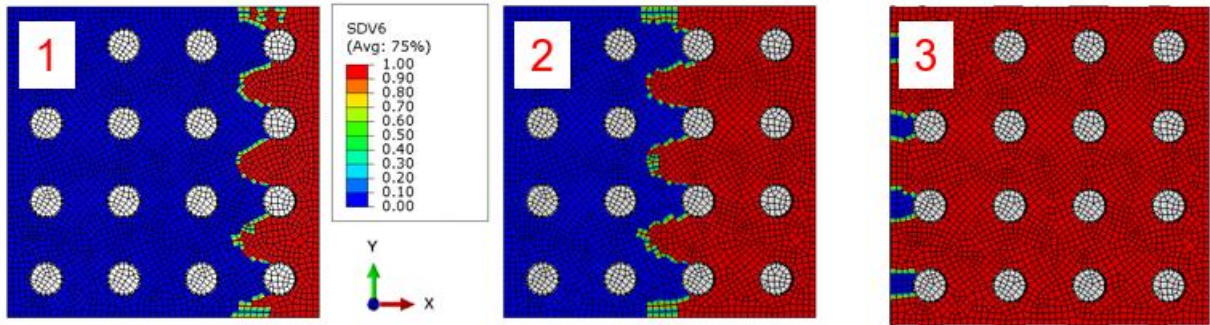


Abbildung 35: Schädigungsfortschritt in der Kohäsionsschicht (rund, Schachbrett, x4y4, Schadensstatus D=0 kein Schaden, D=1 Totalschaden) bei 0.02, 0.032 und 0.04 mm Verschiebung

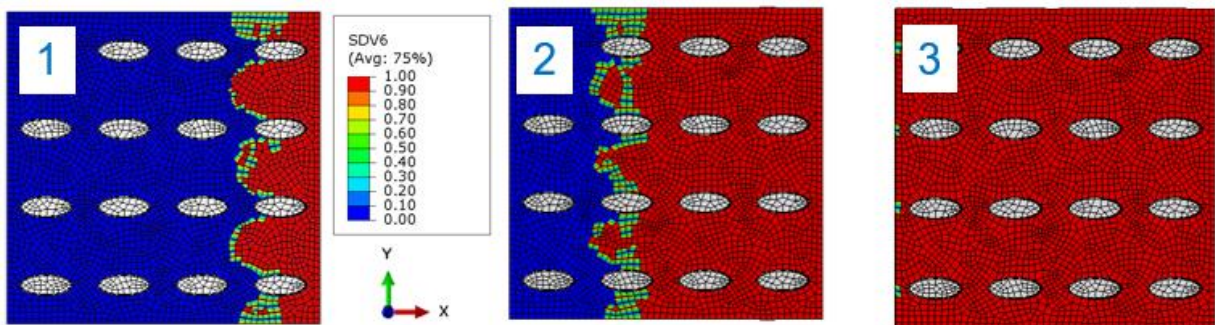


Abbildung 36: Schädigungsfortschritt in der Kohäsionsschicht (oval, Schachbrett, x4y4, Schadensstatus D=0 kein Schaden, D=1 Totalschaden) bei 0.02, 0.032 und 0.04 mm Verschiebung

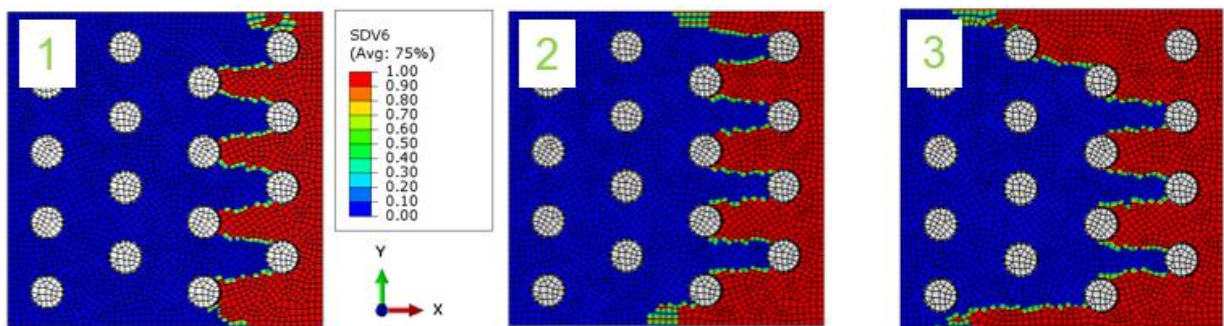


Abbildung 37: Schädigungsfortschritt in der Kohäsionsschicht (rund, Raute, x4y4, Schadensstatus D=0 kein Schaden, D=1 Totalschaden) bei 0.02, 0.032 und 0.04 mm Verschiebung

Eine abweichende Rissausbreitung ist in der Modellvariante der rautenförmigen Anordnung mit 4x4 runden Pins zusehen. Die Abbildung 37 zeigt, dass durch die versetzte Anordnung der runden Pins die Rissausbreitung im Modell gestoppt wird. Während sich die Schädigung an den Rändern des Modells ausbreitet, bleibt der Großteil der Kohäsionsanbindung unbeschädigt. Dies ist in Diagramm 25 anhand des Verlaufes der prozentualen Schädigung erkennbar, welche bei 0.04 mm Auslenkung nur 40 % beträgt.

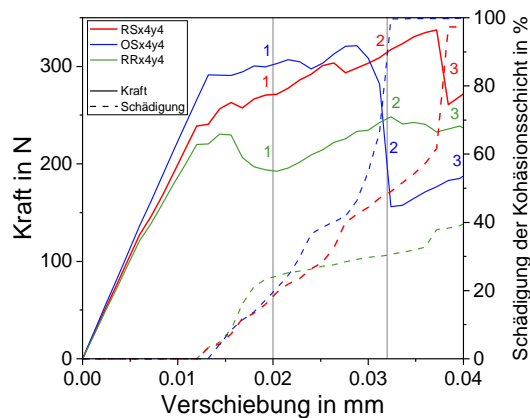


Diagramm 25: Kraft-Weg- und Schädigungsweg-Verläufe der Modelle aus Abbildung 35 bis Abbildung 37

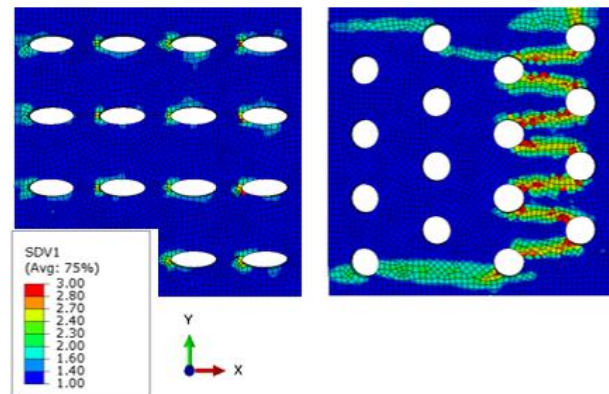


Abbildung 38: Vergleich der Schädigungsausbreitung im CFK anhand der Statusvariable (SDV1) bei maximaler Auslenkung

Die Wirkung der Pin-Struktur ist nicht nur im Schadensstatus der Kohäsionsschicht zu erkennen, sondern wirkt sich auch deutlich auf die Belastung des CFK aus. In Abbildung 38 werden die Schädigungen im CFK der Varianten Schachbrett-Oval und Raute-Rund (x4y4) bei maximaler Belastung gegenübergestellt. Die Schädigung des CFK wird durch die Statusvariable ausgegeben, welche den Schaden des Verbundes diskret nach Matrix- und Faserschaden in Kett- und Schussgarnrichtung unterteilt (siehe Abschnitt 2.4.1). Der Vergleich zeigt deutlich die unterschiedliche Belastung der CFK-Schichten. Für die schachbrettförmige Anordnung sind die Schädigungen relativ gering und fokussieren sich auf die Bereiche um die Pins. Dagegen ist eine deutlich höhere Belastung bei der rautenförmigen Anordnung zu sehen. Entlang der Pin-Reihen, welche die Rissausbreitung in der Grenzfläche verhindern, ist zu sehen, dass das CFK beschädigt wird. Neben Matrixschädigungen (grün/gelb) sind Faserbrüche und totale Schädigung (rot) des CFK erkennbar. Die Lastumlagerung aufgrund der Pin-Anordnung sorgt für translaminare Risswachstum durch den CFK entlang der Pin-Reihen. Diese starke Form der Lastumlagerung ist sowohl auf die Anordnung als auch auf die dichte Platzierung der Pins im Modell zurückzuführen, was in ähnlicher Weise für die Varianten mit 4x3 und 3x4 runden Pins gilt. Für die Rauten-Anordnung mit ovalen Pins ist die Risswachstumshemmung in der Kohäsionsschicht weniger ausgeprägt und die Belastung des CFK dementsprechend geringer. Zur Beurteilung, welche Variante der

Pin-Anordnung und Schädigungsentwicklung die qualitativ bessere Verbundfestigkeit ergibt, werden die Maximalkraft der Simulationsvarianten sowie die Energiewerte in der Grenzschicht betrachtet.

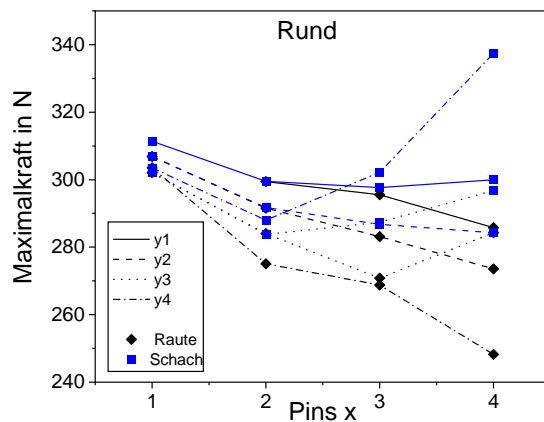


Diagramm 26: Maximalkraft in Abhängigkeit der Pin-Reihen in x- und y-Richtung für runde Pins in Schach-(RS)- und Rauten-(RR)-Anordnung

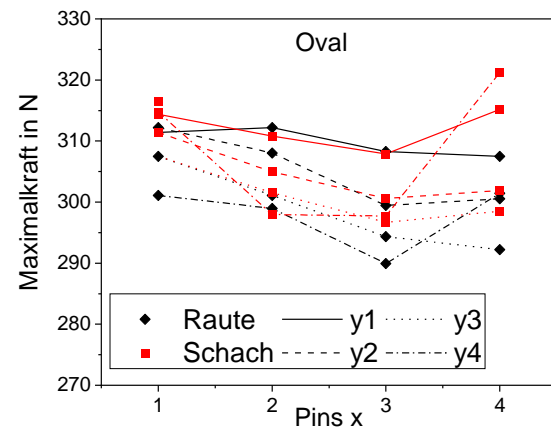


Diagramm 27: Maximalkraft in Abhängigkeit der Pin-Reihen in x- und y-Richtung für ovale Pins in Schach-(OS)- und Rauten-(OR)-Anordnung

In Diagramm 26 zeigt sich zunächst, dass mit steigender Anzahl Pins die Maximalkraft sinkt. Dies ändert sich jedoch für Varianten mit der Pin-Anordnung in Schachbrettform ab drei und vier Pin-Reihen. Besonders sticht die Variante mit runden Pins und schachbrettformiger Anordnung heraus. Bereits das Modell $RSx3y4$ zeigt eine deutliche Steigerung der Maximalkraft. Dagegen zeigt die Rauten-Anordnung $RRx3y4$ deutlich geringere Kraftwerte. Die Betrachtung der Maximalkraft der Modellvarianten mit ovalen Pins in Diagramm 27 stellt ähnlich Trends für die Schachbrettanordnung dar. Mit steigender Pin-Anzahl nehmen die Kraftwerte zunächst ab und steigen bei vier Pins wieder an. Insgesamt sind die Ergebnisse deutlich homogener, als die der Modelle mit runden Pins. Daraus lässt sich ableiten, dass der Einfluss der Anzahl und Anordnung ovaler Pins auf die maximale Kraftübertragung geringer ausfällt.

Zur Bewertung der Schädigung im Anbindungsmodell werden die Energiewerte der Kohäsionsschichtelemente verglichen. Die ausgelesenen Energien für die Modellvarianten sind in Diagramm 28 und Diagramm 29 dargestellt. Die Werte in den Varianten steigen mit zunehmender Anzahl Pins für alle Modelle an. Die einzige Ausnahme stellen die Varianten mit runden Pins in Rautenform dar, welche bei hohen Pin-Anzahlen ($x3y3$ bis $x4y4$), deutlich geringere Energiewerte aufweisen. Dies hängt direkt mit der gehemmten Rissausbreitung, der Kraftumlenkung in den CFK und den sich dort ausbreitenden Schädigung zusammen (siehe Abbildung 38). Damit ist deutlich, dass eine maximale Umlenkung der Lasten aus der Grenzfläche in den CFK mit der Folge einer Schädigung des CFK nicht das Ziel der Auslegung sein kann. Vielmehr muss eine ausgewogene Spannungsverteilung erfolgen.

Vergleichend lassen sich für die Pin-Geometrien rund und oval nur geringe quantitative Unterschiede in den Energiewerten erkennen (vgl. Diagramm 28 und Diagramm 29). Zu beachten ist dabei, dass die Rissausbreitungsgeschwindigkeit in der Ergebnisdarstellung keine Berücksichtigung findet. Der Einfluss der Pin-Geometrie auf die Schadensentwicklung ist in den Abbildung 35 und Abbildung 36 gezeigt. Hingegen zeigt sich in den Diagrammen, dass die Rauten-Anordnung geringfügig höhere Energiewerte als die Schachbrett-Anordnung aufweist, mit der zuvor erwähnten Ausnahme der Modelle mit runden Pins und hoher Pin-Dichte.

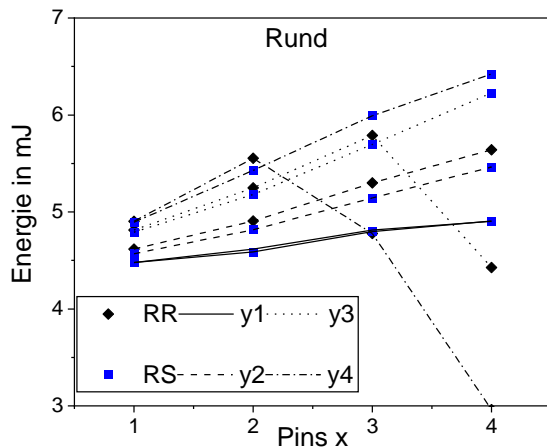


Diagramm 28: Energie der Kohäsionselemente in Abhängigkeit der Pin-Reihen in x- und y-Richtung für runde Pins in Schach- und Rauten-Anordnung

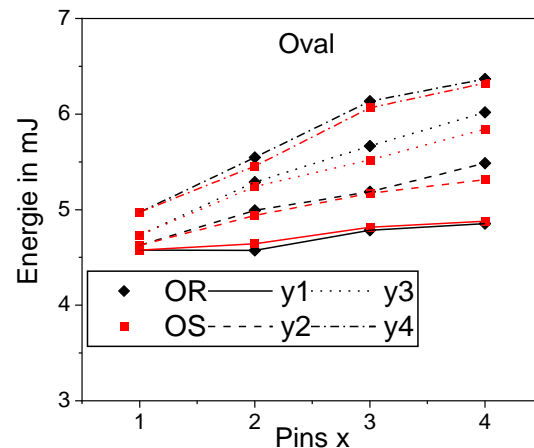


Diagramm 29: Energie der Kohäsionselemente in Abhängigkeit der Pin-Reihen in x- und y-Richtung für ovale Pins in Schach- und Rauten-Anordnung

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die ovalen Pins in Schachbrett-Anordnung eine bessere Spannungsverteilung in den Modellen ermöglichen. Dies wirkt sich positiv auf die Schadensinitiierung aus. Die Betrachtung der Schadensentwicklung in den Modellvarianten veranschaulicht, dass für maximale Kräfte in den Modellen die runden Pins vorteilhaft sind, da die Rissausbreitung in der Kohäsionsschicht gehemmt und die Belastung aus der Grenzfläche in den CFK geleitet wird. Dafür ist eine hohe Anzahl und Dichte der Pins notwendig. Es lassen sich zwei wesentliche Punkte festhalten: Je größer der Abstand zwischen den Pins ist, desto gleichmäßiger ist die Spannungsverteilung, aber auch schneller die Rissausbreitung in der Grenzfläche. Je dichter die Pins platziert sind, desto größer ist die Risshemmungseigenschaft jedoch auch der Einfluss auf die Spannungsverteilung in der Grenzfläche. Für die Zielsetzung, möglichst hohe Kräfte zu übertragen und eine gehemmte Schädigungsausbreitung für eine hohe Verbundfestigkeit, sind nach der Betrachtung der Ergebnisse der Simulationsstudien gegenläufige Mechanismen verantwortlich. Daher gilt es die Einflüsse der Faktoren für die Wahl der Pin-Geometrie, der Anzahl und Anordnung unter Beachtung der Grenzflächeneigenschaften abzuwägen und gezielt zu kombinieren.

5 Entwicklung der Hybridprüfkörper

Im Rahmen der Prüfkörperentwicklung wird zunächst die Gestaltung bestimmt und anschließend der Herstellungsprozess beschrieben. Die Prüfkörpergestaltung erfolgt unter Berücksichtigung der makroskaligen Geometrie des Hybridverbundes und der Vorgaben zur bauteilnahen Prüfung. Die Grundlagenuntersuchungen mit dem SLJ haben Schwierigkeiten bei der Prüfkörperherstellung und deren Prüfung gezeigt (siehe Abschnitt 3.5). Für die Gestaltung eines geeigneten Prüfkörpers zur Bestimmung des Einflusses von mesoskaligen Pin-Strukturen in der Grenzfläche des Hybridverbundes werden daher folgende Kriterien angesetzt:

- ausgeprägte Grenzfläche zur Bestimmung des Einflusses der Oberflächenstruktur und zur Beobachtung des Schädigungsverhaltens
- bauteilnahe Prüfkörpergestaltung zur Berücksichtigung der Überlagerung von Belastungen und Beanspruchungen auf mehreren Skalenebenen (mikro-, meso- und makroskaliger Formschluss)
- mehraxialer Spannungszustand in der Grenzfläche zur Ermittlung des Einflusses lastpfadorientierter Pin-Strukturen
- Herstellbarkeit in einem serientauglichen Fertigungsprozess
- Herstellbarkeit in kleinen Stückzahlen ohne mechanische Nachbearbeitung und möglichst einfacher Entformung

Die Zugbelastung entspricht einer üblichen statischen Belastung und wird als standardisiertes Verfahren in der Prüftechnik eingesetzt [Ehr04, Sch08, Hab09]. Darüber hinaus finden Prüfkörper unter quasistatischer als auch unter dynamisch-zyklischer Zugbelastung Anwendung im Bereich der Festigkeitsanalyse. Daher werden die Untersuchungen mit der Zugprüfungsmethode nach [DIN09, DIN16b, DIN20] und der Schwingfestigkeitsuntersuchung nach [DIN16b] durchgeführt.

5.1 Prüfkörpergestaltung

Um die in Abschnitt 3.5 aufgestellten Anforderungen zu erfüllen, wird ein neuartiger Prüfkörper entwickelt, welcher die mehraxiale Beanspruchung in der Grenzfläche berücksichtigt. Der Prüfkörper wird stark an dem zugrundeliegenden Anbindungskonzept orientiert, um dem Kriterium der anwendungs- und bauteilnahen Prüfung Rechnung zu tragen. Dabei gilt zu beachten, dass der Fokus auf der Beanspruchung in der Grenzfläche liegt.

5.1.1 Abmessungen des Prüfkörpers

Bei der Entwicklung des Prüfkörpers zur Untersuchung des Einflusses mesoskaliger Strukturen ist die Größenordnung und das Verhältnis der Anbindungsflächen zur geometrischen Größe der eingebrachten Strukturelemente relevant. Zur Untersuchung

der Schädigungsausbreitung müssen die auftretenden Effekte in der Anbindung in ausreichender Form abgebildet werden. Daher ist zur Prüfung der Wirksamkeit die Größe der Überlappungsfläche abweichend von der DIN EN ISO 12996 für mechanische Fügungen und der DIN EN 1465 für die Bestimmung von Zugscherfestigkeit von Überlappungsklebung [DIN09, DIN13] auf die Größe der Strukturen in der Verbindung anzupassen. Die einfache Überlappungsfläche von 25 x 12.5 mm, wie in Versuchen zur Klebstofffestigkeit [Ehr04, DIN09] und in Abschnitt 1 verwendet, ist aufgrund der Überlappungslänge in Belastungsrichtung nicht ausreichend. Abhängig vom Abstand der Pin-Strukturen zur Lasteinleitungskante und den folgenden Pin-Reihen sollte mindestens eine Überlappungslänge von 20 mm vorgesehen werden. Ferner ist die Dimension des Prüfkörpers vom makroskopischen Formschluss und damit dem Prüfkörperdesign abhängig. Dieser soll die mehrskalige Formschlussüberlagerung abbilden.

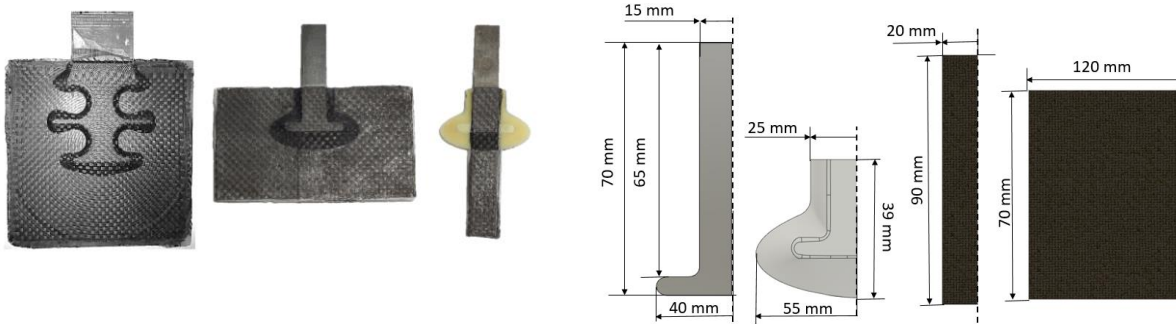


Abbildung 39: Sechssarmige Hybridanbindung, T-Hybrid-Prüfkörper, DLJ-Prüfkörper
Abbildung 40: Maße der Prüfkörperkomponenten im CAD (halbe Ansicht/Mittelachse): Metalleinleger, Thermoplastkomponente, CFK (DLJ, T-Hybrid)

5.1.2 Prüfkörperdesign

Der Prüfkörper soll den Werkstoffverbund der CFK-Metall-Hybridverbindung vollständig abbilden. Daher wird dieser aus den Komponenten des Metalleinlegers, der Thermoplastummantelung sowie dem CFK-Verbund erstellt. Für die Grundgeometrie des Einlegers wird eine T-Form verwendet, welche Namensgeber für den T-Hybriden ist. Die T-Form bildet die mehrarmige Struktur des Anbindungskonzeptes nach, so dass ein makroskaliger Formschluss des CFK-Verbundes realisiert wird. Um den Fokus der Untersuchung mittels des Prüfkörpers auf die Grenzflächenanbindung zu legen, wird eine einzelne Doppel-Armstruktur im Vergleich zur sechssarmigen Struktur der Hybridanbindung gewählt (siehe Abbildung 39).

Die Thermoplastkomponente wird in einer Stärke von 2 mm um den 4 mm dicken Metalleinleger gespritzt. Das (Verbund-)Spritzgießverfahren ermöglicht eine große Gestaltungsfreiheit der Prüfkörpergeometrie und ihrer Oberfläche (siehe

Abschnitt 5.2.1). Ziel des Designs ist es, einen fasergerechten Übergang vom CFK-Verbund zum Metalleinleger zu schaffen [Fle21]. Daher wird eine vom Einleger aus flach im 20° -Winkel auslaufende Geometrie gewählt, so dass keine starke Umlenkung der Fasern erfolgt. Zudem wird die äußere Geometrie des Einlegers abgerundet, so dass eine ovale Form in der Draufsicht erkennbar ist, welche dem mehraxialen Beanspruchungsverlauf folgt. Dies vermeidet eine Spannungskonzentration im Bereich vor dem Einleger, welche das Delaminationsverhalten fördert [Sum18b].

Der CFK-Verbund wird aus vier Lagen bidirektionalem Kohlenstofffasergewebe in Leinwandbindung mit einer Dicke von 0.25 mm hergestellt. Für die mehraxialen Beanspruchungsfälle des T-Hybriden werden die Gewebelagen außen in $0^\circ/90^\circ$ - und innen in $\pm 45^\circ$ -Richtung orientiert, wie dies bereits in den vorangegangenen Untersuchungen der Arbeiten [Sum18b, Ber18, Poh18] Anwendung fand (siehe Abbildung 3). Die Modifikation zu einem doppelt überlappten Verbundprüfkörper (double lap joint, DLJ) wird durch eine Anpassung des CFK-Verbundes erzielt. Dafür werden die $70 \times 120 \text{ mm}^2$ großen CFK-Lagen des T-Hybriden durch $20 \times 90 \text{ mm}^2$ große CFK-Streifen ersetzt (siehe Abbildung 40). Aufgrund der uniaxialen Belastung werden diese ausschließlich in $0^\circ/90^\circ$ -Richtung orientiert.

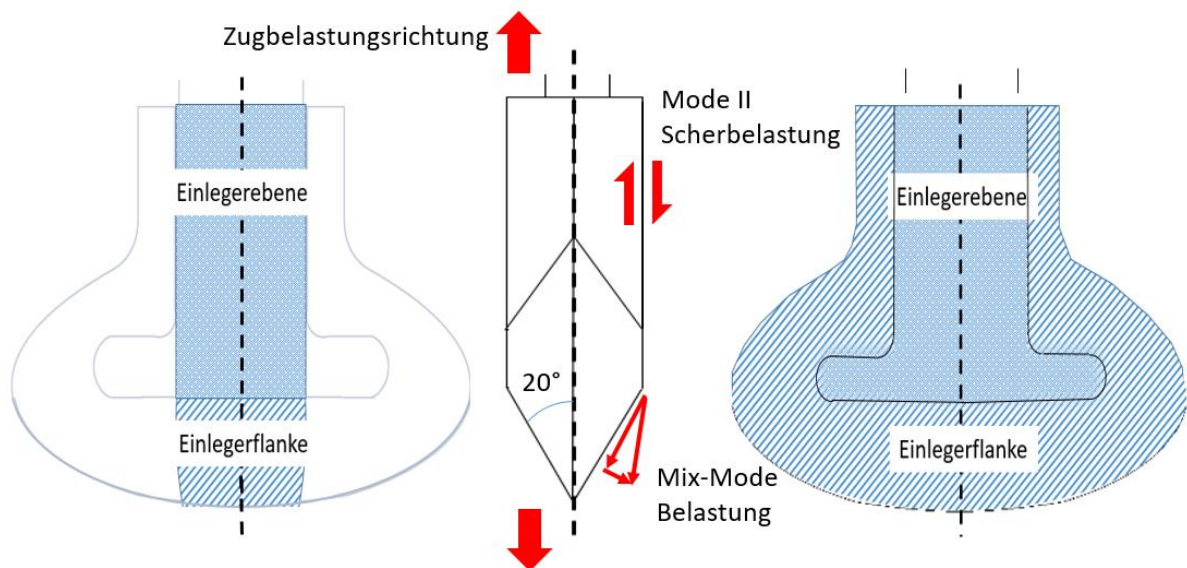


Abbildung 41: Schematische Darstellung des DLJ- und T-Hybridprüfkörpers mit Kennzeichnung der Einlegerflanke und Einlegerebene in Drauf- und Seitenansicht

Damit stellt der DLJ eine Kombination aus doppelt geschäftetem Stumpfstoß und zweischnittiger Überlappungsverbindung dar [Nei14]. Dies wirkt sich auf die Beanspruchungsart im Prüfkörper aus, wie im folgenden Abschnitt näher ausgeführt wird. In Abbildung 41 sind schematische Darstellungen der Prüfkörper mit einer Kennzeichnung der gekrümmten Einlegerflanken und planen Einlegerebenen dargestellt.

5.1.3 Beanspruchung in der Prüfkörpergrenzfläche

Die Gestalt und die Einspannung der Probekörper steuern die Art der Beanspruchung in der Grenzfläche des Einlegers. Die Prüfkörpergeometrie des DLJ mit der standardmäßigen Zugversuchseinspannung sorgt für eine global belastungskongruente Ausrichtung der Beanspruchung in der Grenzfläche, wie die Kraftflüsse in Abbildung 42 zeigen. Die Belastungsart des DLJ beschreibt überwiegend eine Scherbeanspruchung in Belastungsrichtung (Modus II), welche im Bereich der Einlegerflanke durch eine Modus-I-Beanspruchung überlagert wird (Mix-Mode, siehe Abbildung 41).

Die U-förmige Probenaufnahme des T-Hybridprüfkörpers (vgl. Abbildung 50) ist der Grund für die global mehraxiale Beanspruchung in der Verbundgrenzfläche trotz einer uniaxialen Zugbelastung (siehe Abbildung 42). Die Kraftflüsse fächern sich im CFK zu den Rändern der Einspannung hin auf. Die Art der Beanspruchung wird durch die Geometrie des T-Hybrideinlegers beeinflusst. Der makroskalige Formschluss der Einlegerarme erhöht die Komplexität der Beanspruchungsüberlagerung.

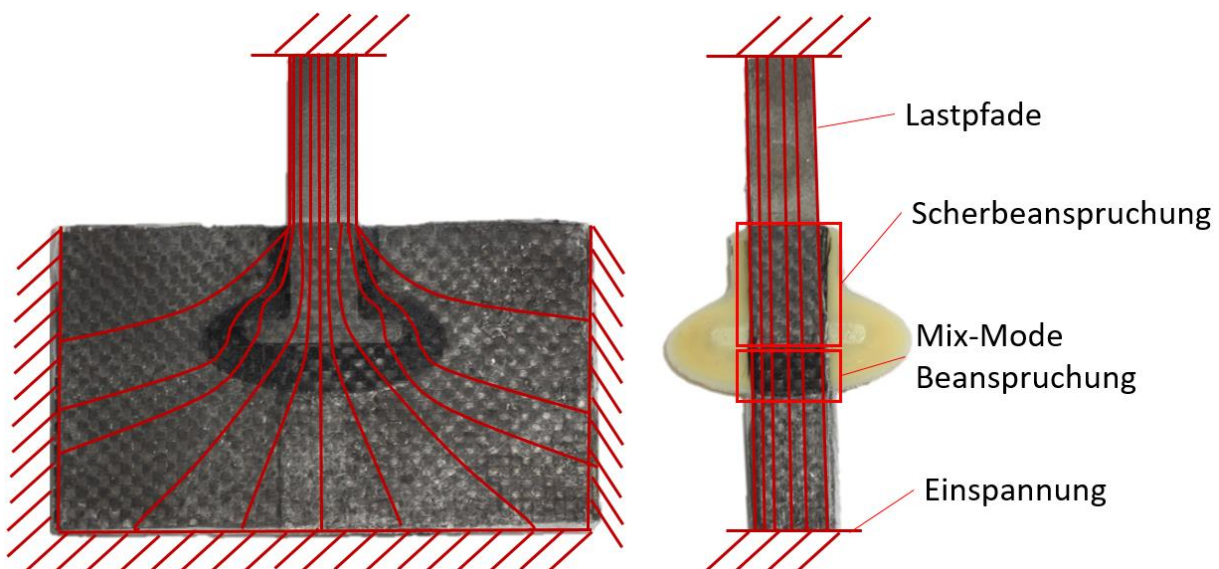


Abbildung 42: Schematische Darstellung von Kraftflüssen in den Prüfkörpern

5.1.4 Dimensionierung und Platzierung der Pin-Strukturen

Im Kapitel „Stand der Technik“ (Abschnitt 2.3.2) sind verschieden dimensionierte Pin-Strukturen in Abhängigkeit des untersuchten Anbindungssystems aufgeführt. Für die z-Pins werden die Durchmesser für CFK-Pins zwischen 0.28-0.5 mm gewählt [Hof19, Kna14]. Tu [Tu11a] variiert die Höhen zwischen 0.5 und 2 mm. Dies muss jedoch in Abhängigkeit der Randbedingungen des Anbindungssystems geschehen. Die Auswahl der Größen und Geometrien der Pins in dieser Arbeit erfolgt entsprechend den in Abschnitt 4.2 berechneten Dimensionen. Dabei sind fertigungstechnische Voraussetzungen zu berücksichtigen. Diese umfassen die Herstellbarkeit der Kavität

im Spritzgießwerkzeug mittels Fräsen sowie die Formgebung der Pin-Strukturen im Spritzgießprozess. Unter Berücksichtigung der Ergebnisse der Parameterstudie in Abschnitt 4.2.2 werden die Größen der Pins auf 0.5 mm Pin-Radius für runde Geometrien festgelegt. Die Radien für die ovalen Pin-Abmessungen werden zu 0.3 und 0.8 mm definiert.

Die Höhe der Pins wird der Lagendicke von 0.5 mm des CFK um den Einleger angepasst. Eine Variation der Pin-Höhe, wie in Abschnitt 2.3.2 zu z-Pin-Verstärkungen von Tu [Tu11a] gezeigt, wird aufgrund der geringen Dicke des CFK nicht in Betracht gezogen. In Anlehnung an die Simulationsmodelle (siehe Abschnitt 4.2) durchdringen die 0.5 mm hohen Pins das Gewebe der CFK-Lagen theoretisch. Die Verdrängung der CFK-Lagen durch die Pins führt prinzipiell zu einer größeren Ondulation der Fasern, was bei z-Pin-Verstärkungen der Fall ist [Hof19, Kna14]. Dieser Effekt tritt bei der praktischen Fertigung der Proben jedoch nur wenig ausgeprägt auf. Die hohe Dichte der Leinwandgewebe des CFK-Halbzeugs sowie die einfache Stapelung der CFK-Lagen und die mittige Platzierung des Einlegers im RTM-Werkzeug verursachen kein automatisches Durchstoßen der Pins durch die CFK-Lagen. Dies ist deutlich in den Computertomografieaufnahmen der Prüfkörper in Abbildung 43 und Abbildung 44 erkennbar. Diese zeigen eine harzreiche Grenzfläche an der Einlegeroberfläche. Zwischen den Pins legen sich Faserbündel der Gewebe, welche nicht um, sondern größten Teils über die Pins verlaufen. Beim Schließen des RTM-Werkzeuges werden die Faserbündel zwischen Werkzeugwand und den Pins eingeklemmt. Dabei können die Faserbündel hohen Druckbelastungen ausgesetzt werden, welche Schädigungen verursachen und die Festigkeit der Fasern beeinträchtigen können. Wie in [Hof19, Kna14] gezeigt, werden moderate Festigkeitsminderungen durch die Pins im Gewebe in Kauf genommen, um die Vorteile einer verbesserten Gesamtfestigkeit des Verbundes zu erzielen.

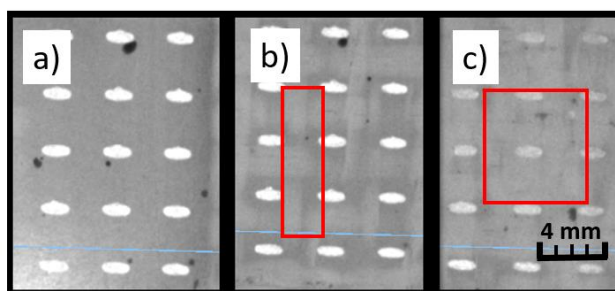


Abbildung 43: Verschiedene Schichttiefen eines CT-Scans a) harzreiche Grenzschicht, b) CFK-Zwischen den Pins, c) CFK über den Pins

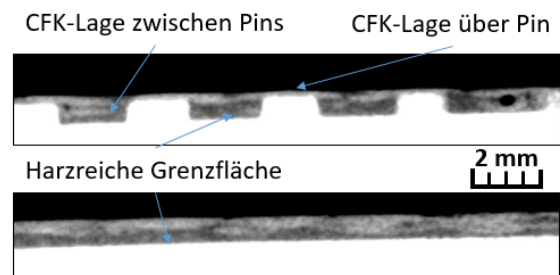


Abbildung 44: Querschnitt eines CT-Scans der Thermoplast-CFK-Grenzfläche mit und ohne Pin-Struktur

Die Platzierung von Pins auf der schrägen Einlegerflanke ist aus mehreren Gründen kritisch zu betrachten. Zum einen zeigen die Simulationen den Rand-Abstandseffekt,

weshalb Pin-Strukturen mit einem Mindestabstand zur Lasteinleitungskante platziert werden sollten. Dies ermöglicht eine gleichmäßigere Spannungsverteilung und Krafteinleitung in den Einleger. Der Abstand der Pins muss dabei in Abhängigkeit von den Anbindungseigenschaften in der Grenzfläche bestimmt werden. Zum anderen wirken, wie in Abschnitt 5.1.3 beschrieben, Normalspannungen an der Flanke. Dies kann auch in den Grundlagenuntersuchungen des SLJ gesehen werden. Die Normalspannungsüberlagerung initiiert Schälkräfte in den Grenzflächen, was den Wirkmechanismus des Hinterschnitts der Pins durch ein Ausknüpfen aus dem CFK verhindert. Daher wird auf die Platzierung von Pins auf der Einlegerflanke verzichtet.

Die Platzierung der Pin-Strukturen erfolgt auf der planen Einlegerebene. Es wird ein Abstand der Pins von 1.5 mm und eine Dichte von 13.82 Pins pro 100 mm² gewählt. Dies entspricht 57 Pins pro Oberflächenseite. Die Anordnung der runden Pins erfolgt schachbrettartig, was als vorteilhaft bei mittleren und hohen Anbindungsfestigkeiten ermittelt wurde (siehe Abschnitt 4.3.2). Die Anordnung der lastpfadorientierten Pins (*oval*) folgt entsprechend den Lastpfaden aus den FE-Simulationen (siehe Abbildung 46) auf der Einlegerebene. Aufgrund des größeren Platzbedarfs der ovalen Pins werden insgesamt 43 Pins je Einlegerseite platziert. Dies entspricht einer Dichte von 7.87 Pins pro 100 mm².

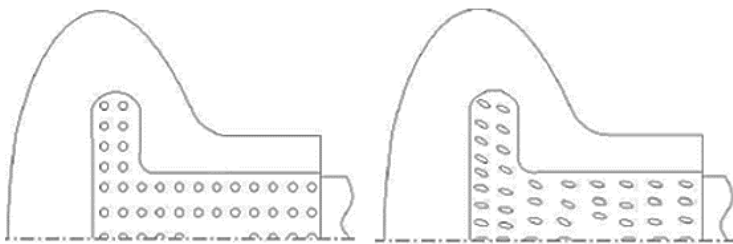


Abbildung 45: Skizzen der Einleger im Halbschnitt mit mesoskaliger Oberflächenstruktur (rund, oval)

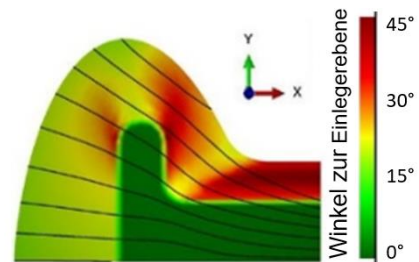


Abbildung 46: Lastpfaddarstellung aus FE-Simulation

5.2 Herstellung der Prüfkörper

Die Herstellung der Prüfkörper erfolgt in zwei Fertigungsschritten in unterschiedlichen Kunststoffverarbeitungsverfahren. Die Thermoplastkomponente des Einlegers wird im Spritzgießverfahren und die Hybridisierung des Einlegers mit dem CFK-Verbund im Harzinjektionsverfahren (RTM-Verfahren) hergestellt (siehe Abbildung 47). In der Tabelle 17 werden die Werkstoffe der Prüfkörperkomponenten aufgeführt. Die Datenblätter sind dem Anhang zu entnehmen.

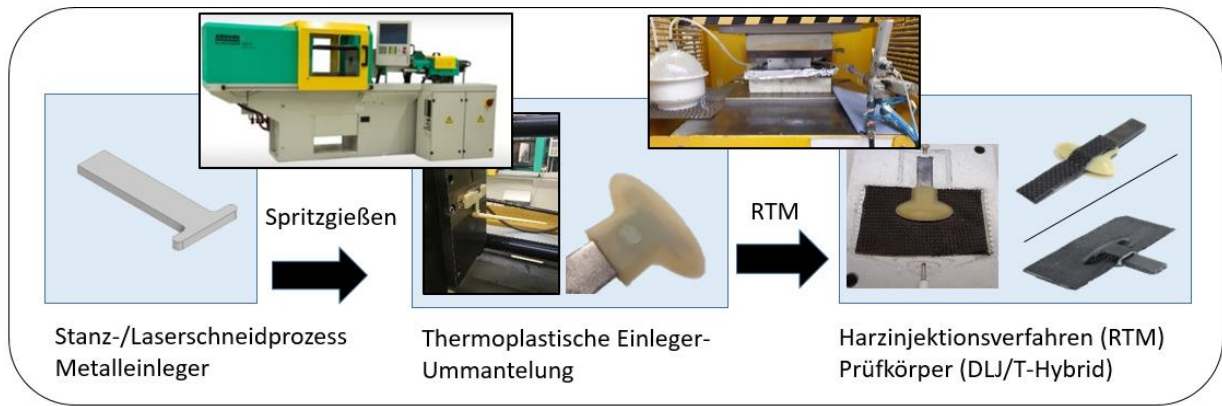


Abbildung 47: Verfahrensschritte der Prüfkörperherstellung

Tabelle 17: Werkstoff der Prüfkörperkomponenten (Datenblätter siehe Anhang)

Komponente	Name	Werkstoff	Quelle
Metall	S700MC, 1.8974,	Stahl, warmgewalzt	
Thermoplast PPA GF30	Vestamid HTplus M1033	Polyphthalamid mit 30% Glasfaser	[Evo18b]
CFK			
Kohlefasergewebe	Aksaca A-38 3K	Kohlenstofffaser 160g/m ²	[Dow22]
Harzmatrix	Biresin CR144/CR170	Epoxidharz	[Sik17]
Härter	Biresin CR150-3		[Sik17]

5.2.1 Herstellung des Einlegers

Die Metalleinleger werden aus 4 mm dickem Stahl (S700MC, 1.8974, warmgewalzt) im Laserschneidverfahren produziert. Auf Grund der geringen Stückzahl ist eine Herstellung im Stanzprozess, wie in einer Großserienfertigung üblich, nicht realisiert. Die entgrateten Einleger werden vor der Verarbeitung in einem Ultraschallbad gereinigt. Für den Verbundspritzgießprozess wird der Metalleinleger auf 200 °C vorgeheizt und im Spritzgießwerkzeug arretiert. Dabei wird der Einleger mit dem Thermoplast ummantelt und erhält die finale Geometrie inklusive der Oberflächenstrukturierung. Durch das Wechseln von Spritzgießwerkzeugeinsätzen werden unterschiedliche Oberflächenstrukturen in der Meso- und Mikoskala bei den Einlegern erzeugt (siehe Abbildung 48). In Tabelle 18 sind die Parameter des Spritzgießprozesses aufgeführt.

Tabelle 18: Parameter des Verbundspritzgießprozesse

Werkstofftemperatur	350 °C	Werkzeugtemperatur	200 °C
Einspritzdruck	600 bar	Nachdruck	600 bar
Einspritzvolumen	45 cm ³	Einspritzzeit	0.8 s
Nachdruckzeit	4.1 s	Kühlzeit	60 s



Abbildung 48: Spritzgießwerkzeugeinsätze mit unterschiedlichen Oberflächenstrukturen

5.2.2 Hybridisierung im Harzinjektionsverfahren

Im zweiten Prozessschritt werden mit Hilfe des Harzinjektionsverfahrens die Einleger mit dem CFK-Verbund intrinsisch konsolidiert. Dazu wird der Einleger mit den CFK-Lagen im RTM-Werkzeug positioniert. Die Orientierung der Lagen erfolgt entsprechend der oben genannten Ausrichtung. Das injizierte Epoxidharzgemisch imprägniert das Fasergewebe und den Einleger im RTM-Werkzeug. Die Dosierung des Harzgemisches erfolgt mit einer Injektionsmaschine (*Conti Flow Vario, Wagner Reinhart-Technik*). Die Injektion wird über eine Dosierpistole mit Statikmischer gesteuert. Ein Schlauchsystem verbindet Statikmischer und Werkzeug, welches mit Hilfe einer Presse zugehalten wird (siehe Abbildung 49). Zusätzlich wird ein Vakuum im vorgeheizten Werkzeug erzeugt, um den Injektionsprozess zu unterstützen und eine verbesserte Infiltration der Gewebe zu gewährleisten. Die Verarbeitung des Epoxidharzes muss laut Herstellerangaben innerhalb von drei Minuten erfolgen. Anschließend verweilen die Prüfkörper zum Aushärten 45 Minuten bei 75 °C in der Werkzeugform, ehe diese entformt werden.

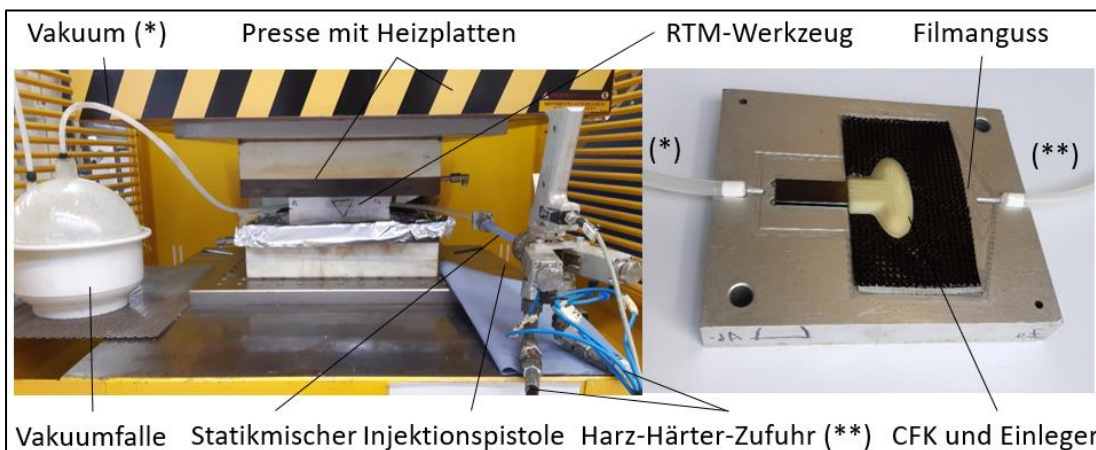


Abbildung 49: Aufbau des Injektionsprozesses in einer Presse, RTM-Werkzeug mit CFK und Einleger

Die Simulationsergebnisse zeigen, dass die mesoskaligen Oberflächenstrukturen die Verbundfestigkeit in Abhängigkeit der Werkstoffeigenschaften beeinflussen. Dies soll in den praktischen Experimenten nachgewiesen werden. Zur Erzeugung unterschiedlicher Werkstoff- und Anbindungseigenschaften im Verbund bietet sich eine

unterschiedliche Wärmebehandlung der Proben an (Datenblatt siehe Anhang [Sik17]). Die Alternative, ein zweites Harzsystem zu verwenden, wird aufgrund des hohen Aufwandes eines Materialwechsels in der Dosieranlage nicht verfolgt.

Zur Einstellung der CFK-Eigenschaften werden die Prüfkörper einer Wärmebehandlung unterzogen. Dies beeinflusst den Aushärtegrad der Epoxidmatrix des Verbundes und reduziert Eigenspannungen. Die Wärmebehandlung der Proben erfolgt in einem Ofen bei 120 °C für zwei Stunden [Sik17]. Zur Bestimmung der Auswirkungen der Wärmebehandlungen wird die dynamische Differenzkalorimetrie (DSC) verwendet [Ehr03]. Dazu wird zunächst die Gesamtreaktionsenthalpie des Harzsystems mit -478.55 J/g bestimmt. Anschließend wird die freiwerdende Reaktionsenthalpie der Proben ermittelt. Die Berechnung des Aushärtegrades der Proben erfolgt nach Gl. 1. Die Untersuchung zeigt, dass die Proben nach der Aushärtung im Werkzeug einen Aushärtegrad von 94 % haben. Nach der Wärmebehandlung liegt der Aushärtegrad bei 99% (siehe Tabelle 19).

Der Einfluss der unterschiedlichen Wärmebehandlungen auf die mechanischen Eigenschaften des Matrixsystems wird mittels quasistatischer Zugversuche nach DIN EN ISO 527 [DIN20] ermittelt und ist in Tabelle 19 abgebildet. Die Untersuchung der Zugfestigkeit des Epoxidharzes zeigt eine deutliche Festigkeitssteigerung von 52 MPa der ungetemperten zu 70 MPa der getemperten Proben. Dabei nimmt die Steifigkeit der Proben mit 1028 MPa (ungetempert) auf 865 MPa (getempert) ab. Der Einfluss auf die Anbindungseigenschaften ist in den Versuchen in Abschnitt 6.3 ersichtlich.

Tabelle 19: Eigenschaften des Epoxidharzsystems vor und nach der Wärmebehandlung

Variante	Behandlung	Aushärtegrad	Zugfestigkeit	Steifigkeit
V1	ungetempert	94 %	52 MPa	1028 MPa
V2	getempert	99 %	70 MPa	865 MPa

6 Experimentelle Untersuchungen

Die experimentellen Untersuchungen umfassen die Prüfung meso- und mikroskaliger Oberflächenstrukturen und sollen Aufschluss über deren Wirkungsweise auf die Verbundeigenschaften geben. Unter Verwendung der hybriden Doppelüberlappungsprüfkörper (DLJ) und der T-Hybridprüfkörper wird die Grenzflächengestaltung auf die Verbundeigenschaften untersucht. Dabei wird der Einfluss der adhäsiven Anbindungseigenschaften auf die Wirkmechanismen der Grenzflächenstrukturen betrachtet, indem zwei unterschiedliche Werkstoffvarianten der Prüfkörper in den Versuchen eingesetzt werden. Bei der Betrachtung mesoskaliger Pin-Strukturen kommen runde und lastpfadorientierte (ovale) Pins zur Anwendung. Die mechanischen Untersuchungen erfolgen unter quasistatischer und dynamischer Belastung.

6.1 Prüfmethode und Darstellung der Ergebnisse

Für die mechanische Prüfung werden das in Abschnitt 2.5.1 beschriebene Zugprüfverfahren zur quasistatischen Untersuchung und die in Abschnitt 2.5.2 beschriebene dynamisch-mechanische Analyse (DMA) eingesetzt. In den nachfolgenden Abschnitten werden die Versuchsdurchführung sowie die Methoden der Auswertung dargestellt.

Das Einspannen der Prüfkörper erfolgt für die DLJ-Prüfkörper mittels einer Universalaufnahme, während die T-Hybridprüfkörper in einer U-förmigen Einspannvorrichtung kraft- und formschlüssig arretiert werden (siehe Abbildung 50).



Abbildung 50: Zugprüfstand mit DLJ-Prüfkörper und T-Hybridprüfkörper in Einspannvorrichtung

6.1.1 Quasistatische Zugprüfung

Die quasistatischen Untersuchungen der Hybridprüfkörper werden angelehnt an die DIN EN ISO 527-4 für Verbundwerkstoffe mit einer Prüfgeschwindigkeit von 2 mm/min an einer Universalprüfmaschine *Autograph AG-X plus* (Fa. *Shimadzu*) durchgeführt (siehe Abbildung 50). Ein integrierter Wegaufnehmer in der Prüfmaschine zeichnet die Verschiebungsdaten des Traversenweges auf, während über eine 20kN Kraftmessdose die Kraftdaten verarbeitet werden. Zudem wird über ein Kamerasystem *Q 400-3D* (Fa. *Limess*) eine optische Aufzeichnung und Messung mit digitaler Bildkorrelation vorgenommen. Die Messung der Verschiebung und Dehnungen erfolgt mittels der Software *Istra4D*. Voraussetzung ist ein kontrastreiches Specklemuster (schwarz-weiß) auf den Proben.

Im Rahmen der Arbeit werden drei bis sechs Versuche je Prüfkörper und Variante zur statistischen Absicherung durchgeführt. Für die Auswertung werden folgende Kennzahlen bestimmt:

- Kraft bei Flankenabriss (Erstschädigung)
- Maximalkraft
- Umgesetzte Energie aus den Kraft-Weg-Kurven

Boxplots geben die Kennzahlen wieder (siehe u.a. Diagramm 31). Darin werden Mittelwert, Median sowie der Bereich von 25% bis 75% der Versuchsergebnisse und die 1.5-Interquartilsabstände der Proben dargestellt. Zudem sind Ausreißer, das heißt, einzelne Versuchsergebnisse, welche stark von den anderen Ergebnissen abweichen, markiert.

Zur Beurteilung der mechanischen Eigenschaften und zur Beschreibung des Schädigungsverhaltens werden die Kraft-Weg-Kurven der Proben analysiert. Um diese miteinander vergleichen zu können, sind die Kurven entlang der Verschiebungswerte gemittelt (siehe Diagramm 30). Die einzelnen Kurven sind im Anhang abgebildet. Durch das abweichende Schädigungsverhalten in den einzelnen Kurven können die gemittelten Kraftwerte mitunter stark beeinflusst werden. Daher können die Kurven nur als Orientierung zum besseren Verständnis genutzt, nicht aber die Kraftwerte direkt verglichen werden. Der Vergleich von Kennwerten erfolgt anhand der Boxplots.

Die gemittelten Kraft-Weg-Kurven der Versuche weisen im Bereich 750-1000 N meist einen typischen Knick in der Kurve auf, welcher auf das mechanische Verhalten des CFK (Kniestärke [Ehr06]) zurückgeführt werden kann. Ebenfalls sind zu Beginn der Zugprüfung unterschiedlich stark ausgeprägte Setzvorgänge der Proben zu erkennen, welche teilweise mit einem leichten Gleiten der Proben in der Aufnahme zu Beginn des Versuchs in Zusammenhang gebracht werden können. Ein mechanischer Anschlag in der Probenaufnahme für die T-Hybridprüfkörper verhindert, dass ein Rutschen bei hohen Belastungen das Schädigungsverhalten und die Auswertung beeinträchtigen.

Die in den Versuchen umgesetzte Energie, welche als Vergleichswert zur Beschreibung der Schädigungsentwicklung in den Proben herangezogen wird, errechnet sich durch Integration der Kraft-Weg-Daten. Die errechneten Flächeninhalte sind ein Maß für die geleistete Arbeit in den Versuchen [Rös16].

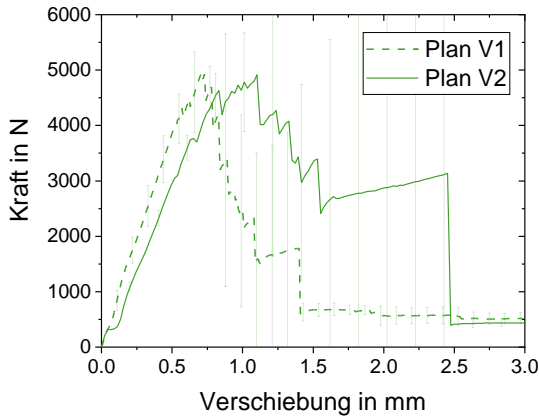


Diagramm 30: Kraft-Weg-Kurven der T-Hybridproben Plan V1 und V2

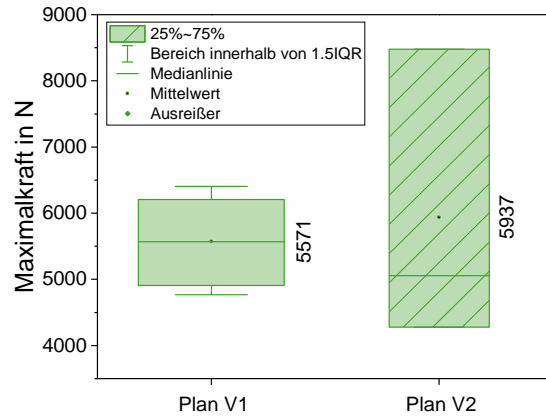


Diagramm 31: Boxplot der Maximalkraft der T-Hybridproben Plan V1 und V2

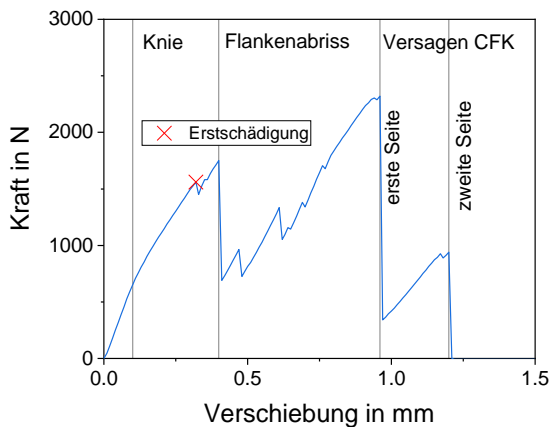


Diagramm 32: Kraft-Weg-Kurve DLJ-Probe mit typischem Schadens- und Versagensverhalten

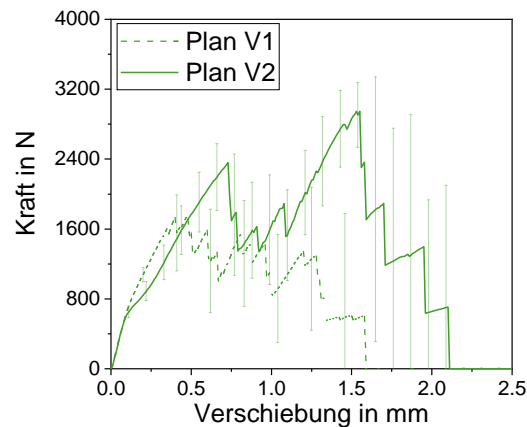


Diagramm 33: Gemittelte Kraft-Weg-Kurven der DLJ-Proben Plan V1 und V2

Schädigungsverhalten der DLJ-Proben

Die DLJ-Proben weisen geometriebedingt ein typisches Schädigungsverhalten auf, welches sich im Kurvenverlauf der Proben zeigt. Zunächst ist ein unterschiedlich stark ausgeprägter Knick bei etwa 700 N in der Kurve zu erkennen (siehe Diagramm 32). Der Vergleich der gemittelten Kurven in Diagramm 33 zeigt, dass die Variante V1 der planen Proben steifer als die Variante V2 ist. Mit zunehmendem Kurvenverlauf können kleinere Erstschädigungen auftreten, ehe der Flankenabriss eintritt. Bis zum vollständigen Versagen durch das Delaminieren oder Brechen des CFK sind mitunter leichte

Schädigungsfortschritte in den Kurven erkennbar. In Abbildung 51 ist das Schädigungsverhalten des DLJ im Zugprüfversuch dargestellt. Das Versagensverhalten der Prüfkörper kann in drei Erscheinungsformen unterteilt werden (siehe Abbildung 52). Die erste Versagensform (I) ist die Delamination beziehungsweise ein Adhäsionsbruch entlang der Fläche zwischen Einleger und CFK (Flanke und Ebene). Dies ist verursacht durch eine geringen Grenzhafffestigkeit zwischen dem Einleger und dem CFK. Die zweite Form (II) ist ein Bruch des CFK im Übergang zwischen der Ebene und der Flanke des Einlegers. Die dritte Form (III) ist ein Bruch des CFK vor dem Einleger zwischen der Flanke und dem reinen CFK. Die Versagensform der Prüfkörper wird jeweils für die Anbindungsfläche einzeln ausgewertet, so dass jeder DLJ-Prüfkörper zwei Seiten und damit zwei Versagensarten aufweist, welche gleich oder unterschiedlich ausfallen können. Aus der Gesamtzahl der aufgetretenen Versagensarten wird ein prozentualer Anteil der auftretenden Versagensfälle für die unterschiedlichen Proben berechnet.

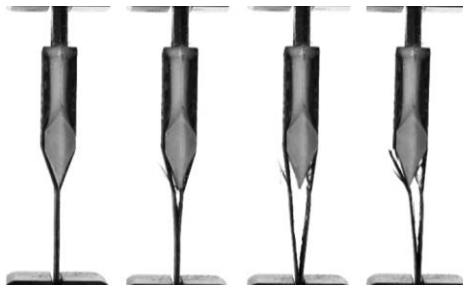


Abbildung 51: Schädigungsverhalten der DLJ-Prüfkörper (Ausgangssituation, Erstschädigung, Flankenabriss und einseitiges CFK-Versagen)

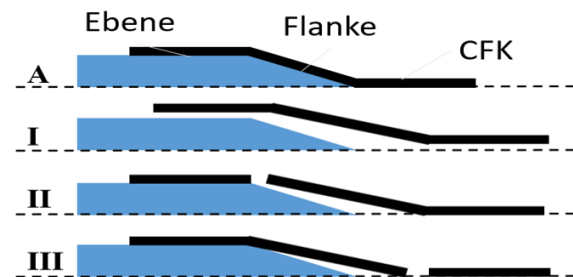


Abbildung 52: Schematische Darstellung des Versagensverhaltens der DLJ-Proben im Halbschnitt: Ausgangssituation (A), Delamination (I), CFK-Bruch an der Kante Ebene-Flanke (II) und Bruch am Übergang Flanke-CFK (III)

6.1.2 Dynamische Schwingfestigkeit

Die dynamisch-mechanischen Untersuchungen zur Schwingfestigkeitsprüfung werden an einer Schwerlast DMA E10000 (Fa. Instron) durchgeführt (siehe Abbildung 53). Die Verarbeitung und Speicherung der Verschiebungs- und Kraftdaten erfolgt durch die Prüfmaschine. Die Prüfparameter sind in Tabelle 20 aufgeführt. Je Probentyp finden fünf Prüfkörper nach dem Treppenstufenverfahren Einsatz. Um die Aussagekraft der Versuchsergebnisse zu erhöhen, werden Durchläufer auf der nächsten Laststufe erneut verwendet. Zudem wird konservativ ein kleinerer Laststufensprung mit 250 N gewählt, um ein frühes Versagen der Proben nach erneutem Einsatz zu vermeiden. Stattdessen werden die Proben bis zu vier Mal wiedereingesetzt und so eine maximale Zyklenzahl von 400'000 pro Prüfkörper erreicht. Beim Start der Prüfmethode wird zunächst die

Mittelspannung in einem Zeitraum von 60 Sekunden angefahren, ehe die dynamisch-zyklische Belastung in Sinusform aufgebracht wird. Die Dauer des Einschwingverhaltens der Proben, bis die Oberlast der Prüfmethode erreicht ist, beträgt 500 bis 700 Zyklen. In dieser Anfangsphase kommt es häufig zu ersten Schädigungen in den Proben, welche sich akustisch bemerkbar machen und in den Steifigkeitsabfällen der Proben widerspiegeln. Die Steifigkeitsverluste beruhen auf Querrissen in der Matrix sowie einzelnen Faserschädigungen. Durch Lastumlagerung auf die umliegenden Bereiche werden diese abgefangen, so dass kein Totalversagen eintritt. Im Weiteren ist eine typische Schädigung die Delamination im Bereich vor dem Einleger, die ein Ablösen des CFK vom Einleger begünstigt. Die Delaminationsschädigung ist exemplarisch in Abbildung 54 anhand einer Verschiebungsauswertung aus der Bildebene (z-Richtung) eines T-Hybridprüfkörpers unter Belastung veranschaulicht.

Tabelle 20: Parameter der Schwingfestigkeitsuntersuchung

Parameter	Wert	Einheit
Lastspielzahl je Laststufe	10^5	Zyklen pro Laststufe
Verhältnis R	0.1	-
Frequenz	5	Hz
Laststufensprung	250	N

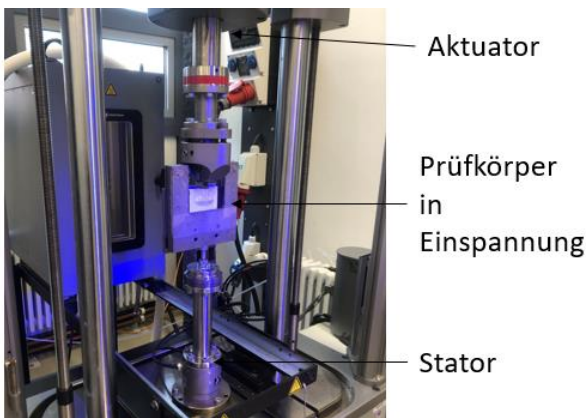


Abbildung 53: DMA-Prüfstand mit eingespanntem T-Hybridprüfkörper

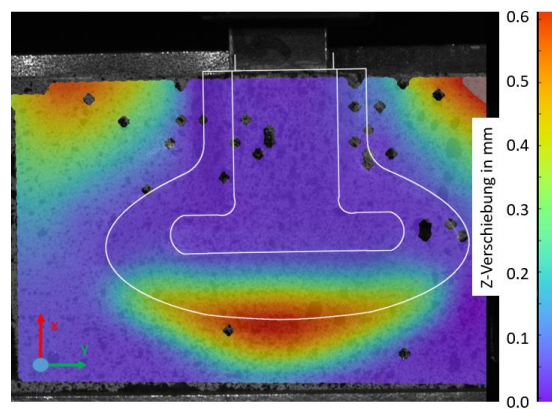


Abbildung 54: Z-Verschiebung einer T-Hybridprobe unter Belastung mit ausgeprägter Delamination

6.2 Ergebnisse der DLJ-Untersuchung

Der nachfolgende Abschnitt untergliedert sich in die Untersuchung mit mikro- und mesoskaliger Oberflächengestaltung. Unter uniaxialen Belastung wird zunächst der Rauheitseinfluss und separat der geometrische Einfluss von Pins analysiert.

6.2.1 Mikroskalige Oberflächenstruktur

Die Untersuchung der mikroskopischen Oberflächenstruktur erfolgt mit Prüfkörpern der Rauheit R_a 4 μm . Der Rauheitswert R_a 4 μm ist in Abschnitt 3.2 in quasistatischen Zugscherversuchen und dynamischen Versuchen als Optimum für den Verbund ermittelt worden. Als Referenz werden plane Proben mit einer Rauheit von R_a 0.25 μm verwendet. Das CFK der Proben *Rau V1* und *Rau V2* weist unterschiedliche Aushärtungsgrade auf, mittels derer eine variierende Grenzflächenhaftfestigkeit Berücksichtigung findet (siehe Abschnitt 5.2.2).

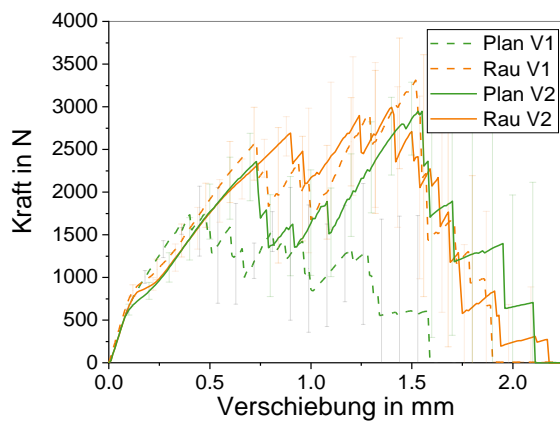


Diagramm 34: Kraft-Weg-Kurven der DLJ-Proben mit rauer Oberfläche

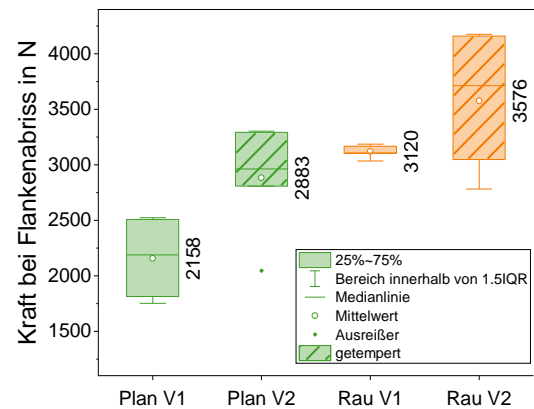


Diagramm 35: Boxplots zum Flankenabriss der DLJ-Proben mit rauer Oberfläche

Im Kraft-Weg-Diagramm 34 zeigen zu Beginn die gemittelten Kurven der planen und rauen Proben einen gleichförmigen linearen Anstieg. Ab einer Kraft von etwa 700 N ist der oben beschriebene, typische Knick in den Kurven sichtbar, welcher mit dem mechanischen Verhalten des CFK zusammenhängt. Dieses Verhalten ist weniger durch die Oberflächengestaltung der Anbindung, hingegen durch die Wärmebehandlung der Prüfkörper beeinflusst. Die ungetemperten Proben (V1) weisen ein steiferes Verhalten auf, als dies bei den getemperten Proben der Fall ist. Im weiteren Verlauf treten erste Kraftabfälle bedingt durch Schädigungen im Prüfkörper auf. Für die planen Proben ist ein wesentlicher Unterschied im Schädigungsverhalten der Varianten V1 und V2 zu erkennen. In den Boxplots des Flankenabrisses (Diagramm 35) sowie der Maximalkraft (Diagramm 36) zeigt sich, dass die Proben *Plan V2* eine spätere Erstschädigung aufweisen und auch die Maximalkraft mit 2883 N zu 2158 N gegenüber den Proben *Plan V1* höher ausfällt.

Die Proben *Rau V1* weisen eine deutliche Steigerung der Leistung durch die mikroskalige Oberflächenmodifikation auf. Die erste Schädigung tritt bei 3120 N ein. Der anschließende Kraft-Weg-Verlauf ist abweichend von der Probe *Plan V1* nicht abnehmend, sondern steigt trotz Schädigung weiter an, während die *Plan V1* Proben einen degressiven Kraftverlauf aufgrund der Schädigungen zeigen. Die *Rau V1* Proben erreichen eine Maximalkraft von 3755 N. Die Proben *Rau V2* haben zunächst eine geringere Probensteifigkeit, welche sehr ähnlich dem Verlauf der Proben *Plan V2* ist. Beim Flankenabriss erzielen die Proben im Mittel 3576 N und weisen damit die höchste anfängliche Festigkeit auf. In der Spitze erreichen die Proben eine Maximalkraft von 3625 N, wobei dieser gemittelte Werte eine hohe Streuung aufweist. Das Versagen der Proben bei den hohen Kräften hängt mit dem Bruch des CFK zusammen (siehe Tabelle 21). Während die planen Proben überwiegend durch einen Adhäsionsbruch in der Grenzschicht versagen, bricht das CFK bei den rauen Proben. Daher sind die Maximalkraftwerte unter Vorbehalt in Bezug auf die Grenzflächenfestigkeit zu betrachten. Während die raue Variante V2 die höhere Anbindungsfestigkeit mit Blick auf den Flankenabriss aufweist, tritt das Totalversagen früher als in der Variante V1 ein. Dabei ist das überwiegende Versagen auf Faserbruch zwischen Flanke und CFK (Fall III) zurückzuführen.

Tabelle 21: Vergleich der Schädigungsarten DLJ (plan und rau)

Auftrittswahrscheinlichkeit der Versagensarten in %			
Typ	Adhäsionsbruch Ebene (I)	Faserbruch Ebene-Flanke (II)	Faserbruch Flanke-CFK (III)
Plan V1	100	0	0
Plan V2	20	30	50
Rau V1	0	30	70
Rau V2	0	40	60

6.2.2 Mesoskalige Oberflächenstruktur

In Diagramm 37 werden die Kraft-Weg-Kurven der DLJ-Prüfkörper mit runden und ovalen Pins der planen Referenz *Plan V2* gegenübergestellt. Ab 700 N zeigt sich die höhere Steifigkeit der Probe *Rund V1* im Vergleich mit der Variante V2. Für die Varianten V1 sind erste Schädigungen bei etwa 0.3 mm Verschiebung und einer gemittelten Kraft von 1500 N sichtbar. Anschließend steigt mit fortlaufender Schädigung die Kurve der *Rund V1* Proben auf knapp 3000 N, ehe bei 1.5 mm der Totalschaden eintritt. Die einwirkende Kraft auf die Proben *Oval V1* steigt auf über 3000 N und die resultierende Verschiebung erreicht knapp 2 mm. Die Proben *Rund V2* weisen eine reduzierte Festigkeit auf. Es treten erste Schädigungen bei einer Kraft von 1500 N auf, wie der Kurvenverlauf veranschaulicht. Für die Proben *Oval V2* ist zu erkennen, dass die lastpfadorientierten, ovalen Pins sich positiv auf die Kraftübertragung auswirken.

Dies zeigt sich zunächst in einem späten Schädigungseintritt bei über 2500 N und etwa 1 mm Verschiebung sowie bei einer weiteren Kraftzunahme auf über 3000 N. Insgesamt ist der Kurvenverlauf ähnlich der Proben *Plan V2* jedoch mit höheren Kraft- und Verschiebungswerten.

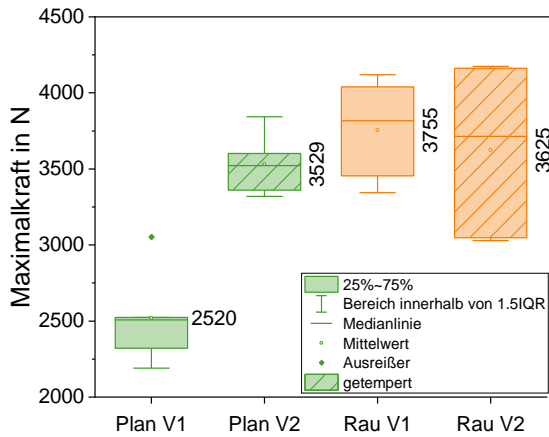


Diagramm 36: Maximalkraft der DLJ-Proben mit planer und rauher Oberfläche

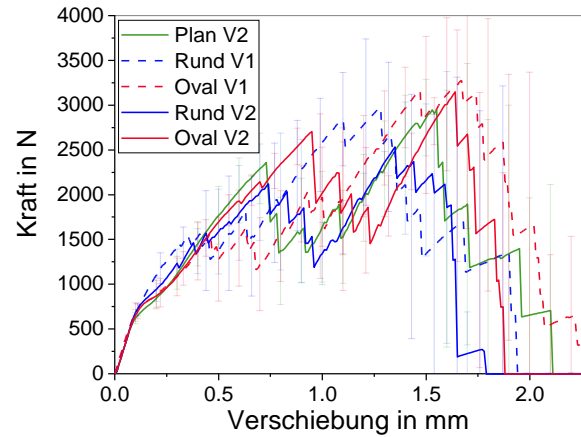


Diagramm 37: Kraft-Weg-Kurven der Proben mit mesoskaliger Pin-Struktur

Diagramm 38 und Diagramm 39 geben die gemittelten Kraftwerte bei Flankenabriss sowie die Maximalkraft der Proben wieder. Bei Flankenabriss ist durch die runden Pins ein schwächender Einfluss erkennbar. Deutlich stellt sich dies bei *Rund V2* mit 2401 N dar. Die Proben *Oval V1* haben mit 2218 N bei Flankenabriss die geringste Festigkeit. Dagegen weisen die Proben *Oval V2* mit 3006 N im Mittel die höchste Festigkeit bei Flankenabriss auf und liegen damit oberhalb der planen Referenzproben mit 2883 N.

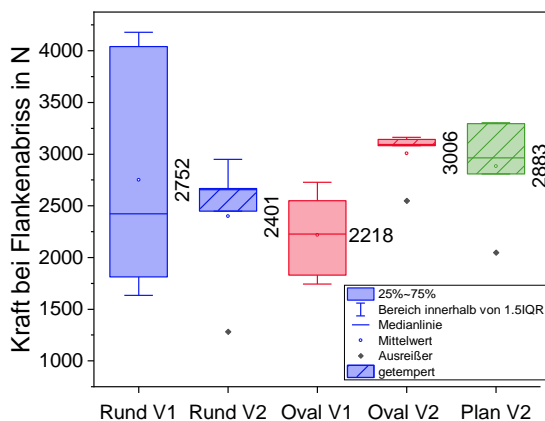


Diagramm 38: Boxplot der Kraft bei Flankenabriss der Proben mit mesoskaliger Pin-Struktur

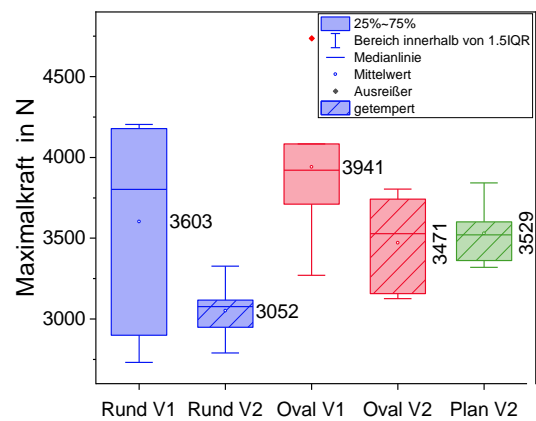


Diagramm 39: Boxplot der Maximalkraft der Proben mit mesoskaliger Pin-Struktur

Die Proben *Rund V2* sind im Vergleich mit den Proben *Rund V1* schwächer und versagen bei geringeren Kräften. Die durch das Tempern erzielte geringere Steifigkeit des Prüfkörpers und die höhere Anbindungsfestigkeit, wie bei *Plan V2* festgestellt,

werden unter der gegebenen Beanspruchung durch die runden Pins negativ beeinflusst. Die ovalen Pins wirken sich positiv auf die Spannungsverteilung aus, so dass erst bei höheren Belastungen die Erstschädigung für die Variante V2 auftritt. Zudem dokumentieren die Ergebnisse der Proben *Oval V1*, dass der Einfluss der Pins in Verbindung mit einer angepassten Pin-Geometrie die höchste Maximalkraft erreicht.

Bei den Maximalkräften ist weiterhin festzustellen, dass das Versagen der Proben sich unterscheidet (siehe Tabelle 22). Wie bei den rauen Proben, tritt das Versagen in der Grenzfläche für die Proben mit Pins nicht mehr auf. Für die Proben *Rund V1* tritt mit über 90 %iger Wahrscheinlichkeit ein Versagen des CFK am Übergang der Flanke zur Einlegerebene auf. Bei den Proben *Rund V2* ist bis zu 70% das Versagen des CFK im Bereich zwischen Ebene und Flanke und zu 30 % im Übergang der Flanke zum CFK zu beobachten. Auch bei den Proben mit ovalen Pins ist das Versagen durch den Bruch des CFK bestimmt. Dabei unterscheiden sich die Varianten V1 und V2 nicht signifikant. Der Vergleich der Versagenarten aus Tabelle 21 und Tabelle 22 macht deutlich, dass die Pins eine höhere Ausfallwahrscheinlichkeit des CFK an der Kante Ebene-Flanke (Fall II) verursachen, was mit der Spannungsüberlagerung zusammenhängt. Der deutliche Unterschied der erzielten Maximalkräfte beim Versagen für die Proben *Oval V1* und *V2* zeigt, dass die Belastungsüberlagerungen aus Zug-, Scher- und Biegekräften an den Einlegerkanten durch die ungetemperten Proben besser ertragen werden.

Tabelle 22: Vergleich der Schädigungsarten DLJ (plan, rund und oval)

Auftrittswahrscheinlichkeit der Versagensarten in %			
Typ	Adhäsionsbruch Ebene (I)	Faserbruch Ebene-Flanke (II)	Faserbruch Flanke-CFK (III)
Plan V2	20	30	50
Rund V1	0	91.67	8.33
Rund V2	0	70	30
Oval V1	0	83.33	16.67
Oval V2	0	80	20

Die Analyse des Versagensverhaltens zeigt, dass die Variante V2 deutlich höhere Anbindungsfestigkeiten als die Variante V1 aufweist. Dadurch wird ein Versagen des CFK in den Übergangsbereichen des Prüfkörpers bedingt. Die Wärmebehandlung erhöht die Wahrscheinlichkeit eines Versagens im Bereich der vorderen Einlegerkante, wo das CFK auf die Einlegerflanke trifft. Die Krümmung des CFK an der Stelle wird nach dem Versagen der Anbindung an den Einlegerschragen durch die Zugbelastung gestreckt. Dabei kommt es zu Überlagerungen von Zug- und Biegespannungen im CFK, welche das Versagen verursachen. Dem unterschiedlichen Versagen der Probe mit Pins liegen Beanspruchungsüberlagerungen (Spannungs- und

Dehnungsüberhöhungen) zu Grunde, welche durch die Werkstoffeigenschaften der ersten Variante besser aufgefangen werden. Ein Grund dafür ist die höhere Steifigkeit des Matrixwerkstoffs, welche eine geringere Biegung an den Übergängen und damit eine geringere Dehnung im bruchkritischen Bereich bewirkt. Dafür spricht die Tatsache, dass das Matrixsystem der Variante V2 eine höhere Festigkeit aufweist (siehe Abschnitt 5.2.2) jedoch in den Versuchen die Proben *Rund V2* früher versagen als die Proben *Rund V1*.

6.3 T-Hybrid Untersuchungsreihe mit mehraxialer Beanspruchung

Mit den Untersuchungen der T-Hybridprüfkörper wird im Unterschied zu den DLJ-Versuchen eine mehraxiale Beanspruchung in der Grenzfläche betrachtet. Dabei wirken neben den Anbindungseigenschaften der Grenzfläche die makroskopische Hinterschneidung des Einlegers im CFK mit den mesoskaligen Formschlussstrukturen auf der Oberfläche der Prüfkörper zusammen. Untersucht wird zunächst der mikroskalige Einfluss der Oberflächenrauheit. Anschließend werden mesoskalige Pin-Strukturen und speziell lastpfadorientierte Pin-Strukturen betrachtet, ehe eine Zusammenführung der meso- und mikroskaligen Oberflächenstrukturen in den Versuchen Betrachtung findet.

6.3.1 Mikroskalige Oberflächenstruktur

Für die Untersuchung der mikroskopischen Oberflächenstruktur werden, wie schon in Abschnitt 6.2.1 erläutert, Prüfkörper mit einer mittleren Rauheit R_a 4 μm (*Rau V1* und *Rau V2*) den planen Proben (*Plan V1* und *V2*) mit einer Rauheit von R_a 0.25 μm gegenübergestellt.

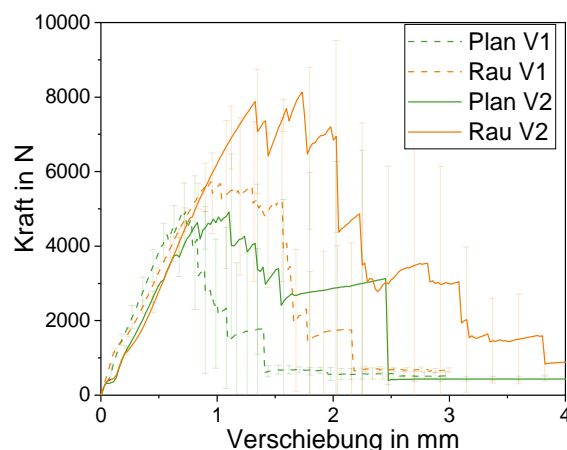


Diagramm 40: Kraft-Weg-Kurven der T-Hybridproben mit mikroskaliger Oberflächenstruktur und planer Referenz

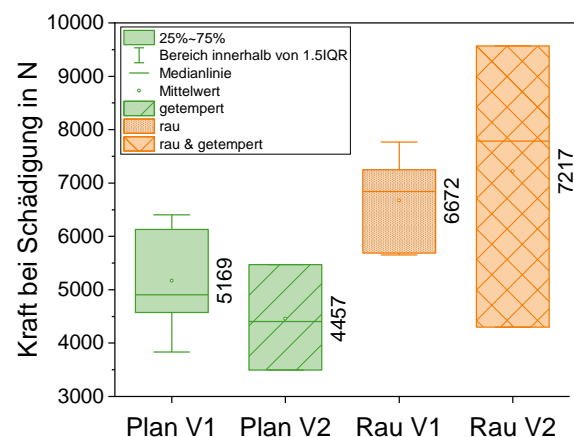


Diagramm 41: Boxplot der Kraft bei erster Schädigung der T-Hybridproben mit mikroskaliger Oberflächenstruktur

In den Kraft-Weg-Kurven der Zugversuchsergebnisse mit rauen T-Hybridprüfkörpern in Diagramm 40 ist der festigkeitssteigernde Einfluss der mikroskaligen Oberflächenstrukturierung gegenüber den planen Referenzproben deutlich zu erkennen. Die Kurven weisen ein abweichendes Bild von den Kurven der DLJ-Proben mit signifikant höherem Einfluss der Rauheit auf die Verbundfestigkeit auf (siehe Diagramm 41). Dies ist unabhängig von der Werkstoff- und Anbindungseigenschaften der Varianten V1 und V2 erkennbar. Die Proben der ersten Variante zeigen, wie bereits bei den DLJ-Versuchen, eine höhere Steifigkeit im Kurvenverlauf. Neben den werkstoffbedingten Steifigkeitsunterschieden der Proben V1 und V2 ist zu erkennen, dass die rauen Proben eine geringere Steifigkeit als die planen Proben besitzen. Die Proben *Plan V1* lassen den steilsten Kurvenverlauf erkennen und weisen somit die größte Steifigkeit auf. Auffallend ist der frühe steile Abfall nach Schädigungsbeginn bei einer Verschiebung von 0.85 mm. Das erzielte Kraftmaximum liegt bei 5571 N, wie im Boxplot in Diagramm 42 zu sehen. Die Proben *Plan V2* weisen früher als *Plan V1* erste Schädigungen auf. Bei 4600 N werden die Schädigungen größer. Entgegen dem Verhalten der Proben *Plan V1* ist das Schädigungsverhalten nicht abrupt versagend, sondern fällt stufenweise ab. Es wird eine Maximalkraft von 5971 N gemessen, wobei die Abweichung der Ergebnisse zwischen den Proben sehr ausgeprägt ist.

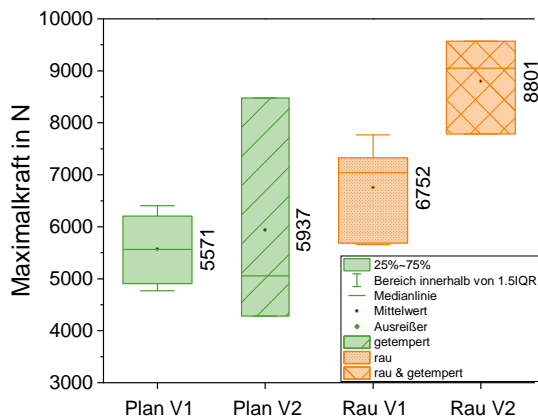


Diagramm 42: Boxplot der maximalen Kraft der T-Hybridproben mit mikroskaliger Oberflächenstruktur

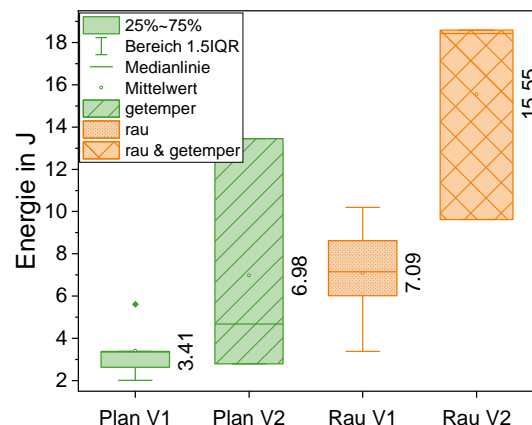


Diagramm 43: Boxplot der umgesetzten Energie der T-Hybridproben mit mikroskaliger Oberflächenstruktur

Die Kurve der Proben *Rau V1* zeigt einen steilen Anstieg, welcher ab der Erstschädigung ein Kraftplateau um die 5500 N aufweist, ehe das Totalversagen bei einer Verschiebung von etwa 1.6 mm eintritt. Die Kraft bei Erstschädigung liegt für die Proben *Rau V1* bei 6672 N und die Maximalkraft bei 6752 N. Der Kraft-Weg-Kurvenverlauf der Proben *Rau V2* ist qualitativ ähnlich der Proben *Rau V1*. Jedoch erfolgt der Erstschädigungseintritt erst bei 7217 N und die Maximalkraft liegt bei einem Wert von 8801 N im Mittel. Der späte Versagenseintritt der Proben *Rau V2* bei über 2 mm Verschiebung sorgt für eine hohe Energieumsetzung (siehe Diagramm 43). Diese

liegt bei 15.55 J. Im Vergleich dazu erreichen die Proben *Rau V1* mit 7.09 J und die *Plan V2* mit 6.98 J nicht einmal die Hälfte des Wertes.

Die Versuchsreihe stellt deutlich den mikroskaligen Rauheitseinfluss auf die Verbundfestigkeit unter mehraxialer Beanspruchung dar. Während in den DLJ-Versuchen nur die Tendenz der guten Performanz der *Rau V2* Proben erkennbar ist, wird diese in den T-Hybrid-Prüfungen durch eine Steigerung der Maximalkraft um rund 30-50% bezogen auf die planen Proben und die *Rau V1* Proben herausgestellt. Der klar zu erkennende Unterschied zwischen den Proben *Rau V1* und *V2* zeigt, dass die Werkstoff- und Anbindungseigenschaften für den Grenzflächenverbund auf der Mikroskala besonders wichtig sind. Zusammenfassend hat die mikroskalige Oberflächengestaltung einen bedeutenden Einfluss auf die Verbundfestigkeit und den Schädigungsverlauf im Verbund. Dieser steht wiederum in starker Abhängigkeit von dem Werkstoff und den Anbindungseigenschaften in der Grenzfläche.

6.3.2 Mesoskalige Pin-Strukturen

Die Untersuchungsreihe betrachtet den Einfluss der mesoskaligen Pin-Strukturen auf die Verbundfestigkeit der Hybridanbindung und das Schädigungsverhalten. Dabei wird ein besonderes Augenmerk auf die lastpfadorientierten, ovalen Pin-Strukturen gelegt, da sowohl der Einfluss, als auch die Funktion und Modifizierbarkeit der Anbindungseigenschaften Teil der Untersuchung sind.

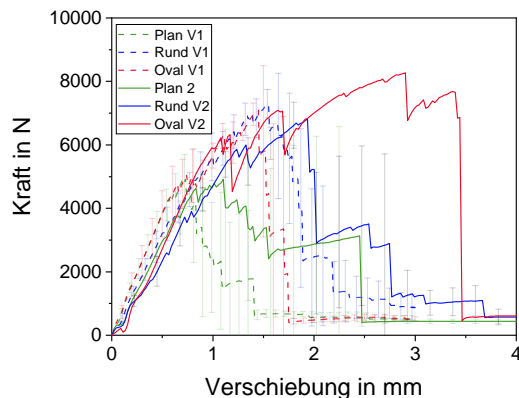


Diagramm 44: Kraft-Weg-Kurven der T-Hybridproben mit mesoskaligen Pin-Strukturen

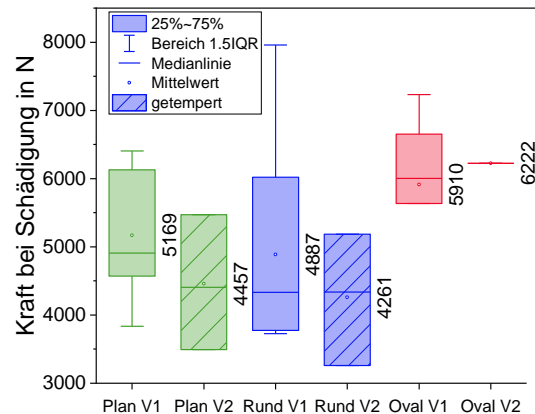


Diagramm 45: Boxplot der Kraft bei erster Schädigung der T-Hybridproben mit mesoskaligen Pin-Strukturen

Das Kraft-Weg-Diagramm 44 zeigt die gemittelten Kurven der planen Referenzproben und der Proben mit runden und ovalen Pins der T-Hybridprüfkörper. Neben den bereits bekannten Steifigkeitsunterschieden zwischen den Varianten V1 und V2 der Proben, sind die Schädigungsverläufe auffällig verschieden zwischen den Proben mit und ohne mesoskaliger Pin-Strukturen. Unabhängig von den Werkstoff- und Anbindungseigenschaften der Varianten V1 und V2, ist ein signifikanter Einfluss der

Pins auf die Verbundfestigkeit erkennbar. Der Vergleich der Proben mit runden Pins zeigt, dass in der Spitze deutlich höhere Lasten und Verschiebungen ertragen werden, als das für die planen Proben der Fall ist. Die Proben *Rund V1* weisen ab etwa 3500 N erste kleine Schädigungen auf. Ab über 5500 N werden schädigungsbedingte Kraftabfälle größer; trotzdem bleibt der Anstieg der Kraft-Weg-Kurve sehr steil. Im Maximum werden 7759 N erreicht. Die Kurve der Proben *Rund V2* weist einen frühen Steifigkeitsabfall auf, bei welchem nicht direkt eine Schädigung (Delamination, Kraftabfall) als Ursache erkennbar ist. Die ersten kleineren Schädigungen treten bereits ab 2500 N auf. Größere Kraftabfälle mit deutlicher Schädigung sind aber erst ab 6000 N ersichtlich. Das Kraftmaximum liegt bei 7252 N. Ab einer Verschiebung von etwa 2 mm findet ein deutlicher Kraftabfall statt, was das Versagen der Proben bedeutet.

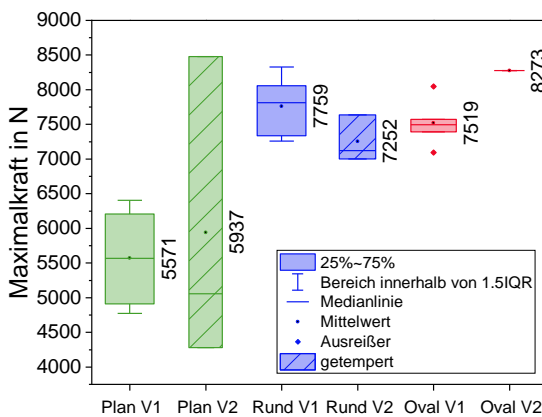


Diagramm 46: Boxplot der Maximalkraft der T-Hybridproben mit mesoskaligen Pin-Strukturen

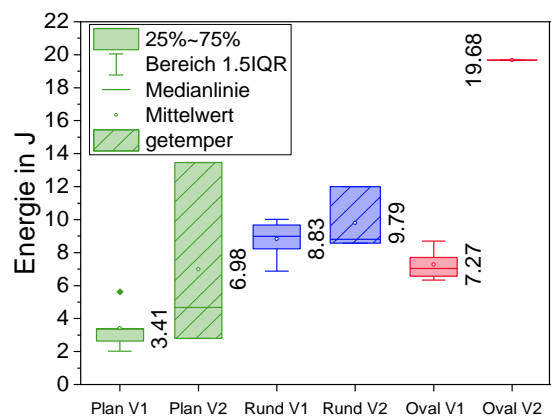


Diagramm 47: Boxplot der umgesetzten Energie der T-Hybridproben mit mesoskaligen Pin-Strukturen

Für die runden Pin-Geometrien zeigt der Kurvenverlauf der Proben *Rund V2* eine größere Verschiebung als *Rund V1*, was mit der geringeren Steifigkeit zusammenhängt. Bei der Betrachtung der gemittelten Kraftwerte sind die *Rund V1* Proben bei der Erstschädigung, als auch der maximalen Kraft den *Rund V2* überlegen. Daraus lässt sich ableiten, dass die runden Pin-Geometrie in Verbindung mit den Werkstoffeigenschaften der zweiten Variante weniger gut wirken. Der Vergleich der Erstschädigung der runden Proben mit den planen Referenzvarianten zeigt, dass der Schädigungsbeginn bei den Proben mit Pins bei einer geringeren Kraft auftritt. Dies stimmt mit den Ergebnissen der FE-Simulationen überein, bei denen die inhomogenere Spannungsverteilung der Grund für die Schadensinitiierung ist. Der weitere Kraftanstieg nach Schädigungseintritt ist ebenfalls qualitativ vergleichbar mit den FE-Ergebnissen (siehe 4.3.2). Die Ergebnisse der Proben *Oval V1* weisen einen steilen Anstieg zu Beginn der Belastung verbunden mit einer späten Erstschädigung auf. Signifikant ist das frühe abrupte Totalversagen bei einer Verschiebung von etwa 1.5 mm. Bei der Erstschädigung erzielen die Proben *Oval V1* 5910 N und liegen damit über 20%

oberhalb der Proben mit runden Pins und rund 15 % oberhalb der Proben ohne Pins. Bei der Maximalkraft werden ähnlich hohe Werte wie bei den Proben mit runden Pins erzielt. Mit 7519 N liegt der Wert 3.7 % über den der Proben *Rund V2* und 3.1 % unter den Proben *Rund V1*. Aufgrund der abrupten Schädigung im Versuch wird bei der Probe 7.30 J umgesetzt.

Für die Probe *Oval V2* ist aus technischen Gründen nur ein einzelner exemplarischer Versuch für die Auswertung vorhanden und wird als grober Richtwert im Vergleich zu den anderen Proben verwendet. Der Kraft-Weg-Verlauf der Probe *Oval V2* ist anfänglich durch ein Gleiten mit einem leichten Kraftabfall versehen, welcher sich jedoch auf den weiteren Probenverlauf nicht auswirkt. So ist der Verlauf ähnlich steil wie der der Proben *Oval V1*. Es kommt erst bei einer Kraft von 6222 N zu ersten Schädigungen, welche deutliche Kraftabfälle bedingen, jedoch steigt die Kurve erneut steil an. Es wird eine Maximalkraft von 8273 N erzielt, was einer Steigerung von 7-14 % gegenüber den Proben mit runden Pins entspricht. Der signifikante Unterschied der Proben *Oval V2* liegt jedoch in den deutlich höheren Verschiebungswerten. Das Totalversagen tritt erst bei rund 3.5 mm auf, während die Proben mit runden Pins bereits bei etwa 2 mm versagen. Dieser Unterschied spiegelt sich in den Werten der berechneten Energie deutlich wieder, welche für die Proben *Oval V2* mit 19.68 J ermittelt wird. Damit verrichtet die Probe mehr als doppelt so viel Arbeit, wie die Proben *Rund V2* mit 9.79 J. Dieses Ergebnis muss unter Vorbehalt einer einzelnen Probe betrachtet werden. Vorweggreifend auf die Ergebnisse in Abschnitt 6.3.3, in denen die Kombination aus meso- und mikroskaligen Oberflächenstrukturen analysiert werden, kann festgehalten werden, dass das Ergebnis plausibel ist und das Potenzial der Proben bei hohen Anbindungseigenschaften beschreibt.

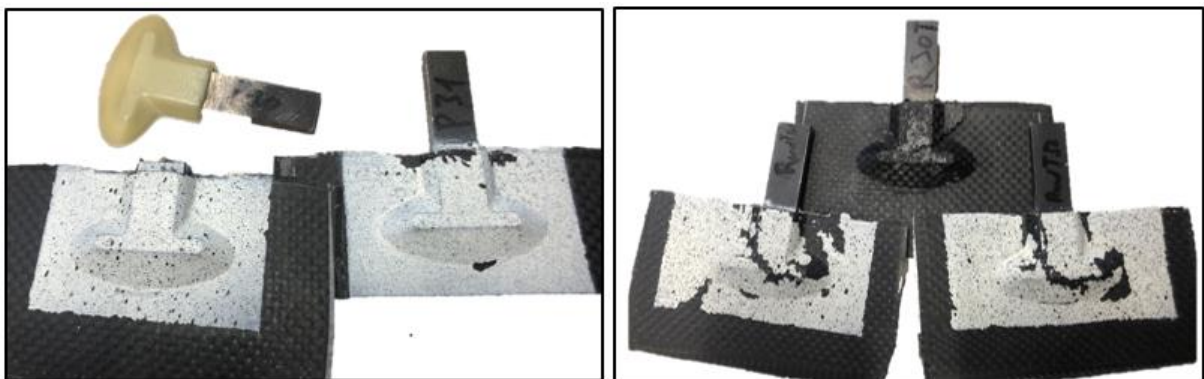


Abbildung 55: Geschädigte T-Hybridproben mit Delamination der planen Einleger (links) und trans laminarer Risse bei Einlegern mit Pins (rechts)

Anhand der Schädigung der Proben kann das unterschiedliche Versagensverhalten zwischen den Prüfkörpern mit und ohne Pins erklärt werden. Während die planen Proben beider Varianten überwiegend durch ein Delaminieren in der Grenzfläche mit einer Ablösung entlang des Einlegers versagen (siehe Abbildung 55), ist das

Schadensbild der Proben mit Pins geprägt durch ein gemischtes Versagen der Grenzfläche sowie des CFK. Die Tatsache, dass der Riss im CFK entlang einzelner Pin-Reihen verläuft, bestätigt die Theorie, dass Pins risshemmend wirken. Während der Rissfortschritt an der Pin-Reihe aufgehalten wird, findet eine Umlagerung der Belastung auf andere Bereiche statt. Die Spannungsumlagerung und -konzentration in Verbindung mit dem mechanischen Einfluss der Pins ist der Grund für die Überlastung des CFK, welche zum translaminaren Rissversagen der Proben führt. In Abschnitt 6.5 wird eine ausführliche Schadensbetrachtung mit einer Gegenüberstellung aller Proben vorgenommen.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass die runden Pins die Verbundfestigkeit der T-Hybrid Prüfkörper deutlich steigern. In den Kraft-Weg-Kurven sind bereits frühzeitig Schädigungen erkennbar, welche die negativen Folgen der runden Pins auf den Prüfkörper darstellen. Dies ist für die Proben *Rund V1* mit geringer Anbindungsfestigkeit und höherer Werkstoffsteifigkeit weniger stark ausgeprägt. Für die Proben *Rund V2* sind Nachteile gegenüber *Rund V1* aus der Kombination der Werkstoffeigenschaften und den Pin-Strukturen erkennbar. Die Vorteile der Pins zeigen sich in der Schädigungsentwicklung und dem Versagen der Proben mit runden Pins. Das Schädigungsbild veranschaulicht die risshemmende Wirkung, welche eine fortschreitende Delamination entlang der Einlegergrenzfläche verhindert und damit zu deutlich höheren Verbundfestigkeiten beiträgt. Weiter wirken sich die runden Pins nachteilig im Zusammenspiel mit den höheren Anbindungskräften der getemperten Variante *V2* gegenüber der ungetemperten Variante *V1* aus. Es kommt früher und ausgeprägter zu Schädigungen. Demnach kann angenommen werden, dass das Potenzial beider Faktoren zur Beeinflussung der Verbundfestigkeit nicht voll ausgeschöpft wird.

Die lastpfadorientierten, ovalen Pins weisen ein verbessertes Verhalten bezogen auf die Erstschädigung in den Proben auf. Dies stimmt mit den Ergebnissen der FEM-Simulationen aus Abschnitt 4.2 überein. Für die schwächeren Grenzflächenhafteigenschaften der Variante *V1* zeigen die ovalen Pins eine schnellere Schädigungsausbreitung mit frühem Totalversagen. Daher kann aus den Versuchen geschlossen werden, dass runde Pins bei schwacher Grenzflächenhaftung eine stärkende Auswirkung auf die Verbundfestigkeit haben. Bei hoher Grenzflächenhaftfestigkeit belegt das Ergebnis der Probe *Oval V2*, dass ein hohes Potenzial zur Verbesserung der Verbundfestigkeit und der Schadensentwicklung durch den Einsatz lastpfadorientierter Pin-Strukturen in der Grenzfläche des T-Hybridprüfkörpers möglich ist. Die starken Anbindungseigenschaften mit der kontrollierten Schadensausbreitung zeigen ein ausgeprägtes Energiedissipationsvermögen des T-Hybridprüfkörpers im Zugversuch mit mehraxialer Beanspruchung. Dadurch wird das Schädigungsverhalten sehr positiv beeinflusst und

wirkt sich dementsprechend auf die Verbundfestigkeit aus. Eine weitergehende Schadensbewertung findet in Abschnitt 6.5 statt.

Supprimierte Grenzflächeneigenschaften

Aus den vorangegangenen Untersuchungen sowie den Ergebnissen der FEM-Analysen lässt sich die These ableiten, dass ovale Pin-Strukturen bei hoher Grenzflächenhaftung (Adhäsion) bessere Festigkeitswerte erzielen als runde Pin-Strukturen. Umgekehrt gilt die These, dass runde Pin-Strukturen vorteilhaft bei geringen Grenzflächeneigenschaften sind. Dies soll anhand von T-Hybridproben mit supprimierter Adhäsion zwischen den Verbundpartnern untersucht werden. Es soll der Zusammenhang der Grenzflächeneigenschaft und der mesoskaligen Strukturen quantifiziert werden. Die Minderung der Anbindungseigenschaften in der Grenzfläche wird durch eine Imprägnierung des Einlegers mit einem Wachsspray vor der Konsolidierung der Prüfkörper im RTM-Verfahren realisiert. Daher werden die Prüfkörper im Weiteren als adhäsionsfrei (adf.) bezeichnet. In den Versuchen wird ermittelt, wie groß der Widerstand des Hinterschnitts gegen Verformung ist und welchen Einfluss die mesoskalige Oberflächengestaltung hat.

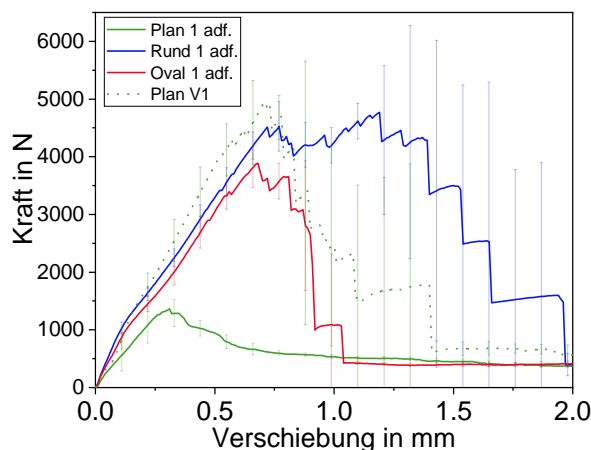


Diagramm 48: Kraft-Weg-Kurven der T-Hybridproben mit supprimierten Adhäsionskräften

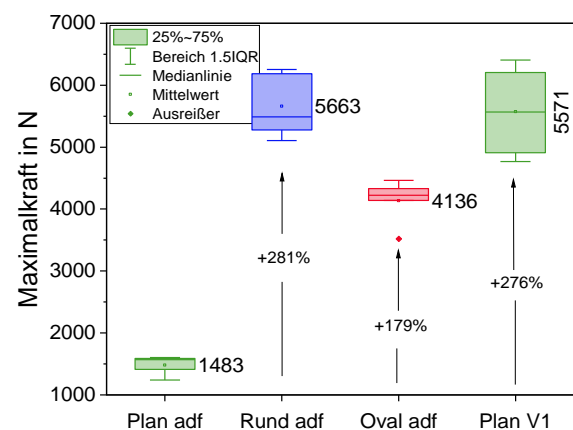


Diagramm 49: Boxplot der Maximalkraft der T-Hybridproben mit supprimierten Adhäsionskräften

Die Ergebnisse der Untersuchungen verdeutlichen, dass die planen Proben mit verminderter Adhäsion nur geringe Lasten aushalten (siehe Diagramm 48). Die spitz zulaufenden Kanten des Einlegers wirken in Verbindung mit der Zugkraft wie ein Keil, welcher das CFK der makroskaligen Hinterschneidung aufspreizt und damit ein schnelles Delaminationsversagen der planen Proben herbeiführt. Die Maximalkraft beträgt lediglich 1483 N, wobei etwa 0,55 J dissipieren. Die Maximalkraft entspricht knapp 26 % der Maximalkraft der Proben *Plan V1* mit ungehemmter Adhäsion.

Die mesoskaligen Pin-Strukturen zeigen unter den Prüfbedingungen einen besonders großen Einfluss auf die Verbundfestigkeit. Die Kraft-Weg-Kurve der Proben mit ovalen Pins verläuft weniger steil als die der Proben mit runden Pins. Dabei erzielen die Proben *Oval adf.* eine Maximalkraft von 4136 N, was einer Zunahme von 179 % entspricht. Die Proben *Rund adf.* erreichen sogar 5663 N im Maximum und liegen damit oberhalb der Maximalkraft der Proben *Plan V1* mit nicht-supprimierten Anbindungskräften. Die Steigerung der Maximalkraft zu den Proben *Plan adf.* beträgt +281 %. Darüber hinaus werden im Schädigungsverlauf der Proben *Rund adf.* große Verschiebungen bei vergleichsweise hohen Lasten über 4000 N bis 1.3 mm erzielt. Dies entspricht einer Energieumsetzung von 5.81 J, was mehr als das 10fache der planen Proben darstellt. Die Proben mit ovalen Pins haben einen deutlich geringen Wert der umgesetzten Energie von 2.27 J, da nach einer Verschiebung von etwa 1 mm bereits ein abruptes Totalversagen eintritt. Das abschließende Versagen aller Proben der Versuchsreihe ist durch Delamination und ohne äußere Schädigung am CFK bedingt.

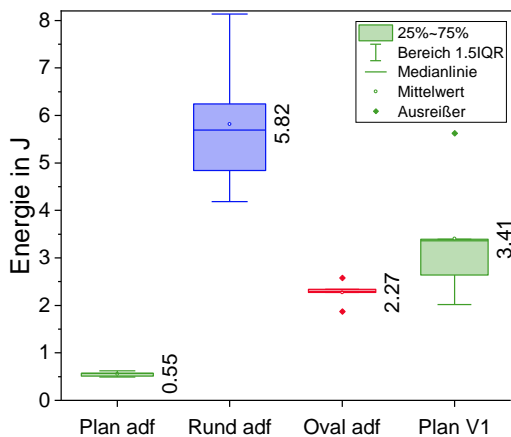


Diagramm 50: Boxplot der Energie der T-Hybridproben mit supprimierten Adhäsionskräften

Zusammenfassend zeigt die Versuchsreihe, dass eine große Wechselwirkung zwischen den Hinterschnitten der Meso- und der Makroskala des T-Hybridversuchskörpers besteht. Die mesoskaligen Pins auf der Oberfläche der Einleger sorgen für eine Umverteilung der im Prüfkörper wirkenden Kräfte. Die Hinterschnidungen der Pins übertragen zum einem die Lasten vom CFK in den Einleger und verhindern die Relativbewegung des Einlegers zum CFK-Verbund, so dass das CFK nicht gespalten wird. Damit zeigen die Ergebnisse das mechanische Zusammenspiel des Formschlusses auf verschiedenen Skalenebenen. Die am Anfang des Abschnitts formulierte These, welche runden Pins gegenüber ovalen Pins eine höhere Festigkeit bei geringen Anbindungseigenschaften zuschreibt, wird mit den Ergebnissen eindeutig bestätigt. Weiter lassen die Versuche einen Vergleich des Einflusses der mesoskaligen Pin-Strukturen und der Anbindungseigenschaften zu. Unter den gegebenen Prüfkörperbedingungen (Prüfkörpergeometrie, Werkstoffeigenschaften) ist der Einfluss auf die Maximalkraft fast identisch. Ein

deutlicher Unterschied ist im Versagensverhalten der Proben erkennbar, welches den mesoskaligen Pin-Strukturen mit Fokus auf die Verbundfestigkeit und dem Schadensverhalten einen höheren Einfluss beimisst. Für die Betrachtung des Gesamtverbundes ist dieses Ergebnis nicht übertragbar, da eine Kombination der unterschiedlichen Einflussfaktoren und deren Zusammenspiel für eine maximale Performanz der Anbindung gesucht wird. Die Kombination aus adhäsiver Anbindung und mesoskaligen Pin-Strukturen zeigt dazu nochmal eine Steigerung der Maximalkraft um etwa 40 %, wie in Abschnitt 6.3.2 zu sehen war.

6.3.3 Zusammenführung meso- und mikroskaliger Oberflächenstrukturen

In den vorangegangenen Versuchsreihen sind die Wirkung von meso- und mikroskaligen Oberflächenstrukturen in der Grenzfläche des CFK-Hybridverbundes separat untersucht worden. Dabei wurden die Vor- und Nachteile der Werkstoffeigenschaften, der Prüfkörpergeometrien und der Oberflächengestaltungselemente herausgestellt. Die Zusammenführung der Gestaltungselemente auf den unterschiedlichen Skalenebenen soll die vorteilhaften Eigenschaften für die Verbundfestigkeit und das Schädigungsverhalten aller mechanischen Komponenten verbinden.

Die untersuchten Prüfkörper mit der Kombination aus mikro- und mesoskaligen Oberflächengestaltung werden mit *RaRu V2* (Rau-Rund-Probe) und *RaOv V2* (Rau-Oval-Probe) bezeichnet. Aufgrund der vorangegangenen Versuchsergebnisse wird lediglich die getemperten Variante V2 betrachtet. Im Kraft-Weg-Diagramm 51 und den Boxplots ab Diagramm 52 werden die Ergebnisse der Proben *RaRu V2* und *RaOv V2* denen der planen, rauhen, runden und ovalen Proben V2 gegenübergestellt. Die geplotteten Kurven der Kombinationen *RaRu V2* und *RaOv V2* zeigen ähnliche Verläufe mit nur geringen Unterschieden. Zu Beginn der Belastung weist die *RaRu V2* Kurve deutliche Steifigkeitsabfälle auf. Mit zunehmender Belastung sind die Steifigkeiten der beiden Proben wieder sehr ähnlich. Abgesehen von kleineren Erstschädigungen kommt es erst ab Kräften von über 8.000 N zu signifikanten Schädigungen, welche sich in den Abfällen der Kurven ausdrückt. Im Vergleich mit den Proben *Rau V2* ist neben der erreichten höheren Maximalkraft vor allem der deutlich verbesserte Schädigungsverlauf für die kombinierten Proben erkennbar. Diese weisen hohe Verschiebungswerte und eine deutliche Steigerung der umgesetzten Energie während der Versuche auf. Die Maximalkraft für die Proben *RaRu V2* liegt bei 9487 N und damit rund 7.8 % höher als die der *Rau V2* Proben. Die Proben *RaOv V2* erreichen den Spitzenwert von 9864 N im Mittel, was einer Steigerung von 12 % entspricht. Neben den hohen Festigkeitswerten der Prüfkörper durch die Kombination aus Rauheit und den Pin-Strukturen, ist das verbesserte Schädigungsverhalten der Proben gegenüber den rauhen Proben ohne Pin-Strukturen hervorzuheben. Mit Werten von 21.59 J und 23.58 J wird durch die Pins eine Steigerung der Energieumsetzung um 38 % bis 51 %

gegenüber den Proben *Rau V2* erzielt. Im Vergleich mit den Proben *Oval V2* entspricht dies einer Steigerung von 19 %. Die Probenverläufe von *RaRu V2* und *RaOv V2* bestätigen, dass bereits in der Probe *Oval V2* (vgl. Abschnitt 6.3.2) gezeigte Potenzial zur Verbundfestigkeitssteigerung mit hoher Energieabsorption beim Versagen.

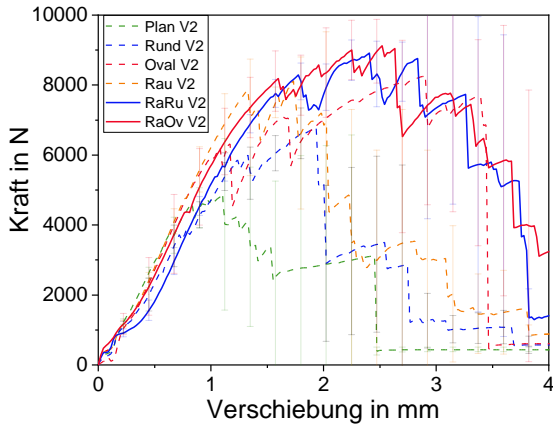


Diagramm 51: Kraft-Weg-Kurven der T-Hybridprüfkörper mit meso- und mikroskaliger

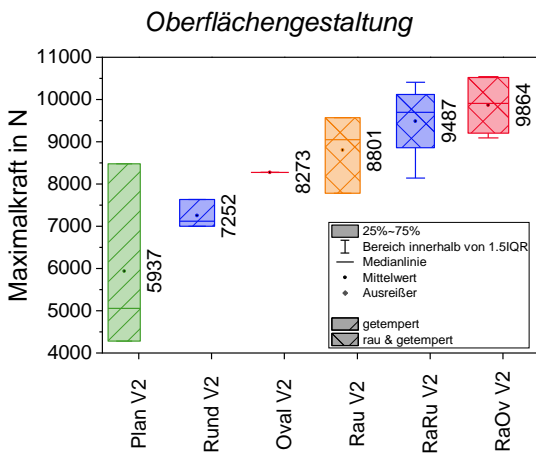


Diagramm 52: Boxplot der Maximalkraft der T-Hybridprüfkörper mit meso- und mikroskaliger Oberflächengestaltung

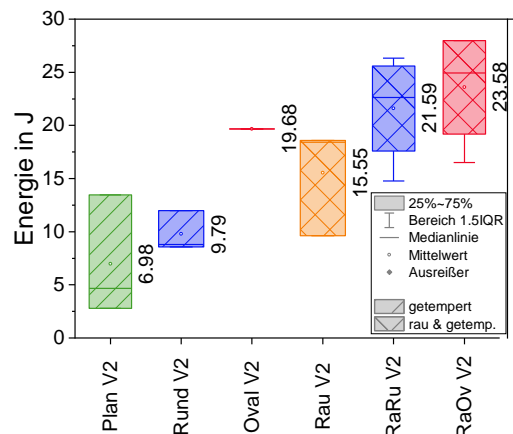


Diagramm 53: Boxplot der Energie der T-Hybridprüfkörper mit meso- und mikroskaliger Oberflächengestaltung

Im direkten Vergleich der runden und ovalen Pin-Strukturen ergibt sich ein Vorteil für die lastpfadorientierten ovalen Pin-Strukturen von etwa 400 N bezogen auf die maximale Belastung. Dies entspricht einem Plus von 4 % gegenüber den runden Pins. Zudem werden etwa 2 J mehr Energie umgesetzt, was einer Zunahme von etwa 10 % entspricht. Unter Beachtung der Streuung der Ergebnisse kann ein Vorteil lastpfadoptimierter Pin-Strukturen festgestellt werden. Eindeutig zeigt sich der positive Effekt hoher Belastbarkeit in Verbindung mit einer gehemmten Schädigungsausbreitung. Entgegen der Annahme, dass runde Pins sich nachteilig auf die Verbundfestigkeit bei hohen Anbindungskräften auswirken, zeigen die Ergebnisse,

dass die Kombination einer rauen Oberfläche mit runden Pins eine Steigerung der Verbundfestigkeit ebenfalls ermöglicht.

Zusammenfassend belegen die Ergebnisse, dass die Kombination aus mikro- und mesoskaligen Oberflächenstrukturen in der Grenzfläche des Verbundes sowohl eine Steigerung der Verbundfestigkeit als auch ein deutlich verbessertes Schadensverhalten ermöglichen. Dies zeigt einen synergetischen Effekt der meso- und mikroskaligen Oberflächenstrukturen mit Blick auf die Verbesserung der Verbundeigenschaften. Die Gestaltungsfaktoren auf den unterschiedlichen Skalenebenen können zur Maximierung der Belastbarkeit und Optimierung des Schadensverhaltens der Anbindung unter quasistatischen Zugbelastungen und mehraxialen Beanspruchungen eingesetzt werden.

6.4 Dynamisch-mechanische Schwingfestigkeitsprüfung

Die Untersuchung des Einflusses der Oberflächengestaltung auf die Schwingfestigkeit des Verbundes wird ausschließlich mit dem T-Hybridprüfkörper ermittelt. Dabei wird in zwei Versuchsreihen die Wirkung der mesoskaligen Strukturen bei geringen und hohen Grenzflächenhafteseigenschaften bestimmt. Ziel der Untersuchung ist es, festzustellen, wie sich die mesoskalige Oberflächengestaltung auf die Schwingfestigkeit im Verbund auswirkt und wie sich die Wechselwirkung des mechanischen Hinterschnitts mit der adhäsiven Anbindungsfestigkeit verhält.

6.4.1 Wirkung mesoskaliger Strukturen bei schwacher Grenzflächenhaftung

Zunächst wird der Einfluss der mesoskaligen Oberflächenstrukturen in Verbindung mit schwachen Grenzflächenhaftfestigkeiten untersucht. In den quasistatischen Versuchen wird eine deutliche Festigkeitssteigerung durch die mikroskalige Oberflächenstrukturierung sowie die mesoskaligen Pin-Strukturen ohne und mit geringer Adhäsionsfestigkeit festgestellt (siehe Abschnitt 6.3.2). Die vier Probenreihen *Plan*, *Rund*, *Oval* und *Rau V1* werden entsprechend den in Abschnitt 6.1.2 beschriebenen Bedingungen der Schwingfestigkeitsuntersuchung geprüft und ausgewertet. Ziel der Untersuchung ist das allgemeine Verständnis zur Wirkung mesoskaliger Strukturen bei schwachen Anbindungseigenschaften unter dynamisch-zyklischer Belastung zu erlangen, ehe in Abschnitt 6.4.2 die Wirkung zur Maximierung der Verbundfestigkeit untersucht wird.

Tabelle 23: Ergebnisse der Schwingfestigkeitsuntersuchung im Treppenstufenverfahren mit Auswertung nach Hück

	Unterste Laststufe in N		Mittelwert Oberlast F_0 in N		Standardabw. in N	Standardfehler Mittelwert in N	Konfidenzbereich des wahren Mittelwertes in N		Verhältnis
	x_0	$\pm \%$	\bar{X}	$\pm \%$	s	s_m	$m \geq$	$m \leq$	s/d
Plan V1	4000	-	4433.33	-	864.69	242.11	4123	4743	3.46
Oval V1	3500	-12.5	3910.71	-11.8	1923.14	461.55	3319	4501	7.69
Rund V1	3750	-6.3	4057.69	-8.5	115.32	46.13	3998	4116	0.46
Rau V1	4750	+18.8	5183.33	+16.9	1132.24	294.38	4806	5560	4.53

Die Ergebnisse der dynamisch-zyklischen Untersuchung im Treppenstufenverfahren und der Auswertung nach Hück der planen, rauen, runden und ovalen Proben V1 sind in der Tabelle 23 zusammengefasst. In Diagramm 54 werden die ermittelte dynamische Oberlast sowie die Laststufen der Schwingfestigkeitsuntersuchung gegenübergestellt.

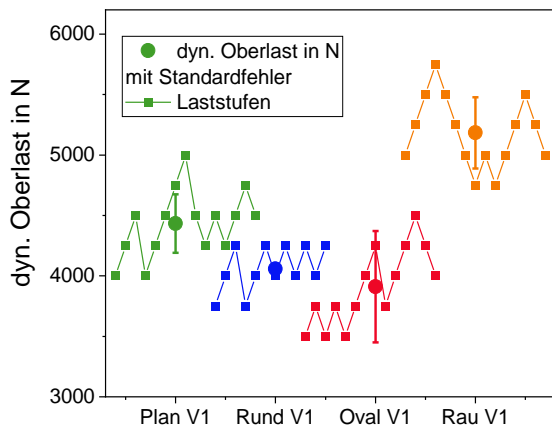


Diagramm 54: Diagramm zur Auswertung mittels Treppenstufenverfahren der Probenreihe Variante 1

Die Proben *Plan V1* erzielen im Mittel eine errechnete Oberlast von 4433 N. Bei einer unteren Last von 4000 N werden die Proben bis zu einer Laststufe von 5000 N dynamisch beansprucht. Die Proben *Rund V1* erzielen eine Oberlast von 4057 N, was einer Abnahme der Schwingfestigkeit von etwa 8.5 % gegenüber der planen Probe entspricht. Aufgrund der geringen Abweichung und weniger unterschiedlicher Laststufen ist der angegebene Standardfehler sehr gering. Die Proben *Oval V1* weisen mit 3910 N eine noch geringere dynamische Oberlast im Vergleich zu den Proben *Rund V1* auf. Dabei wird auf deutlich mehr Laststufen geprüft, was sich im größeren Standardfehler zeigt. Insgesamt ist eine Abnahme der Schwingfestigkeit von 11.8 % zu verzeichnen. Die Proben *Rau V1* erzielen eine dynamische Oberlast von 5183 N bei einem ähnlich moderaten Standardfehler, wie dies für die planen Proben der Fall ist. Dies bedeutet eine Steigerung der Festigkeit um 16.9 % in den Versuchen im Vergleich zu den Proben *Plan V1*.

Trotz der relativ geringen Probenanzahl (fünf plus Wiedereinsatz) und der komplexen Belastung und Schadensentwicklung in den Prüfkörpern, sind die Auswirkungen der Oberflächenstruktur in den Ergebnissen der Untersuchungen gut erkennbar. Die errechneten Standardfehler und Standardabweichungen sind statistisch mit Vorsicht zu bewerten, jedoch können diese als Maß der Streuung der Ergebnisse vergleichend verwendet werden. Das Verhältnis der Standardabweichung s zum Laststufensprung d , welches nach Hück zwischen 0.5 und 6 liegen sollte (siehe Abschnitt 2.5.3), ist mit 3.46 im Normbereich für die Proben *Plan V1*. Die Abweichungen der Proben *Rund V1* ($s/d = 0.46$) und *Oval V1* ($s/d = 7.69$) zeigen, dass die Anzahl der geprüften Proben verhältnismäßig gering ist, beziehungsweise dass der Laststufenabstand d zwischen den Versuchen nicht für alle Proben passend gewählt ist. Darauf beruhen die Konfidenzbereiche des wahren Mittelwertes in Tabelle 23, welche ebenfalls zur Orientierung und Einordnung der Ergebnisse dienen.

Der Vergleich der Ergebnisse zeigt, dass unter dynamischer Belastung die Proben mit Pins bei schwacher adhäsiver Anbindung die Verbundfestigkeit gegenüber einer nicht mesoskalig gestalteten Grenzfläche schwächen. Tendenziell weisen die ovalen Pins eine stärkere Minderung der Schwingfestigkeit auf, wie auch die größere Streuung der Ergebnisse verdeutlicht. Dagegen weist die mikroskaligen Verstärkung der Oberflächenrauheit eine positive Wirkung auf. Diese erhöht die Verbundfestigkeit unter dynamischer Belastung, ähnlich stark wie in den quasistatischen Versuchen. Dies kennzeichnet einen signifikanten Unterschied zwischen der Wirkungsweise auf meso- und mikroskaliger Ebene. Im dominanten Schädigungsbild ist dies nicht zu erkennen, da die Proben durch Delamination und das Lösen des Einlegers versagen. Die planen und rauen Prüfkörper ertragen etwa 75% der quasistatischen Festigkeit unter dynamischer Belastung. Dem gegenüber liegt die Schwingfestigkeit der Prüfkörper mit Pins nur bei etwa 50% der quasistatischen Festigkeit. Daraus lässt sich ableiten, dass die mesoskaligen Strukturen unter dynamischer Belastung der Riss- und Schädigungsausbreitung zuträglich sind und daher eine geringere Schwingfestigkeit verursachen. Dagegen wirkt die mikroskalige Verklammerung dem Rissfortschritt entgegen, was die höhere Schwingfestigkeit auch bei geringeren Anbindungsfestigkeiten ausmacht.

Zusammenfassend zeigt der Vergleich der Ergebnisse aus Diagramm 54, dass sich die mesoskaligen Pin-Strukturen bei schwächeren adhäsiven Anbindungseigenschaften der Variante V1 negativ auf die Schwingfestigkeit des Verbundes auswirken. Die stärkende Wirkung aus den quasistatischen Versuchen kann im dynamischen nicht bestätigt werden, im Gegenteil wirkt diese sich schwächend auf die Verbundfestigkeit aus. Anders ist dies für die Proben mit mikroskaliger Oberflächenstrukturierung. Die Proben mit rauer Oberfläche zeigen unter dynamisch-zyklischer Belastung, wie bereits in Abschnitt 3.2.2 dargelegt, eine deutliche Festigkeitssteigerung im Vergleich zu den planen Proben.

6.4.2 Wirkung meso- und mikroskaliger Strukturen

In der Versuchsreihe wird die Wirkungsweise der Kombination meso- und mikroskaliger Oberflächenstrukturen unter dynamisch-zyklischer Belastung untersucht. Für die dynamischen Untersuchungen werden die Proben der Varianten V2 verwendet, da diese in Verbindung mit der mikroskaligen Oberflächenrauheit die besten Resultate gezeigt haben. Als Referenz dienen die Proben *Rau V2*.

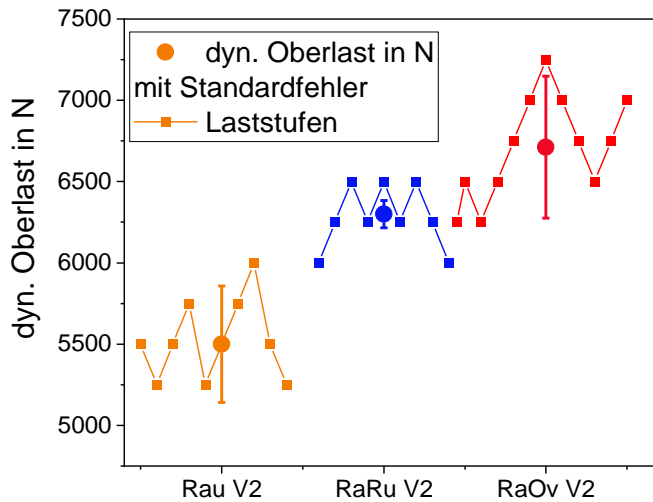


Diagramm 55: Diagramm zur Auswertung mittels Treppenstufenverfahren der Probenreihe kombinierter Prüfkörper der Variante 2

Tabelle 24: Kombinierte Prüfkörper mit runden und ovalen Pins der Variante 2

	Unterste Laststufe in N		Mittelwert Oberlast F_0 in N		Standardabw. in N	Standardfehler Mittelwert in N	Konfidenzbereich des wahren Mittelwertes in N		Verhältnis
	x_0	$\pm \%$	\bar{x}	$\pm \%$	s	s_m	$m \geq$	$m \leq$	s/d
Rau V2	5000	-	5454	-	1274	331	5030	5878	5.1
RaRu V2	6000	+20	6300	+15	187	84	6192	6407	0.75
RaOv V2	6250	+25	6711	+23	1614	435	6153	7270	6.49

Die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsuntersuchung für die kombinierten Prüfkörper sind in Diagramm 55 und Tabelle 24 angegeben. Die Proben *RaRu V2* erzielen eine dynamische Oberlast von 6300 N bei einem geringen Standardfehler, da die Ergebnisse der Proben nur zwischen drei Laststufen variieren. Die Proben *RaRu V2* erzielen eine Steigerung der Schwingfestigkeit von 15 % gegenüber den Proben *Rau V2*. Die Variante *RaOv V2* weist sogar eine Steigerung der dynamischen Oberlast bis zu 6711 N auf und erzielt damit eine 23 %ige Steigerung der Schwingfestigkeit. Die Ergebnisse belegen, dass wie bei den quasistatischen Untersuchungen auch unter dynamischer Belastung eine positive Wirkung auf die Verbundfestigkeit durch die

Kombination aus meso- und mikroskaliger Oberflächenstrukturen erzeugt wird. Dabei sind sowohl die höhere statische Mittellast als auch die dynamische Belastbarkeit über die Zyklendauer interessant. Begründet wird dieses Verhalten durch eine verbesserte Lastumverteilung mittels der Pins bei einer hohen Anbindungsfestigkeit in der Grenzfläche aufgrund der rauen Oberfläche. Die erhöhte Lastumverteilung wird aus der geringeren Steifigkeit der Proben in den quasistatischen Versuchen geschlossen. Zudem ist der Einfluss der Pins auf das Schädigungsverhalten dahingehend sichtbar, dass es bei den Proben *RaRu* und *RaOv V2* u.a. zu Einlegerschädigungen kommt, während die Proben *Rau V2* aufgrund von Faserschädigungen und Delamination versagen. Dieses Versagensverhalten weist auf eine Lastverteilung in der Anbindung hin, welche eine Schädigung der Thermoplastkomponente des Einlegers verursacht und nicht mehr die Grenzfläche zwischen CFK und Thermoplast als schwächste Komponente im Verbund hat. In Abschnitt 6.5 wird das Versagensverhalten mit vorangegangenen Proben separat diskutiert.

Tabelle 25: Versagensarten der Prüfkörper nach Variante und Grenzflächengestalt

Typ	Anzahl	Quasistatisch	Anzahl	Dynamisch
Plan V1	5	Delamination	5	Delamination
Rund V1	7	Delamination Faserbruch auf Einleger	5	Delamination
Oval V1	5	Delamination	5	Delamination Faserbruch
Rau V1	6	Delamination	6	Delamination
Plan V2	3	Delamination	-	-
Rund V2	3	Faserbruch auf Einleger	-	-
Oval V2	1	Faser-und Einlegerbruch	-	-
Rau V2	3	Faserbruch um Einleger	5	Faserbruch oder/und Delamination
RaRu V2	4	Faserbruch um Einleger	5	Dominanter Einlegerbruch mit Faserbruch
RaOv V2	4	Überwiegend Faserbruch um Einleger, teils Einlegerbruch	5	Faser- oder/ und Einlegerbruch

6.5 Schädigungsmechanismen und Versagensverhalten

Zwischen den Versuchsreihen sind signifikante Unterschiede in den auftretenden Schadens- und Versagensarten der Proben erkennbar. Dies hängt sowohl mit der Gestaltung der Prüfkörpergrenzfläche sowie mit den Prüfkörpervarianten (V1 und V2)

zusammen. Weiterhin wirkt sich die Belastungsart deutlich auf das Schadensbild der T-Hybridprüfkörper aus. Tabelle 25 gibt einen Überblick über die Versagensarten der Prüfkörper abhängig von den Prüfbelastungen sowie die Anzahl der geprüften Proben.

Die Schädigungsentwicklung einzelner Prüfkörper fällt mitunter individuell aus, da ausgehend von der Schadensinitiierung die lokalen Beanspruchungen in den Prüfkörpern sich unterschiedlich entwickeln und dies wiederum die Schädigung beeinflusst. Unabhängig davon sind innerhalb der Probenreihen Gemeinsamkeiten und deutliche Unterschiede zwischen den Probenvarianten und Probengestalten erkennbar.

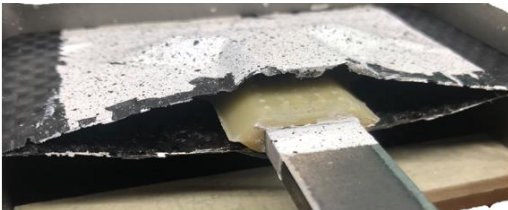


Abbildung 56: Delaminationsversagen der CFK-Grenzfläche und entlang des Einlegers

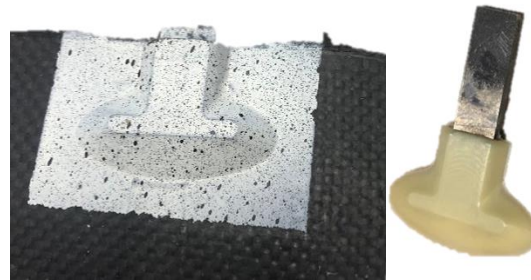


Abbildung 57: Ausgelöster Einleger aus CFK-Verbund eines T-Hybridprüfkörpers aufgrund von Delamination entlang der Grenzfläche

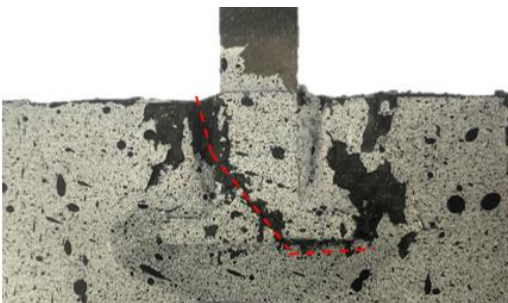


Abbildung 58: Translaminarer CFK-Riss durch die Pin-Strukturen in der Grenzfläche der Probe (Rund 4)

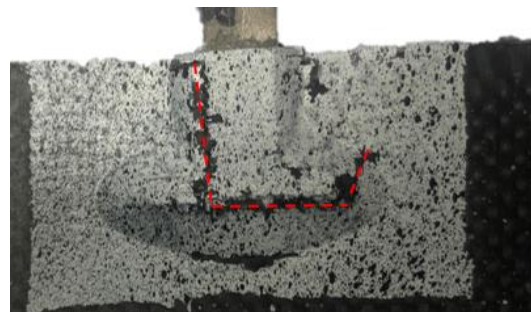


Abbildung 59: Translaminarer CFK-Riss entlang der Pin-Reihen in der Grenzfläche der Probe (Rund 6)

Bei schwachen Grenzflächeneigenschaften der Variante V1 ist das Versagen der Prüfkörper durch Delamination dominierend. Dies gilt sowohl unter quasistatischer als auch unter dynamischer Belastung. Die Delamination entsteht aus einer interlaminaren Rissausbreitung zwischen den CFK-Schichten und entlang des Einlegers. Unter Zugbelastung verursacht dies die Auslösung des Einlegers (siehe Abbildung 56). Die interlaminare Rissausbreitung im CFK ist sowohl durch die auftretenden Beanspruchungen aufgrund der Zugbelastung als auch durch die aufspaltende Wirkung

des Einlegers bedingt. Besonders deutlich ist dies bei den adhäsionsfreien Prüfkörpern zu sehen, welche geringe Widerstandskräfte im Zugversuch gezeigt haben (vgl. Abschnitt 6.3.2). In Abbildung 57 sind ein ausgelöster Einleger und der CFK Verbund nach der Zugprüfung dargestellt. Für die Proben *Plan* und *Rau V1* ist das Versagen ausschließlich auf Delamination zurückzuführen. In einigen Proben *Rund* und *Oval V1* ist der Einfluss der mesoskaligen Strukturen zu erkennen. Diese weisen ein Versagen aufgrund translaminarer Risse im CFK-Verbund auf (siehe Abbildung 58 und Abbildung 59).

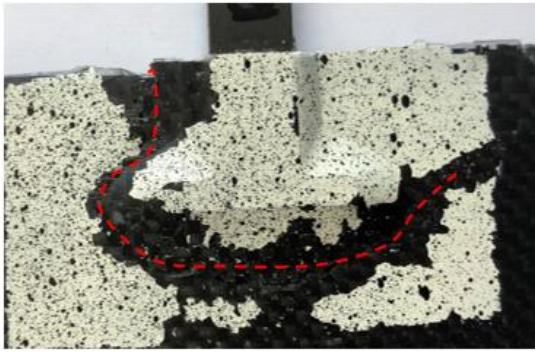


Abbildung 60: Faserbruch außerhalb der Einlegergrenzfläche (Rau V2 31)

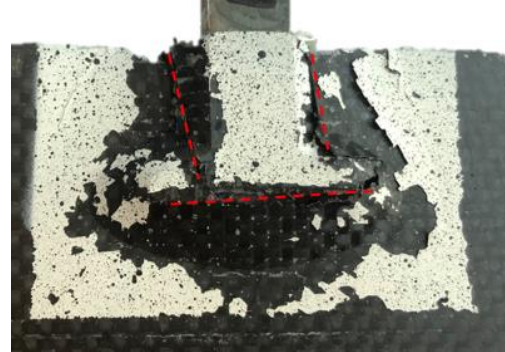


Abbildung 61: Faserbruch in der Einlegergrenzfläche (RaOv5)

Für die Variante V2 mit hoher Grenzflächenhaftung tritt Delamination als singuläres Versagen nur bei planen Proben auf. Das Versagen der rauen Proben sowie der Proben mit mesoskaligen Oberflächenstrukturen ist überwiegend durch translaminare Risswachstum (Faserbruch) geprägt. Der Faserbruch kann sowohl außerhalb der Einlegergrenzfläche, das heißt, um den Einleger herum (siehe Abbildung 60) als auch in der Einlegergrenzfläche erfolgen. Auf dem Einleger ist der Faserbruch überlagert von einem Delaminationsversagen in der Grenzfläche (siehe Abbildung 61). Dies ist häufig durch die Wirkung der Pin-Strukturen bedingt, welche das Delaminationsrisswachstum verhindern. Die Funktion der Pins als risshemmende oder -stoppende Elemente wurde bereits in den Simulationsergebnissen postuliert und wird durch die experimentellen Ergebnisse bestätigt. Neben den Pin-Strukturen führen die makroskalige Gestalt des Einlegers an Kanten und Übergangsbereichen zu Spannungskonzentrationen, welche Schädigungen verursachen.

Der Faserbruch außerhalb der Einlegergrenzfläche weist auf eine sehr gute Anbindungsfestigkeit zwischen dem CFK und dem Einleger hin. Dies ist für die rauen Proben der Fall, in denen sich die Beanspruchung auf den Bereich um die Einleger konzentriert und Spannungsumlagerungen nur bedingt möglich sind. Dadurch erzielen die Proben hohe Maximalkräfte, welche aufgrund des translaminaren Risswachstums zu spontanem Totalversagen führen. Unter dynamischer Belastung zeigt sich wiederum

ein gemischtes Versagen aus Delamination in der Grenzfläche und Faserbruch auf dem Einleger.

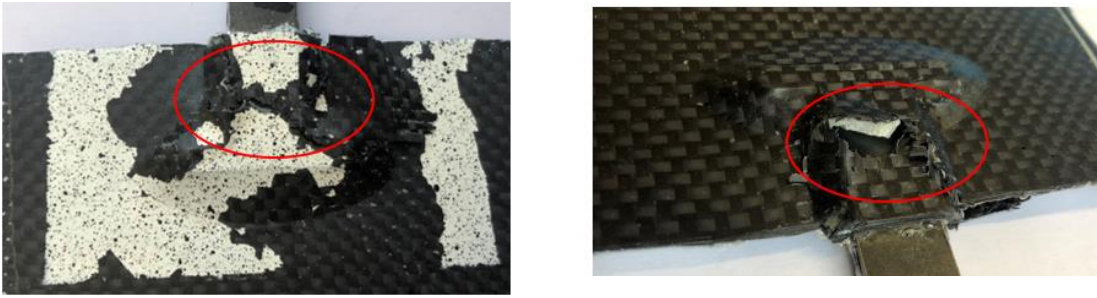


Abbildung 62: Einlegerbruch durch Versagen der thermoplastischen Komponente auf Vorder- und Rückseite des Einlegers im quasistatischen Zugversuch (z.B. RaOv 31)

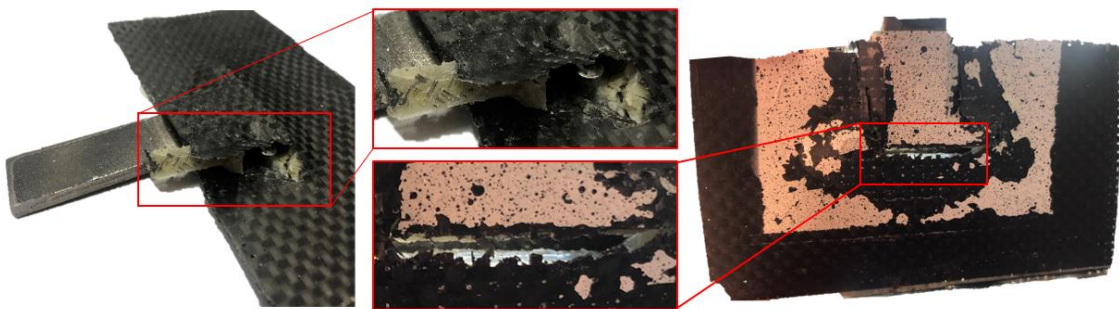


Abbildung 63: Einlegerbruch durch Thermoplastversagen seitlich (links, RaRu 4) und an der Vorderkante des Einlegers (rechts, RaOv 5) aus den dynamischen Schwingversuchen

Für die kombinierten Proben tritt teilweise eine Schädigung des Einlegers als Ursache für das Totalversagen auf. Damit einhergehend sind Faserbrüche, welche durch den Bruch der Thermoplastkomponente und das Lösen des Thermoplastes vom Metalleinleger verursacht werden. Dieses Versagen des Einlegers ist an unterschiedlichen Stellen zu beobachten. Die Probe RaOv 31 erzielt unter quasistatischer Belastung mit über 10000 N eine der höchsten Festigkeiten und versagte aufgrund einer Schädigung des Einlegers mittig auf der Einlegerebene (siehe Abbildung 62). Unter dynamisch-zyklischen Belastungen tritt das Versagen der Thermoplastkomponente seitlich oder an der Vorderkante des Metalleinlegers auf. Abbildung 63 veranschaulicht zwei Schädigungsformen der Einleger, welche auf Ermüdungsbrüche der thermoplastischen Komponente zurückzuführen sind. Zum Zeitpunkt der Schädigung haben die Proben bereits eine große Anzahl an Lastzyklen ($>10^5$ Zyklen) bei hohen Belastungen absolviert.

Aus der veränderten Versagensart des Einlegers lassen sich der Nutzen und die Wirkung der Oberflächenstrukturierung in der Anbindungsgrenzfläche ableiten. Während die mikroskalige Oberflächenrauheit zu einer höheren Anbindungsfestigkeit in der Grenzfläche zwischen CFK und Thermoplast beiträgt, sorgt die mesoskalige

Strukturierung der Grenzfläche für Belastungsumlagerungen und ein verändertes Schädigungsverhalten. Die Versuche zeigen eine Verlagerung der kritischen Versagenskomponente, welche von der Grenzfläche und dem translaminaren Risswachstum auf die Thermoplastkomponente übergeht. Während zuvor ein Delaminations- und Faserbruchversagen dominierend waren, ist nun die Anbindung zwischen dem Thermoplast und der Metallkomponente kritisch. Dies zeigt, dass durch die Oberflächengestaltung die Anbindungsfestigkeit im Bereich CFK-Thermoplast optimiert werden konnte, so dass ein verbessertes Belastungs- und Versagensverhalten im Einleger und entlang der Grenzfläche erzielt wurde.

6.6 Diskussion der Versuchsergebnisse

Im Rahmen der Diskussion der Versuchsergebnisse werden zunächst die Prüfkörpereigenschaften des DLJ und des T-Hybriden bewertet. Weitergehend werden die Versuchsergebnisse der Untersuchungsreihen eingeordnet und übergeordnet verglichen. Abschließend folgen eine Beschreibung der Wirkungsmechanismen der Pin-Strukturen sowie Erklärungsansätze für die erzielten Versuchsergebnisse.

6.6.1 Bewertung der Prüfkörper

Die verwendeten Prüfkörper des DLJ und T-Hybrid zeigen unter Zugbelastung unterschiedliche Schädigungsentwicklungen und Versagensarten, welche zur Bestimmung von Einflüssen auf die Grenzfläche herangezogen werden.

Der DLJ ist der spezialisierte Prüfkörpertyp, mit welchem die Verbundfestigkeit unter (quasi-)uniaxialer Beanspruchung und damit, in einer gegenüber dem Anwendungsfall vereinfachten Belastungsvariante, untersucht wird. Das mechanische Prüfverhalten des DLJ ist stark von der Schädigung entlang der Einlegerflanke geprägt und eignet sich zur Bestimmung von Einflüssen auf die Erstschädigung. An dieser überlagern sich Scher- und Normalspannungen, welche ein Abschälverhalten und damit eine Delamination begünstigen. Der DLJ ist prädestiniert zur Untersuchung der Mechanismen des Delaminationsverhaltens an der Flanke unter Zugbelastung. Entsprechend der DLJ-typischen Delamination an der Einlegerflanke (siehe Diagramm 32 und Abbildung 51) lassen sich, aufgrund des primären Versagens des CFK, nur bedingt die Anbindungsmechanismen in der Einlegerebene untersuchen. Dieser bricht in den überwiegenden Fällen an den geometriebedingten Übergängen des Einlegers und damit außerhalb des modifizierten Grenzflächenbereiches.

Der T-Hybridprüfkörper erlaubt eine anwendungsnahe Untersuchung der Einflüsse auf die Verbundfestigkeit und ermöglicht dabei die Berücksichtigung von Beanspruchungseffekten, welche sich aus der Überlagerung der Anbindungsmechanismen auf den Skalenebenen Mikro, Meso und Makro ergeben. Ein ebenfalls wichtiges Merkmal des Prüfkörper ist die Abbildung mehraxialer

Beanspruchung in der Grenzfläche, so dass die Funktionen von lastpfadorientierten Pin-Strukturen untersucht und beurteilt werden können. Außerdem erweist sich der Prüfkörper als geeignet, die Anbindungsfestigkeit durch die mehrskalige Formschlussoptimierung der CFK-Thermoplast-Grenzfläche dahingehend zu steigern, dass die Thermoplastkomponente sowie die Grenzfläche zwischen Thermoplast und Metall versagenskritisch werden.

6.6.2 Einordnung und Beurteilung der Ergebnisse

Die durchgeführten Experimente dienen zur Beurteilung der Wirkungsweise meso- und mikroskaliger Oberflächenstrukturen auf die Verbundfestigkeit und das Schädigungs-beziehungsweise Versagensverhalten.

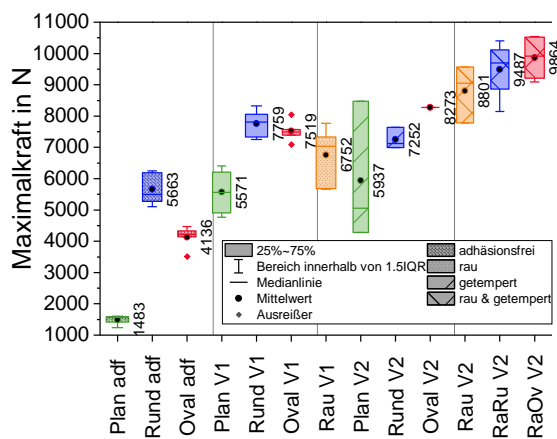


Diagramm 56: Boxplot der Maximalkraft aller T-Hybridproben

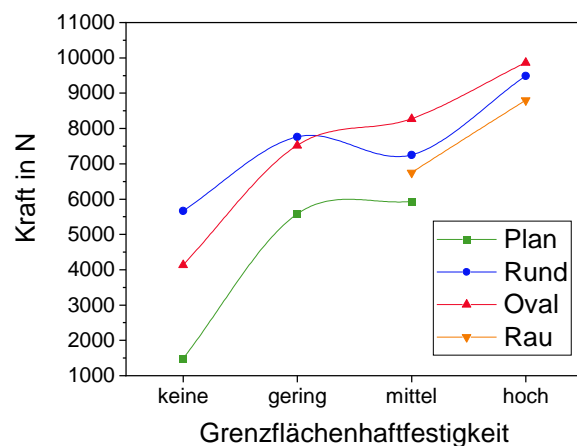


Diagramm 57: Einfluss der Oberflächengestaltung auf die Verbundfestigkeit

Diagramm 56 gibt einen Überblick der Maximalkräfte aller T-Hybridversuche. Die Versuchsreihen werden in vier Kategorien unterschiedlicher Grenzflächenhaftfestigkeit eingeteilt. Dabei gelten die Prüfkörper der Untersuchungsreihe mit supprimierter Adhäsion als adhäsionsfrei, die Adhäsionseigenschaften der Prüfkörper der Variante V1 werden als gering, die der Variante V2 als mittel und die der rauen Proben der Variante V2 als hoch eingestuft. Daraus resultiert in Diagramm 57 der Einfluss der Oberflächengestaltung auf die Verbundfestigkeit in Abhängigkeit von der Grenzflächenhaftfestigkeit des Hybridverbundes. Entsprechend ist dies für die umgesetzte Energie im Anhang (Diagramm A 9) abgebildet.

Die dargestellten Kräfte der Prüfkörpertypen in Diagramm 57 verdeutlichen den Einfluss der adhäsiven Grenzflächenhafteigenschaften auf die Verbundfestigkeit. Dies korreliert mit den Ergebnissen der Simulationen in Abschnitt 4.2. Unabhängig von den Grenzflächenhafteigenschaften ist in allen Versuchen ein positiver Einfluss durch die Pin-Strukturen für die quasistatischen Versuche erkennbar. Dieser variiert und wird, wie in Abschnitt 6.6.3 diskutiert, auf unterschiedliche Mechanismen zurückgeführt.

Besonders signifikant ist der Einfluss der Pin-Strukturen in den adhäsionsfreien Proben. Dabei wirkt sich der Hinterschnitt der mesoskaligen Verstärkungen als formschlüssiger Verbund maximal auf die Anbindungsfestigkeit aus. Dieser ist, wie in den FEM-Berechnungen herausgearbeitet, für die runden Pins größer als für die ovalen Pins. Mit steigenden Adhäsionseigenschaften kehrt sich dieser Effekt um. Mit Blick auf die Verbundfestigkeit zeigen die Prüfkörper mit ovalen Pins bei hohen Grenzflächenhafteigenschaften die bessere Leistung. Der größte Einfluss auf die Festigkeit wird durch die mikroskalige Rauheit in der Grenzfläche erzielt und übertrifft den Einfluss der mesoskaligen Oberflächenstrukturen. Die Oberflächenrauheit zeigt sich als ausschlaggebender Einflussfaktor auf die Schädigungsinitiierung in der Grenzfläche, während die Pins den Schädigungsfortschritt beeinflussen.

Das mit steigender Verbundfestigkeit komplexe Versagensverhalten der Prüfkörper erschwert eine Zuordnung von Ursache und Wirkung. Daher ist eine quantifizierte Bestimmung des Einflusses der mesoskaligen Strukturen auf Basis der experimentellen Versuche nicht eindeutig möglich. Dies ist bei der Betrachtung der Ergebnisse der runden Pins erkennbar, welche bei mittleren Grenzflächenhafteigenschaften geringere Festigkeitswerte als bei den Versuchen mit geringen Adhäsionseigenschaften erzielen. Der vermutlich schwächende Einfluss der runden Pins bei mittleren Adhäsionseigenschaften ist bei den Versuchen mit hohen Grenzflächenhafteigenschaften nicht erkennbar. Es zeigt sich eine synergetische Wirkung der meso- und mikroskaligen Oberflächenstrukturen.

Der oben dargestellte Zusammenhang lässt sich eingeschränkt auf die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche übertragen. Bei hohen Grenzflächenhafteigenschaften sorgt die Wirkung der Pins in Verbindung mit der Oberflächenrauheit für maximale Schwingfestigkeiten. Dagegen zeigen sich bei geringen Grenzflächenhafteigenschaften die mesoskaligen Strukturen in der Grenzfläche als mindernd auf die dynamische Verbundfestigkeit. Die Ergebnisse der dynamischen Versuche verdeutlichen ausgeprägt quantitative Unterschiede in der Schwingfestigkeitshöhe zwischen den unterschiedlichen Probenotypen. Zudem sind qualitative Unterschiede in Bezug auf die Schadensentwicklung und das Versagensverhalten zwischen den Proben erkennbar.

Die Verwendung lastpfadorientierter Pin-Geometrien (oval) erweist sich, wie in den FEM-Studien belegt, als sinnvoll bei mittleren bis hohen Grenzflächenhafteigenschaften. Die Experimente bestätigen das verstärkende Verhalten der lastpfadorientierten Pin-Strukturen. So werden die maximalen Festigkeitswerte unter quasistatischer und dynamischer Belastung mit den ovalen Pins erzielt. Im Vergleich zu den Ergebnissen mit runden Pin-Strukturen ist die Verstärkungswirkung nicht signifikant höher. Dafür kann allgemein der Einsatz von mesoskaligen Strukturen in Verbindung mit der mikroskaligen Rauheit als festigkeitssteigernd durch die Beeinflussung der Schadensentwicklung bewertet werden.

6.6.3 Anbindungsmechanismen

In diesem Abschnitt sollen die Mechanismen der Anbindung in der Grenzfläche beschrieben und damit die Einflüsse auf die Versuchsergebnisse erklärt werden. Die Verbundfestigkeit ist von den Adhäsionseigenschaften in der Grenzfläche in dominanter Weise geprägt. Daher gilt, je geringer die adhäsive Festigkeit desto bedeutsamer ist der Beitrag der mesoskaligen Strukturen zur Verbundfestigkeit im Anbindungssystem.

Die mikroskalige Oberflächenrauheit hat eine direkte Auswirkung auf die mechanische Adhäsionsfestigkeit der Grenzfläche. Diese sorgt für mikroskalige Verklammerungen und eine Erhöhung der effektiven Oberfläche, wie in Abschnitt 2.3.1 beschrieben. Dies wirkt sich auf die Rissinitiierung und –ausbreitung in der Grenzfläche aus.

In der Literatur sind die Wirkmechanismen der Pins unzureichend beschrieben. Lediglich der allgemeine Einsatz von Pin-Strukturen als kraftübertragende formschlüssige Hinterschneidungen ist beschrieben [Mes98, Mes04], nicht jedoch der Zusammenhang mit der Grenzflächenhaftfestigkeit. Die Wirkung bei schwachen Adhäsionseigenschaften ist in den Versuchen mit supprimierter (adhäsionsfreier) Grenzflächenhaftung in Abschnitt 6.3.2 systematisch gezeigt. Die mechanische Anbindung des Formschlusses ist durch mehrere Faktoren begrenzt. Dazu zählen die maximale Traglast der Pins sowie die hohe Dichte der Pin-Anordnung für eine gleichmäßige Lastverteilung. Darüber hinaus ist das Ausknüpfen der Pins aus dem CFK aufgrund von Normalspannungen in der Grenzfläche für ein Versagen des Verbundes verantwortlich. Dies tritt durch eine fortschreitende Delamination in der Grenzfläche und die aufspaltende Keilwirkung des makroskopischen Hinterschnitts des Einlegers auf (vgl. Abbildung 56). Zudem sind Fälle zu beobachten, in welchen die Pins risshemmend wirken. Durch eine starke Lastumlenkung entlang von Pin-Reihen kommt es zu kritischen Beanspruchungen im CFK-Verbund, so dass translaminare Risse entstehen.

Zur Wirkungsweise der Pin-Strukturen bei hohen Adhäsionseigenschaften werden zwei Theorien aufgestellt:

1. Direkte Verstärkung (Lastaufnahme): Die hohen Verbundfestigkeitswerte werden durch die Summe der übertragenen Kräfte der Pins und der Grenzflächenhaftmechanismen erreicht. Somit wird ein signifikanter Anteil der Kraft durch die mesoskaligen Formschlüsse getragen. Dabei ist zu beachten, dass die Kraftanteile der Pins und der Grenzflächenhaftung nicht linear aufsummiert werden.
2. Indirekte Verstärkung: Die hohen Verbundfestigkeiten sind durch die Grenzflächenhaftung verursacht, während die Pin-Strukturen die Spannungsverteilung und Rissausbreitung beeinflussen und steuern. Dies erklärt, warum ein verändertes Versagen zwischen den Proben *Oval V2*, *Rau V2* und *RaOv V2* zu unterschiedlichen Festigkeitswerten führt.

Zudem bildet die Vergrößerung der Grenzflächen durch die Pins einen weiteren Erklärungsansatz, welcher in die oben genannten Theorien einwirkt.

Zur Erklärung der in den Versuchsreihen gezeigten komplexen Ergebnisse (vgl. Diagramm 56) ist eine Kombination beider Theorien notwendig. Mit Blick auf die Versuchsreihen der adhäsionsfreien sowie der kombinierten Prüfkörper ist anzunehmen, dass der Effekt der direkten Verstärkung bei geringen Grenzflächenhaftungen dominiert, während die indirekte Verstärkung mit steigender Grenzflächenhaftung zunimmt.

7 Hinweise zur Gestaltung der Hybridverbundgrenzfläche

Der Fokus der Gestaltungshinweise liegt auf den mesoskaligen Oberflächenstrukturen in der Grenzfläche der Hybridverbindung. Die Funktion und damit die Gestaltung der mesoskaligen Oberfläche ist von diversen Einflussfaktoren, wie der makroskaligen Gestalt des Anbindungssystems oder der Grenzflächenfestigkeit, abhängig. Unter Berücksichtigung dieser Faktoren wird die Gestalt und Anordnung der Pin-Strukturen diskutiert. Abschließend folgen Hinweise zum Einsatz von lastpfadorientierten Pin-Strukturen sowie eine Abschätzung des Potentials im Hinblick auf die Verbesserung der Verbundfestigkeit.

7.1 Einflussfaktoren

Nach den Erkenntnissen aus den simulativen und experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit ist die Wirkungsweise mesoskaligen Pin-Strukturen von folgenden Faktoren abhängig:

- Gestaltung der Anbindung und Art der Beanspruchung (Zusammenwirken der Formschlüsse auf Mikro-, Meso- und Makroebene)
- Grenzflächenhaftungseigenschaften (Adhäsion) des Verbundes und der mikroskaligen Oberflächenstruktur (Rauheit)
- Werkstoffeigenschaften von Pin und Verbund (Steifigkeit, Festigkeit)
- Anordnung der Pin-Strukturen (Platzierung und Dichte)
- geometrische Gestalt der Pins (Form und Dimension)

Die makroskalige Gestalt in Verbindung mit der Belastungsart der Prüfkörper ist ausschlaggebend für die auftretenden Beanspruchungen in der Grenzfläche. Dazu zählen die Dimension des Einlegers sowie die makroskopische Gestalt, wie zum Beispiel der T-förmige Hinterschnitt und die Beanspruchungen in der Grenzfläche des CFK-Verbundes, die entlang der Übergänge und Kanten verlaufen. Grundsätzlich sind Übergangsbereichen stets anfällig für Spannungskonzentration, so dass sich eine zusätzliche Platzierung von Pins nachteilig auswirken kann. Daher sind Bereiche, wie die plane Ebene der Einleger, für eine gezielte Platzierung und Anordnung vorteilhaft. Dementgegen steht die Platzierung von Pins auf den Einlegerflanken, welche durch die Belastungsart (überlagerte Mix-Mode-Belastung/normal zur Oberfläche) der Funktionsweise der Pins nicht zuträglich ist. Daher wird die Verwendung mesoskaliger Strukturen primär für scherbelaastete plane Grenzflächen empfohlen.

Weitere Einflussfaktoren auf die Wirkungsweise der mesoskaligen Oberflächenstrukturen sind geometrische Dimensionen und Werkstoffeigenschaften der Verbundmaterialien. Dazu zählt die Dimensionierung der CFK-Lage und die mechanischen Eigenschaften der Werkstoffpaarungen. Aus der Literatur sind diverse Konzepte für z-Pin-Verstärkungen bekannt. Diese sind überwiegend metallischen

Ursprungs und daher deutlich steifer und fester, als das für die Kunststoff-Kunststoffgrenzfläche der Fall ist. Zudem ist die Dimensionierung der CFK-Schichten dieser Verbunde meist 1 bis 5 mm stark, so dass Metallpins eine deutlich größere Hinterschnittwirkung im Verbund erzielen. Das untersuchte Anbindungskonzept bedingt die Vorgabe einer dünnwandigen CFK-Struktur von 0.5 mm Dicke. Daher erfolgen die Untersuchungen der mesoskaligen Strukturen in dieser Größenordnung. Von einer Variation der Pin-Höhe wird in den Untersuchungen abgesehen, da andernfalls die Wirkung der Pin-Strukturen vernachlässigbar klein wird. Dagegen wird das Augenmerk auf den Einfluss der geometrischen Gestalt der Pin-Strukturen sowie den Einfluss der Platzierung entlang der Belastungspfade in der Grenzfläche gelegt.

Generell ist die Grenzflächenhaftung (Adhäsion) ein wichtiger Einflussfaktor auf die mechanische Festigkeit. Diese ist neben den Werkstoffeigenschaften der Materialpaarung besonders von der mikroskaligen Rauheit in der Grenzfläche beeinflusst. Speziell in Bezug auf die Schadensinitiierung in der Grenzfläche zeigt die Rauheit eine verstärkende Wirkung aufgrund der mikroskaligen Verklammerung und der größeren effektiven Oberfläche. Dies wird in den Grundlagenuntersuchungen mit den einfachüberlappten Zugscherprüfkörpern in Abschnitt 3.2. für die Thermoplast-CFK-Grenzfläche gezeigt. Die maximalen Festigkeiten liegen für Rauheiten oberhalb von R_a 4 μm unter dynamischer Belastung. Ein lokales Maximum wurde bei einer Rauheit R_a 3.5 μm in den quasistatischen Versuchen ermittelt.

Des Weiteren wird der Einfluss der Werkstoffeigenschaften des CFK in Bezug auf die Grenzflächenhaftung in den Versuchen berücksichtigt. Der unterschiedliche Aushärtegrad beziehungsweise die Eigenspannungen aufgrund der Wärmebehandlung zeigen einen deutlichen Einfluss auf die Verbundsteifigkeit und das Versagensverhalten der Proben. Die getemperten T-Hybridproben mit hohem Aushärtegrad und geringeren Eigenspannungen erzielen insgesamt die höheren Festigkeiten.

7.2 Geometrie der mesoskaligen Strukturen

Wie im Abschnitt 2.3.2 beschrieben, sind unterschiedliche Strukturen für die Gestaltung der mesoskaligen Grenzfläche möglich. Für die Verwendung von zylindrischen Pin-Strukturen sprechen zwei Faktoren. Zum einen bildet die punktuelle Struktur eine geringe Beeinflussung der Grenzfläche gegenüber einer kontinuierlichen, zum Beispiel „wallförmigen“ Struktur aus. Zum anderen bietet die Pin-Struktur die theoretische Möglichkeit eines Durchstechens des CFK-Gewebes, so dass ein besserer mechanischer Formschluss mit der Kunststoffmatrix und den Fasern entsteht. Dies ist jedoch abhängig von den Dimensionen des Pins sowie den Gewebeeigenschaften und dem Fertigungsprozess des Verbundes.

Mesoskalige Pin-Strukturen sorgen in der Verbundgrenzfläche für inhomogene Spannungsverteilungen und können damit zu einstellbaren Spannungskonzentrationen in der Grenzfläche und dem CFK-Verbund führen. Dies ist vor allem Ergebnis der

Simulationen in Abschnitt 1. Der Wirkmechanismus der Pin-Strukturen ist abhängig von den Grenzflächenhaftungseigenschaften, wie in Abschnitt 6.6.3 erläutert.

Bei der Dimensionierung und Gestalt der Pins zeigt sich in den Simulationsergebnissen, dass die Größe des Pin-Querschnitts einen größeren Einfluss als die Gestalt der Pins hat. Aus den Ergebnissen lassen sich folgende Empfehlung ableiten:

- möglichst kleine Pin-Querschnitte (siehe Abschnitt 4.2.2)
- Verwendung von runden Pins bei niedriger Grenzflächenhaftung, alternativ quer zur Belastungsrichtung ausgerichtete ovale Pins (siehe Abschnitt 4.2.2)
- Verwendung von lastpfadorientierten Pin-Strukturen bei hoher Grenzflächenhaftung (siehe Abschnitt 4.3.2 und 6.2.2)
- runde Pin-Strukturen und eine hohe Dichte der Pins weisen eine verbesserte Rissstoppwirkung auf (siehe Abschnitt 4.3.2)

Eine zu starke Umverteilung der Spannungen durch die Pin-Strukturen kann aufgrund von Spannungsüberhöhung zum Bruch des CFK führen, so dass nicht die erwünschte Verstärkungswirkung erzielt wird (siehe Schädigungsmechanismen in Abschnitt 6.5). Dies kann neben der Geometrie durch die Platzierung und Dichte der Pins beeinflusst werden.

7.3 Anordnung und Platzierung der Pins

Aus den FEM-Untersuchungen ergeben sich nachfolgende Aspekte:

- Aufgrund des Randabstandseffektes ist ein Mindestabstand bei der Platzierung der Pins zum Randbereich von 4-6 mm empfohlen (siehe Abschnitt 4.3.1).
- Schachbrettförmige Anordnung bewirken eine gleichmäßige Lasteinleitung bei mittleren und hohen Grenzflächenhaftungen (siehe Abschnitt 4.3).
- Rautenförmige Anordnung ist bei schwacher Grenzflächenhaftung von Vorteil, da diese eine dominierende mechanische Kraftübertragung ermöglicht und eine gleichmäßigere Lasteinleitung in den Verbundpartner erfolgt.

Die Dichte der Pins ist sowohl für eine gleichmäßige Lastübertragung als auch für eine effektive Rissstoppwirkung relevant. Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen wurde eine Dichte von etwa 13.82 Pins/100 mm² auf der Einlegerebene verwendet. Damit konnte in den Versuchsreihen der Nutzen der runden und ovalen Pins zur Steigerung der Verbundfestigkeit herausgestellt werden.

Für den T-Hybridprüfkörper sind der Einfluss und die kritische Grenze der Pin-Dichte in den bisherigen Versuchen nicht betrachtet worden. Qualitativ kann aus den simulativen Untersuchungen (vgl. Abschnitt 4.3.1) abgeleitet werden, dass zur Lastübertragung bei geringer adhäsiver Grenzflächenhaftung eine hohe Pin-Dichte für eine gleichmäßigere Spannungsverteilung sorgt und damit eine geringe Schädigung im CFK-Verbund verursacht (siehe Abschnitt 4.3.1). Mit Blick auf die Theorie zur indirekten

Verstärkungswirkung der Pins bei hoher Grenzflächenhaftung (siehe Abschnitt 6.6.3) ist der Einfluss auf die Spannungsverteilung und Schadensentwicklung durch die Pins zu balancieren. Für eine bessere Spannungsverteilung empfehlen sich die ovalen, lastpfadorientierten Pin-Strukturen (vgl. Abschnitt 6.3.3 und 7.4).

7.4 Lastpfadorientierte Pin-Strukturen

Die Verwendung lastpfadorientierter Pin-Strukturen ermöglicht eine Maximierung der Verbundfestigkeit durch eine beanspruchungsgerechte Verstärkung der Grenzfläche auf mesoskaliger Ebene (siehe Abschnitt 6.3.3). Diese wirken in Kombination mit einer hohen Grenzflächenhaftung sowie entsprechend angepassten Werkstoffeigenschaften, welche durch die mikroskalige Oberflächenrauheit (siehe Abschnitt 3.2) und entsprechende Wärmebehandlungen (siehe Abschnitt 5.2.2) eingestellt werden.

Die Lastpfadorientierung basiert sowohl auf einer geometrisch angepassten Pin-Gestalt (siehe Abschnitt 7.2) also auch der Platzierung entlang der Lastpfade auf dem Einleger. Voraussetzung für den Einsatz ist die Kenntnis der Belastungsart, so dass die Lastpfade bestimmt werden können (siehe Abschnitt 5.1.3). Zudem werden für eine erfolgreiche Anwendung konstante Belastungsarten und damit Lastpfadausrichtungen vorausgesetzt.

Die Idee des Einsatzes lastpfadorientierter Pin-Strukturen basiert auf der Absicht, die in FEM-Simulation gewonnenen Daten zur anisotropen Beanspruchung in der Grenzfläche nutzbar zu machen. Demnach kann die Pin-Gestalt abhängig von der Belastung in der Grenzfläche angepasst werden. Dies setzt gute Kenntnisse zur Wirkungsweise der Pin-Geometrie voraus. Die vorgestellten Untersuchungen fokussieren sich auf den Einfluss der lastpfadorientierten Pin-Platzierung unter Verwendung einer einheitlichen ovalen Pin-Geometrie (siehe 7.2).

8 Zusammenfassung

Die Untersuchungsergebnisse dieser Arbeit ermöglichen ein tieferes Verständnis der Wirkung mechanischer Grenzflächengestaltung von Hybridbauteilen mit thermoplastischer Zwischenschicht. Es wird das Potential einer mehrskaligen Oberflächenmodifikation zur Festigkeitssteigerung der Verbundgrenzflächen erforscht. Dabei liegt der Fokus auf der Entwicklung einer mesoskaligen Pin-Struktur zur Beeinflussung des Schädigungsverhaltens unter quasistatischer und dynamischer Belastung. Ausgehend von dem innovativen Anbindungskonzept der intrinsisch gefertigten CFK-Metall-Hybridverbindung wird die Forschungsfrage zur Optimierung der Grenzflächenanbindung auf meso- und mikroskaliger Ebene beantwortet.

Mithilfe von einfach-überlappten Zugscherprüfkörpern (SLJ) wird die maximale Grenzflächenhaftigkeit in Abhängigkeit der Oberflächenrauheit des Einlegers für quasistatische und dynamische Belastungen bestimmt. Die Grundlagenuntersuchung zu mesoskaligen Pin-Strukturen mit SLJ-Prüfkörpern stellt heraus, dass einzelne Pins die Grenzflächenfestigkeit schwächen und eher die Wirkung einer Fehlstelle in der Grenzfläche haben. Die Untersuchung mehrerer Pins in der Grenzfläche zeigt, dass die Festigkeit mit der Anzahl der Pins zunimmt und das Schädigungsverhalten positiv beeinflusst wird. Zudem stellt sich heraus, dass die makroskopische Prüfkörpergeometrie und die damit verbundene Beanspruchung im SLJ die formschlüssige Wirkungsweise der Pins nicht unterschützt.

Numerische Berechnungen werden angewandt zur Gewinnung eines besseren Verständnisses über die Wirkungsweise mesoskaliger Pin-Strukturen. In FE-Modellen werden die Effekte und Einflüsse der mesoskaligen Pin-Geometrie in Abhängigkeit von den Grenzflächenhaftungseigenschaften analysiert. Aus den Simulationsergebnissen ergibt sich die Erkenntnis, dass die Pin-Geometrien funktional, je nach Grenzflächenhaftung, eingesetzt werden können. Des Weiteren wird der Einfluss der Pin-Anordnung simulativ untersucht. Dabei wird der notwendige Randabstand der Pins zur Einlegerkante ermittelt. Ein systematischer Vergleich unterschiedlicher Anordnungen in Schach- und Rautenform zeigt die positive Wirkung der lastpfadorientierten Pin-Geometrien auf die Spannungsverteilung in der Grenzfläche. Mit Blick auf die Spannungsverteilung ist die schachbrettförmige Pin-Anordnung einer Rautenform überlegen. Dagegen zeigen die rautenförmige Anordnung und die runde Pin-Geometrie den größeren Effekt auf die Spannungsumverteilung von der Grenzfläche in das CFK mit resultierendem translaminarem Risswachstum.

Zur Ermittlung des Einflusses mehrskaliger Formschlüsse wird der T-Hybridprüfkörper entwickelt. Bei dessen Gestaltung wird neben dem Fokus auf die mesoskalige Ebene eine mehraxiale Beanspruchung forciert, um in den Untersuchungen die Wirkung

lastpfadorientierter Pin-Strukturen analysieren zu können. Ergänzend werden Untersuchungen unter uniaxialer Belastung mit DLJ-Prüfkörpern durchgeführt.

Die experimentellen Untersuchungen umfassen eine ausführliche Gegenüberstellung der Einflüsse der Grenzflächenhaftung anhand unterschiedlich getemperter Prüfkörper sowie der Beanspruchungsart zwischen uniaxialer (DLJ) und mehraxialer Beanspruchung (T-Hybrid). Dabei ist herauszustellen, dass die mesoskaligen Pin-Strukturen überwiegend als verstärkender Faktor betrachtet werden können. Dies ist besonders ausgeprägt bei geringen Grenzflächenhafteigenschaften. Es zeigt sich deutlich die Wirkung des mesoskaligen Formschlusses auf die Verbundfestigkeit. Dabei ist die runde Pin-Geometrie, wie in den numerischen Untersuchungen gezeigt, den lastpfadorientierten Pin-Geometrien überlegen. Dies kehrt sich bei den Ergebnissen der Versuchsreihen mit hohen Grenzflächenhaftungen um. Dabei weisen die Prüfkörper mit mesoskaligen Pin-Strukturen sehr hohe dynamische Festigkeitswerte auf. Neben der Steigerung der Verbundfestigkeit bewirken die Pin-Strukturen höhere Energieumsetzungen bei der Schadensentwicklung. Die maximalen Festigkeits- und Energieumsetzungswerte werden für die Prüfkörper mit lastpfadorientierten, ovalen Pin-Strukturen ermittelt.

Unter dynamischer Belastung ergeben die Untersuchungen, dass der Einfluss der Pin-Struktur auf die Schwingfestigkeit stark abhängig von den Grenzflächenhafteigenschaften ist. Bei schwachen Grenzflächenhafteigenschaften wirken sich die Pins zusätzlich schwächend aus. Dagegen zeigt der Vergleich von Prüfkörpern mit und ohne Pin-Struktur unter hohen Grenzflächenhafteigenschaften eine deutliche Steigerung der Schwingfestigkeit. Während die hohe Haftfestigkeit der rauen Grenzfläche der Prüfkörper die Schadensinitiierung vermindert, wirken sich die Pin-Strukturen positiv auf die Spannungsverteilung und die Schadensentwicklung aus und ermöglichen die hohen Schwingfestigkeitswerte.

Das unterschiedliche Versagensverhalten der Prüfkörper zeigt deutliche Zusammenhänge mit den mesoskaligen Pin-Strukturen. Zudem sind Rückschlüsse auf die optimierte Beanspruchungsverteilung und die Verbesserung der Grenzflächenhaftung aus den Ergebnissen ersichtlich. Das Delaminationsversagen in der CFK-Thermoplast-Grenzschicht wird durch ein gemischtes Versagen des CFK und der Metall-Thermoplast-Grenzfläche abgelöst.

Die in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse zu den Einflüssen und Wirkungsweisen auf die Verbundfestigkeit werden in Gestaltungshinweisen zusammengefasst.

8.1 Fazit

Aus der Arbeit geht hervor, dass durch mesoskalige Grenzflächengestaltung mittels Pin-Strukturen die Verbundfestigkeit sowohl unter quasistatischer als auch dynamischer Belastung gesteigert und das Schädigungsverhalten deutlich verbessert

werden kann. Dabei wird der Einfluss der Überlagerung designbedingter Hinterschneidungen auf mehreren Skalenebenen auf die Wirkungsweise der Pin-Strukturen mittels unterschiedlicher Prüfkörpern gezeigt. Zudem ist deutlich die Abhängigkeit der Wirkungsweise der Pin-Strukturen von den Werkstoff- und Grenzflächenhafteigenschaften in den Ergebnissen erkenntlich.

Auf der Basis numerischer und experimenteller Untersuchungen gelingt es, Erkenntnisse zu den Einflussfaktoren auf die Grenzflächengestaltung herauszuarbeiten. Dazu zählen der Einfluss der Dimension, Gestalt und Anordnung der mesoskaligen Pin-Strukturen. Speziell mit den lastpfadorientierten Pin-Strukturen werden maximale Verbundfestigkeiten erzielt. Dies zeigt das Potential der Gestaltung unter Berücksichtigung der dominanten Faktoren der Grenzflächenhafteigenschaften, welche überwiegend durch werkstoffseitige und die mikroskalige Oberflächenbeschaffenheit gesteuert sind. Unter Berücksichtigung der Gestaltungshinweise zur Geometrie, Platzierung und Anordnung der Pins gelingt es, den positiven Einfluss auf die Kraftübertragung und Schädigungsentwicklung herauszustellen. Damit ist das primär genannte Ziel der Entwicklung einer hochfesten CFK-Metall-Hybridverbindung auf Basis einer hohen Grenzflächenhaftung mit mechanisch optimierter Gestalt auf mehreren Skalenebenen erreicht.

8.2 Ausblick

Die Verschiebung des Versagensverhalten von der CFK-Thermoplast-Grenzfläche hin zur Thermoplast-Metall-Grenzfläche zeigt, dass durch eine Verbesserung des Einlegers weiteres Potential für eine mögliche Festigkeitssteigerung vorhanden ist. Neben dem Grenzflächen- und Einlegerversagen spielt die Faserschädigung eine wichtige Rolle in Bezug auf die Verbundfestigkeit. Daher ist eine Untersuchung zur Anpassung und Orientierung der Faserhalbzeuge in Verbindung mit der lastpfadorientierten Grenzflächengestaltung ein weiteres Forschungsthema. Zum einen kann damit das Faserversagen beeinflusst werden, zum anderen ist mittels gezielter Faser-Platzierung (Tailored Fiber Placement) weiteres Potential zur Optimierung der Verbundeigenschaften des Hybriden vorhanden [Ric19, Uhl18].

Für nachfolgende experimentelle Untersuchungen zum Einfluss geometrischer Strukturen in der Grenzfläche können zerstörungsfreie Prüfmethode, wie die vielversprechenden Ansätze mittels Thermografie [Sum18b, Sch19] zur Visualisierung des Schädigungsvorgangs in der Grenzfläche, eingesetzt werden.

Darüber hinaus sind eine Erweiterung und Verfeinerung der numerischen Modelle zur Untersuchung der Platzierung von Pin-Strukturen möglich. Mithilfe eines mehrskaligen Simulationsmodells zur Abbildung der gesamten Hybridanbindung können Einflüsse der Platzierung und Variation der Pins unter Beachtung der geometrischen einlegerbedingten Eigenschaften analysiert werden. Durch eine gezielte Anpassung der Werkstoff- und Grenzflächenparameter des FE-Modells und mit einem Abgleich der

Ergebnisse der experimentellen Versuche können realitätsnahe Studienergebnisse zur quantitativen Wirkung bestimmter Pin-Anordnungen unter Berücksichtigung von Faserorientierung erfolgen.

Zu guter Letzt steht die Untersuchung variierender Lastfälle (Druck, Biegung, Torsion) und deren Wirkung auf die Grenzflächenhaftung sowie die Übertragung der Grenzflächengestaltung auf das ursprüngliche sechsarmige Anbindungssystem aus.

9 Abkürzungsverzeichnis

A	Ausgangssituation
ad.f.	adhäsionsfrei
avg.	Durchschnitt (\varnothing , engl. average)
CAD	Computergestützte Konstruktion (engl. computer aided design)
CFK	kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe
CT	Computertomografie
CZM	Kohäsionszonenmethode (engl. cohesiv zone method)
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
DMA	dynamisch-mechanische Analyse
DSC	kalorimetrische Differenzanalysen
DLJ	Doppelüberlappungsklebung (engl. double lap joint)
dyn	dynamisch
EK	Edelkorund
Fa	Firma
FEM	Finite Elemente Methode
FKV	Faser-Kunststoff-Verbunde
FVK	Faserverstärkte Kunststoffe
GF	Glasfaser
Gl.	Gleichung
IMMI	Integrierter mikromechanischer Formschluss (engl. integrated micro mechanical interlocking)
IQR	Interquartilsabstände
KE	Kohäsionselement
LIC	Linienintegralfaltung (engl. line integral convolution)
MCT	Mehrphasen-Kontinuums-Theorie
max.	maximal

OR	Oval Raute
OS	Oval Schach
Ov	oval
P	plan
PPA	Polyphthalamid
Ra	rau
R _a	Mittenrauwert
R/Ru	rund
r	Radius
RR	Rund Raute
RS	Rund Schach
RTM	Resin Transfer Moulding
Ru	rund
RVE	Repräsentatives Volumenelement
SDV	Lösungsabhängige Statusvariable (engl. solution-dependent state variables)
SLJ	einfache Überlappungsklebung (engl. single lap joint)
TSL	Spannungs-Rissöffnungsgesetz (engl. traction separation law)
Vgl.	Vergleiche
V	Variante
VCCT	Virtuelle Rissöffnungstechnik (engl. <i>virtual crack closure technique</i>)
x	Richtungsangabe nach kartesischen Koordinaten, Belastungsrichtung
y	Richtungsangabe nach kartesischen Koordinaten,
z	Richtungsangabe nach kartesischen Koordinaten, Dickenrichtung bei Laminaten

Indizes

a	Amplitude
B	Bruch
c	Verbund (engl. composite)
E	Elastisch
D	Schädigung (engl. damage)
f	Faser
i	Ordnungszahl oder Laufvariable (0, 1, 2, ..., n)
m	Mittel oder Matrix
n	normal, orthogonal zur Fläche
o	Oben
s	Scherung (engl. shear)
t	Zugkraft (engl. traction)
u	unten
x	kartesische Raumrichtung
Y	Streckgrenze (engl. yield)
y	kartesische Raumrichtung
z	kartesische Raumrichtung
0	Null: Beginn/Ausgangssituation

10 Formelzeichen

A	Fläche
A_i	(Hilfs-)Koeffizienten
A_{DSC}	Aushärtegrad
B	Domäne
C_m	Hilfswert zur Bestimmung des Standardfehlers
D	Schädigungsvariable in Kohäsionselementen
d	Laststufenabstand
E	Elastizitätsmodul
F	Kraft
ΔF	Schwingbreite
G	Schermodul
G_i	Energiefreisetzungsrate ($i = n, s, t$)
I	Invarianten
H	Enthalpie (ΔH)
K_i	Steifigkeitsparameter der Kohäsionselemente ($i = n, s, t$)
L	Länge
m	Konfidenzbereich des wahren Mittelwertes
S	Spannung (engl. stress)
S_i	Festigkeit der Kohäsionselemente ($i = n, s, t$)
s	Standardabweichung
s_m	Standardfehler
T	Periodendauer
t	Zugkraft im TSL
R	Spannungsverhältnis aus Ober- und Unterlast
V	Volumen
x_0	Unterste Laststufe

\bar{x}	Mittelwert Oberlast
α	Wärmeausdehnung
δ	Relativverschiebung, auch Δ
ε	Dehnung
φ	Volumenanteil
σ	Spannung
ν	Querkontraktionszahl
Δ	Differenz

11 Literaturverzeichnis

- [Ama09] Amancio-Filho, S. T.; dos Santos, J. F.: *Joining of polymers and polymer-metal hybrid structures: Recent developments and trends*. In *Polymer Engineering & Science*, A. 8, S. 1461–1476, 2009.
- [Any12] Anyfantis, K. N.: *Finite element predictions of composite-to-metal bonded joints with ductile adhesive materials*. In *Composite Structures*, A. 8, S. 2632–2639, 2012.
- [Aut19] Autodesk: *Helius PFA*. Autodesk, <https://knowledge.autodesk.com/de/support/helius-pfa/learn-explore/caas/CloudHelp/cloudhelp/2019/DEU/ACMPAN/files/GUID-1FEC4707-77A9-4FA4-BA2D-60B7444A1359-htm.html>, zuletzt geprüft am 22.11.2021, 2019.
- [Ber17] Berger, D.; Brabandt, D.; Bakir, C. et al.: *Effects of defects in series production of hybrid CFRP lightweight components – detection and evaluation of quality critical characteristics*. In *Measurement*, S. 389–394, 2017.
- [Ber18] Berger, D.; Zaiß, M.; Lanza, G. et al.: *Predictive quality control of hybrid metal-CFRP components using information fusion*. In *Production Engineering*, A. 2, S. 161–172, 2018.
- [Bon16] Bonpain, B.: *Entwicklung und prozesstechnische Analyse eines festen und mediendichten Kunststoff - Metall - Verbundes*. Dissertation, Universitätsbibliothek Dortmund, 2016.
- [Bru08] Bruzzone, A.A.G.; Costa, H. L.; Lonardo, P. M. et al.: *Advances in engineered surfaces for functional performance*. In *CIRP Annals*, A. 2, S. 750–769, 2008.
- [Bys10] Byskov-Nielsen, J.; Boll, J. V.; Holm, A. H. et al.: *Ultra-high-strength micro-mechanical interlocking by injection molding into laser-structured surfaces*. In *International Journal of Adhesion and Adhesives*, A. 6, S. 485–488, 2010.
- [Cam03] Camanho, P. P.; Davila, C. G.; Moura, M. F. de: *Numerical Simulation of Mixed-Mode Progressive Delamination in Composite Materials*. In *Journal of Composite Materials*, A. 16, S. 1415–1438, 2003.
- [Cam15] Campilho, R.D.S.G.; Fernandes, T.A.B.: *Comparative Evaluation of Single-lap Joints Bonded with Different Adhesives by Cohesive Zone Modelling*. In *Procedia Engineering*, S. 102–109, 2015.

- [CHH16] Caspari, T., Huelsbusch, D., Haack, M., Solbach, A., Emmelmann, C., Walther, F.: *Technological and economical aspects of novel hybrid joining strategies based on integrated fibre penetrating reinforcing elements: 2.* Internationale Konferenz Euro Hybrid 2016, S. 81–85.
- [Das17] Dassault Systèmes: *Simulia Abaqus unified FEA*. Dassault Systèmes, 2017.
- [DIN03] DIN EN13887, Leitlinien für die Oberflächenbehandlung von Metallen und Kunststoffen vor dem Kleben, November 2003.
- [DIN09] DIN EN1465, Klebstoffe - Bestimmung der Zugscherfestigkeit von Überlappungsklebung, Juli 2009.
- [DIN13] DIN EN ISO12996, Mechanische Fügung- Zerstörende Prüfung von Verbindungen, 2013.
- [DIN16a] DIN EN923, Klebstoffe, März 2016.
- [DIN16b] DIN50100, Schwingfestigkeitsversuch - Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile, Dezember 2016.
- [DIN20] DIN EN ISO527-4, Kunststoffe –Bestimmung der Zugeigenschaften – Teil 4: Prüfbedingungen für isotrop und anisotrop faserverstärkte Kunststoffverbundwerkstoffe (ISO/DIS 527-4:2020);, August 2020.
- [Dix48] Dixon, W. J.; Mood, A. M.: *A Method for Obtaining and Analyzing Sensitivity Data*. In *Journal of the American Statistical Association*, A. 241, S. 109–126, 1948.
- [Dow22] DowAksa Advanced Composite Material Industries: *Aksaca 3K A-38*. <https://www.dowaksa.com/carbon-fiber-and-fabric.html>, 15.03.2022.
- [Drö17] Dröder, K.; Brand, M.; Kühn, M.: *Numerical and Experimental Analyses on the Influence of Array Patterns in Hybrid Metal-FRP Materials Interlocked by Mechanical Undercuts*. In *Procedia CIRP*, S. 51–55, 2017.
- [Ehr03] Ehrenstein, G. W.: *Thermische Analyse*. Brandprüfung, Wärme- und Temperaturleitfähigkeit, DSC, DMA, TMA. Hanser, München, 2003.
- [Ehr04] Ehrenstein, G.W.: *Handbuch Kunststoff-Verbindungstechnik*. Hanser, München, 2004.
- [Ehr06] Ehrenstein, G. W.: *Faserverbund-Kunststoffe*. Werkstoffe - Verarbeitung - Eigenschaften. Hanser, München, Wien, 2006.
- [Eic13] Eickenbusch, H.; Krauss, O.: *VDI ZRE Publikationen: Kurzanalyse Nr. 3*. Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe im Fahrzeugbau – Ressourceneffizienz und Technologien. <https://www.ressource->

deutschland.de/fileadmin/user_upload/downloads/kurzanalysen/2014-Kurzanalyse-03-VDI-ZRE-CFK.pdf, 28.01.2022.

- [Els13] Elsner, P.; Eyerer, P.; Hirth, T.: *DOMININGHAUS - Kunststoffe. Eigenschaften und Anwendungen*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2013.
- [Etz19] Etzberger Feistauer, E.: *Ultrasonic joining of through-the-thickness reinforced metal-composite hybrid structures*, TU HH Universitätsbibliothek, 2019.
- [Evo18a] Evonik industries AG: *Vestamid(R) HTplus M1033-PA66/6TGF30*.
- [Evo18b] Evonik Degussa GmbH: *Vestamid(R) HTplus M1000-PA66/6TGF30*.
- [Ewe21] Ewens, J.: *Untersuchung des Einflusses der Anbindungsflächengestaltung auf das Schädigungsverhalten von CFK-Hybridverbindungen*. Masterarbeit, TU Dortmund, 2021.
- [Fei19] Feistauer, E. E.; Santos, J. F.; Amancio-Filho, S. T.: *A review on direct assembly of through-the-thickness reinforced metal–polymer composite hybrid structures*. In *Polymer Engineering & Science*, A. 4, S. 661–674, 2019.
- [Fle18] Fleischer, J.; Nieschlag, J.: *Introduction to CFRP-metal hybrids for lightweight structures*. In *Production Engineering*, A. 2, S. 109–111, 2018.
- [Fle21] Fleischer, J.: *Intrinsische Hybridverbunde für Leichtbautragstrukturen*. Springer Vieweg, 2021, Berlin, 2021.
- [Fri13] Friedrich, H. E.: *Leichtbau in der Fahrzeugtechnik*. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2013.
- [Gar17] Garcia, R.; Prabhakar, P.: *Bond interface design for single lap joints using polymeric additive manufacturing*. In *Composite Structures*, S. 547–555, 2017.
- [Giu14] Giuliese, G.; Pirondi, A.; Moroni, F.: *A Cohesive Zone Model for Three-dimensional Fatigue Debonding/Delamination*. In *Procedia Materials Science*, S. 1473–1478, 2014.
- [GKT16] Gharibi, K.; Tamijani, A.: *Load Paths Visualization in Plane Elasticity Using Load Path Function Method: 57th AIAA/ASCE/AHS/ASC Structures 2016*.
- [Göt20] Götz, S.; Eulitz, K.-G.: *Betriebsfestigkeit. Bauteile sicher auslegen!* Springer Fachmedien Wiesbaden; Imprint Springer Vieweg, Wiesbaden, 2020.
- [Gro11] Gross, D.: *Technische Mechanik*. Springer, Berlin, Heidelberg, 2011.

- [Gru08] Grujicic, M.; Sellappan, V.; Omar, M. A. et al.: *An overview of the polymer-to-metal direct-adhesion hybrid technologies for load-bearing automotive components*. In *Journal of Materials Processing Technology*, A. 1-3, S. 363–373, 2008.
- [Gün18] Günther, F.; Pohl, M.; Stommel, M. et al.: *Optimierung der formschlüssigen Verbindung zwischen CFK- und Thermoplast im CFK-Metall-Hybrid*. Proceedings of the 3th International Conference - Hybrid – Materials and Structures – 2018 Bremen, S. 254–260.
- [Gün20] Günther, F.; Ewens, J.; Stommel, M.: *Potential of Mesoscale Structural Elements in the Interface of Hybrid CFRP-Metal-Parts on the Load Transfer*. In (Hopmann, C.; Dahlmann, R. Hrsg.): *Advances in Polymer Processing 2020*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2020, S. 219–232.
- [Gün21] Günther, F.; Stommel, M.: *Mesoscale Surface Structures in CFRP-Metal-Hybrid Joints – Aspects of Design and Manufacturing: Technologies for economic and functional lightweight design*. Springer.
- [Hab09] Habenicht, G.: *Kleben*. Grundlagen, Technologien, Anwendungen. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2009.
- [Har03] Harris, B.: *Fatigue in composites*. Science and technology of the fatigue response of fibre-reinforced plastics. CRC Press, Boca Raton, Fla, Cambridge, U.K, 2003.
- [Hen21] Henning, F.; Bernath, A.; Bretz, L. et al.: *Schalenförmige Hybridverbunde und Inserts*. In (Fleischer, J. Hrsg.): *Intrinsische Hybridverbunde für Leichtbautragstrukturen*. Springer Vieweg, 2021, Berlin, 2021.
- [Her21] Hergl, C.; Blecha, C.; Kretschmar, V. et al.: *Visualization of Tensor Fields in Mechanics*. In *Computer Graphics Forum*, A. 6, S. 135–161, 2021.
- [Hit81] Hitchcock, S. J.; Carroll, N. T.; Nicholas, M. G.: *Some effects of substrate roughness on wettability*. In *Journal of Materials Science*, A. 3, S. 714–732, 1981.
- [Hof19] Hoffmann, J.: *Untersuchungen zum Einfluss rechteckiger z-Pins auf die mechanischen Eigenschaften heißaushärtender faserverstärkter Kunststoffe unter quasi-statischer und schwingender Belastung*. Dissertation, Universität Rostock, 2019.
- [Hüc83] Hück, M.: *Ein verbessertes Verfahren für die Auswertung von Treppenstufenversuchen* Zuerst veröffentlicht in einem DVM-Bericht über das Symposium „Neuere Erkenntnisse und Verfahren in der

- Schwingfestigkeitsforschung“, Darmstadt, Mai 1981. In Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, S. 406–417, 1983.*
- [Joh04] Johannaber, F.; Michaeli, W.: *Handbuch Spritzgießen*. Hanser, München, 2004.
- [Kef15] Keferstein, C. P.: *Fertigungsmesstechnik*. Praxisorientierte Grundlagen, moderne Messverfahren. Springer Vieweg, Wiesbaden, 2015.
- [Kel99] Kelly, D. W.; Tosh, M. W.: *Interpreting load paths and stress trajectories in elasticity*. In *Engineering Computations*, A. 2, S. 117–135, 1999.
- [Kie17] Kießling, R.; Ihlemann, J.; Pohl, M. et al.: *On the Design, Characterization and Simulation of Hybrid Metal-Composite Interfaces*. In *Applied Composite Materials*, A. 1, S. 251–269, 2017.
- [Kle13] Klein, B.: *Leichtbau-Konstruktion*. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2013.
- [Kle15] Klein, B.: *FEM*. Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau. Springer Vieweg, Wiesbaden, 2015.
- [Kna14] Knaupp, M.: *Einfluss rechteckiger z-Pins auf die mechanischen Eigenschaften translaminar verstärkter Verbundwerkstoffe mit Kohlenstofffaserverstärkung*. Dissertation, Universität Rostock, 2014.
- [Kra14] Kratz, A.; Schoeneich, M.; Zobel, V. et al.: *Tensor Visualization Driven Mechanical Component Design: 2014 IEEE Pacific Visualization Symposium*. IEEE, 2014 - 2014, S. 145–152.
- [Kre07] Kremer, T.: *KLub-VDI2014 v2.0*. Subroutine zur Festigkeitsanalyse von Faser-Kunststoff-Verbunden nach der VDI-Richtlinie 2014, Teil 3 für Abaqus, Darmstadt, 2007.
- [Kre20] Kretzschmar, V.; Gunther, F.; Stommel, M. et al.: *Tensor Spines - A Hyperstreamlines Variant Suitable for Indefinite Symmetric Second-Order Tensors: 2020 IEEE Pacific Visualization Symposium (PacificVis)*. IEEE, 2020 - 2020, S. 106–110.
- [Mar09] Marhadi, K.; Venkataraman, S.: *Comparison of Quantitative and Qualitative Information Provided by Different Structural Load Path Definitions*. In *International Journal for Simulation and Multidisciplinary Design Optimization*, A. 3, S. 384–400, 2009.
- [Mat16] Matsuzaki, R.; Tsukamoto, N.; Taniguchi, J.: *Mechanical interlocking by imprinting of undercut micropatterns for improving adhesive strength of polypropylene*. In *International Journal of Adhesion and Adhesives*, S. 124–132, 2016.

- [Men11] Menges, G.: *Werkstoffkunde Kunststoffe*. Hanser, München, 2011.
- [Mes04] Messler, R. W.: *Joining Composite Materials and Structures: Some Thought-Provoking Possibilities*. In *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, A. 1, S. 51–75, 2004.
- [Mes98] Messler, R. W.; Genc, S.: *Integral Micro-Mechanical Interlock (IMMI) Joints for Polymer-Matrix Composite Structures*. In *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, A. 3, S. 200–215, 1998.
- [M'm16] M'membe, B.; Gannon, S.; Yasae, M. et al.: *Mode II delamination resistance of composites reinforced with inclined Z-pins*. In *Materials & Design*, S. 565–572, 2016.
- [Mon16] Monden, A.: *Adhäsion zwischen epoxidharzbasiertem CFK und oberflächenmodifiziertem Stahl: Grenzschichtversagen von Hybridlaminaten unter Mode I, Mode II und Mixed-Mode Belastung*. Dissertation, Universität Augsburg, 2016.
- [Nei14] Neitzel, M.; Mitschang, P.; Breuer, U.: *Handbuch Verbundwerkstoffe*. Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung. Hanser, München, 2014.
- [Ngu16a] Nguyen, A. T.T.; Brandt, M.; Feih, S. et al.: *Pin pull-out behaviour for hybrid metal-composite joints with integrated reinforcements*. In *Composite Structures*, S. 160–172, 2016.
- [Ngu16b] Nguyen, A. T.T.; Brandt, M.; Orifici, A. C. et al.: *Hierarchical surface features for improved bonding and fracture toughness of metal-metal and metal-composite bonded joints*. In *International Journal of Adhesion and Adhesives*, S. 81–92, 2016.
- [Ngu17] Nguyen, A. T.T.; Amarasinghe, C. K.; Brandt, M. et al.: *Loading, support and geometry effects for pin-reinforced hybrid metal-composite joints*. In *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, S. 192–206, 2017.
- [Poh16] Pohl, M.; Stommel, M.: *Designing and producing joining partners for a multi-material design by injection molding*. Symposium: S13 - Injection Molding and Mold, Lyon, 2016, 25-29 Juli.
- [Poh17] Pohl, M.; Stommel, M.; Baumann, F. et al.: *Entwicklungsstrukturen intrinsischer Hybride*/Development structures for intrinsic hybrids*. In *wt Werkstattstechnik online*, A. 07-08, S. 546–550, 2017.
- [Poh18] Pohl, M.: *Intrinsic CFRP-metal-hybrids with rubber interface for the improvement of the damping behaviour*. In *Production Engineering*, S. 1–7, 2018.

- [Pra17] Pramanik, A.; Basak, A. K.; Dong, Y. et al.: *Joining of carbon fibre reinforced polymer (CFRP) composites and aluminium alloys – A review*. In *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, S. 1–29, 2017.
- [Puc96] Puck, A.: *Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten*. Modelle für die Praxis. Hanser, München, Wien, 1996.
- [Rad07] Radaaj, D.; Vormwald, M.: *Ermüdungsfestigkeit*. Grundlagen für Ingenieure. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2007.
- [Ric19] Richter, E.; Spickenheuer, A.; Bittrich, L. et al.: *Mechanical Design of Intersection Points of Tailored Fiber Placement Made Carbon Fiber Reinforced Plastic Truss-Like Structures*. In *Key Engineering Materials*, S. 452–460, 2019.
- [Rös16] Rösler, J.; Harders, H.; Bäker, M.: *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2016.
- [Sae13] Saechtling, H.: *Saechtling Kunststoff Taschenbuch*. Hanser, Carl, München, 2013.
- [Sch07] Schürmann, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Mit 39 Tabellen. Springer, Berlin, Heidelberg, New York, NY, 2007.
- [Sch08] Schürmann, H.: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2008.
- [Sch13] Schumacher, A.: *Optimierung mechanischer Strukturen*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2013.
- [Sch16] Schraa, L.: *Simulaiton des Schädigungsverhaltens von CFK-proben bei zyklischen Lasten unter der Einwirkung von Laminiergehlern*. Bachelorarbeit, Technische Universität Dortmund, 2016.
- [Sch19] Schwarz, M.: *Multimodale zerstörungsfreie Charakterisierung der Grenzflächen von Metall-CFK-Hybridstrukturen*. Dissertation, Universität des Saarlandes, 2019.
- [Sch21] Schlegel, J.: *Die Welt des Stahls*. Springer, Hartmannsdorf, Deutschland, 2021.
- [Sha02] Shahid, M.; Hashim, S. A.: *Effect of surface roughness on the strength of cleavage joints*. In *International Journal of Adhesion and Adhesives*, A. 3, S. 235–244, 2002.
- [Sie14] Siebenpfeiffer, W.: *Leichtbau-Technologien im Automobilbau*. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2014.
- [Sik17] Sika Deutschland GmbH: *Biresin CR170, CR150-3*. www.sika.de, 2017.

- [Sto18] Stommel, M.; Stojek, M.; Korte, W.: *FEM zur Berechnung von Kunststoff- und Elastomerbauteilen*. Hanser, München, 2018.
- [Sum18a] Summa, J.: *In situ Thermographie zur Prognose des Ermüdungs-Risswachstums in intrinsischen Al-CFK Hybridbauteilen unter zugschwellender Ermüdung im High-Cycle Regime*, Universität des Saarlandes, 2018.
- [Sum18b] Summa, J.; Becker, M.; Grossmann, F. et al.: *Fracture analysis of a metal to CFRP hybrid with thermoplastic interlayers for interfacial stress relaxation using in situ thermography*. In *Composite Structures*, S. 19–28, 2018.
- [Tor18] Toray T300: *Standard Modulus Carbon Fiber*. www.toraycma.com, 2018.
- [Tu11a] Tu, W.; Wen, P. H.; Hogg, P. J. et al.: *Optimisation of the protrusion geometry in Comeld™ joints*. In *Composites Science and Technology*, A. 6, S. 868–876, 2011.
- [Tu11b] Tu, W.: *Comeld TM joints: optimisation of geometric parameters of the protrusions*. Dissertation, Queen Mary, University of London, 2011.
- [Ucs10] Ucsnik, S.; Scheerer, M.; Zaremba, S. et al.: *Experimental investigation of a novel hybrid metal–composite joining technology*. In *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, A. 3, S. 369–374, 2010.
- [Uhl18] Uhlig, K.: *Beitrag zur Anwendung der Tailored Fiber Placement Technologie am Beispiel von Rotoren aus kohlenstofffaserverstärktem Epoxidharz für den Einsatz in Turbomolekularpumpen*. Sächsische Landesbibliothek- Staats- und Universitätsbibliothek Dresden; Technische Universität Dresden, Dresden, 2018.
- [Wal02] Waldman, W.; Heller, M.; Kaye, R. et al.: *Advances in two-dimensional structural load flow visualisation*. In *Engineering Computations*, A. 3, S. 305–326, 2002.
- [Yuk14] Yukimoto, Y.; Matsuzaki, R.; Todoroki, A.: *Mode II interfacial fracture toughness of composite/adhesive interfaces obtained by in-mold surface modification*. In *International Journal of Adhesion and Adhesives*, S. 191–198, 2014.
- [Zob15] Zobel, V.; Stommel, M.; Scheuermann, G.: *Feature-based tensor field visualization for fiber reinforced polymers*. In (Ahrens, J.; Qu, H.; Roerdink, J. Hrsg.): *2015 IEEE Scientific Visualization Conference*. Chicago, Illinois, USA, 25–30 October 2015 proceedings. IEEE, Piscataway, NJ, 2015, S. 49–56.

Anhang

Inhaltsverzeichnis

A1	Werkstoffdatenblätter	A-2
A2	Kraft-Weg-Diagramme der einzelnen SLJ-Kurven.....	A-5
A2.1	Mikroskaliger Oberflächenrauheit	A-5
A2.2	Mesoskalige Pin-Strukturen.....	A-6
A3	Helius PFA Werkstoffdaten	A-8
A4	DLJ einzelne Kraft-Weg-Kurven.....	A-9
A5	T-Hybrid einzelne Kraft-Weg-Kurven.....	A-11
A5.1	Adhäsionsfreie einzelne Kraft-Weg-Kurven.....	A-13
A5.2	Energieumsetzung aus den Kraft-Weg-Kurven	A-14

A1 Werkstoffdatenblätter

CAMPUS® Datenblatt

VESTAMID® HTplus M1033 - PA66/6T-GF30
Evonik Industries AG



Produkttext

VESTAMID® HTplus M1033

VESTAMID® HTplus M1033 ist eine glasfaserverstärkte (30%), hitze-stabilisierte Polyphthalamid (PPA) Formmasse, die zur Herstellung von Formteilen im Spritzgießverfahren geeignet ist. Diese Formmasse ist besonders zur Herstellung hochtemperaturbe-ständiger Formteile geeignet.

VESTAMID® HTplus M1033 wird in Granulatform in Polyethylenver-packung geliefert.

Für weitere Informationen wenden Sie sich bitte an unsere Fachkräfte in der Kundenberatung High Performance Polymers Business Line.

Rheologische Eigenschaften	tr. / kond.	Einheit	Prüfnorm
Verarbeitungsschwindigkeit, parallel	0.2 / *	%	ISO 294-4, 2577
Verarbeitungsschwindigkeit, senkrecht	1.0 / *	%	ISO 294-4, 2577
Mechanische Eigenschaften	tr. / kond.	Einheit	Prüfnorm
Zug-Modul	11000 / -	MPa	ISO 527-1/-2
Bruchspannung	160 / -	MPa	ISO 527-1/-2
Bruchdehnung	1.7 / -	%	ISO 527-1/-2
Charpy-Schlagzähigkeit, +23°C	35 / -	kJ/m²	ISO 179/1eU
Charpy-Schlagzähigkeit, -30°C	27 / -	kJ/m²	ISO 179/1eU
Charpy-Kerbschlagzähigkeit, +23°C	7 / -	kJ/m²	ISO 179/1eA
Charpy-Kerbschlagzähigkeit, -30°C	7 / -	kJ/m²	ISO 179/1eA
Thermische Eigenschaften	tr. / kond.	Einheit	Prüfnorm
Schmelztemperatur, 10°C/min	308 / *	°C	ISO 11357-1/-3
Formbeständigkeitstemperatur, 1.80 MPa	290 / *	°C	ISO 75-1/-2
Formbeständigkeitstemperatur, 0.45 MPa	305 / *	°C	ISO 75-1/-2
Vicat-Erweichungstemperatur, 50°C/h 50N	308 / *	°C	ISO 306
Längenausdehnungskoeffizient, parallel	22 / *	E-6/K	ISO 11359-1/-2
Längenausdehnungskoeffizient, senkrecht	65 / *	E-6/K	ISO 11359-1/-2
Elektrische Eigenschaften	tr. / kond.	Einheit	Prüfnorm
Spezifischer Durchgangswiderstand	>IE13 / -	Ohm*m	IEC 62631-3-1
Elektrische Durchschlagfestigkeit	29 / -	kV/mm	IEC 60243-1
Andere Eigenschaften	tr. / kond.	Einheit	Prüfnorm
Wasseraufnahme	5.6 / *	%	Ähnlich ISO 62
Feuchtigkeitsaufnahme	0.2 / *	%	Ähnlich ISO 62
Dichte	1430 / -	kg/m³	ISO 1183

Merkmale

Stand: 2018-02-13 Quelle: <http://www.campusplastics.com>

Seite: 1/3

Revision Nr.: 1
Revision Date: Feb/2016

3K A-38 TECHNICAL DATA SHEET

FIBER PROPERTIES

English	Metric	Test Method	
Tensile Strength	532 kci	3800 MPa	ISO 10618
Tensile Modulus	34.8 Mci	240 GPa	ISO 10618
Strain	1.6 %	1.6 %	ISO 10618
Density	0.064 lbs/in³	1.78 g/cm³	ISO 1019
Yield	7.448 Doz	200 g/1000m	ISO 889
Sizing Type & Amount		1.0-1.5 %	ISO 10548
Twist	Never twisted		

The table below summarizes the standard packaging; other bobbin sizes can be supplied to satisfy special needs.

Tow Sizes	Bobbin Net Weight (kg)	Bobbin Size (mm)	Spools per Case	Case Net Weight (kg)				
a	b	c	d	e				
3K	1	76	83	280	110	250	12	12

Dowaksa İleri Kompozit Malzemeier Sanayi LTD. ŞTI.
 Miralay Şenli Bey Sok. Akhen No: 15 34437 Gümüspuyu - İstanbul / TÜRKİYE
 T: +90(0)212 531 45 00 • F: +90(0)212 443 35 59
www.dowaksa.com • cs@sales@dowaksa.com

Produktdatenblatt
Version 05 / 2017

Biresin® CR170 mit Biresin® CH150-3 Härter Compositeharz-System

Produktbeschreibung

Biresin® CR170 Harz (A) mit dem Biresin® CH150-3 Härter (B) ist ein Epoxidharzsystem für die Herstellung von faserverstärkten Compositebauteilen im RTM-Prozess.

Anwendungsbereiche

Biresin® CR170/CH150-3 eignet sich aufgrund seiner Viskosität und Reaktivität insbesondere für Injektionsprozesse. Das Material kann vor allem für Prozesse eingesetzt werden, die eine kurze Zykluszeit erfordern, wie beispielsweise in der Automobilindustrie.

Merkmale / Vorteile

- Verkürzte Zykluszeiten für RTM-Prozesse sind insbesondere dann möglich, wenn dynamische Temperaturzyklen für die Aushärtung des Harzsystems angewendet werden.
- Glasübergangstemperaturen bis zu 143°C in Abhängigkeit von den Härtingsbedingungen sind möglich

Physikalische Daten	Harz (A)	Härter (B)
Einzelkomponenten	Biresin® CR170	Biresin® CH150-3
Mischungsverhältnis in Gewichtsteilen	100	24
Mischungsverhältnis in Volumenteilen	100	29
Farbe	transluzent	farblos
Viskosität, 25°C	mPa.s ~13.000	~20
Dichte, 25°C	g/ml 1,14	0,94
Mischung		
Topfzeit, 100 g / RT, ca. Werte	min 60	
Mischviskosität, 25°C, ca. Werte	mPa.s 1.600	
Mischviskosität, 60°C, ca. Werte	mPa.s 160	
Mischviskosität, 80°C, ca. Werte	mPa.s 90	

Verarbeitung

- Die Material- und Verarbeitungstemperaturen sollen zwischen 18 und 35°C liegen.
- Um eine komplette Vernetzung und damit die bestmögliche Performance des Systems zu garantieren, muss das Mischungsverhältnis zwingend eingehalten werden
- Vor der Entformung ist eine Temperung von mindestens 2 h bei 60°C zu empfehlen.
- Die endgültigen mechanischen und thermischen Kennwerte sind von den angewendeten Temperzyklen abhängig.
- Zur sofortigen Reinigung von Pinseln und Arbeitsgeräten eignet sich Sika Reinigungsmittel 6.
- Zusätzliche Informationen sind in den „Verarbeitungsrichtlinien Composite-Harze“ enthalten.

Thermische Kennwerte der Reinharzproben (ca.-Werte nach 4 h / 140°C)

Biresin® CR170 Harz (A)	mit Härter (B)	Biresin® CH150-3
Wärmeformbeständigkeit	ISO 76B	°C 139
Glasübergangstemperatur	ISO 11357	°C 143

Tooling & Composites

Biresin® CR170/CH150-3 1 / 3



BUILDING TRUST



Tooling & Composites

Biresin® CR170/CH150-3 2 / 3

Mechanische Eigenschaften der voll ausgehärteten Reinharzproben	mit Härter (B)	Biresin® CH150-3
Zugfestigkeit	ISO 527	MPa 87
Zug-E-Modul	ISO 527	MPa 2.700
Zugdehnung	ISO 527	% 6,6
Biegefestigkeit	ISO 178	MPa 133
Biege-E-Modul	ISO 178	MPa 2.800
Druckfestigkeit	ISO 604	MPa 120
Dichte	ISO 1183	g/cm³ 1,15
Shore-Härte	ISO 868	- D 84
Schlagzähigkeit	ISO 179	kJ/m² 42

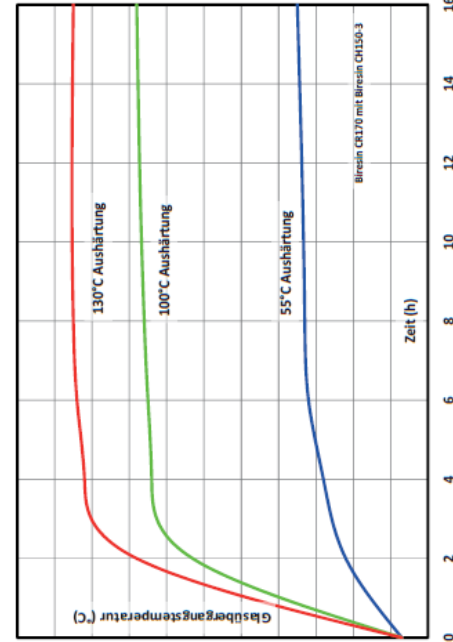
Temperung

Der geeignete Temperprozess und die damit erreichbaren mechanischen und thermischen Kennwerte hängen von verschiedenen Faktoren wie z.B. Laminatstärke, Faservolumengehalt, Reaktivität des Harzsystems etc. ab. Ein standardmäßiger Temperprozess kann wie folgt aussehen:

- Aufheizrate von ca. 0,2°C/Minute bis etwa 10°C unter dem gewünschten Tg.
- Anschließendes Halten der Temperatur über einen Zeitraum von 2 Stunden bis 12 Stunden.
- Abkühlen mit einer Rate von ca. 0,5°C/Minute

Dieser Temperprozess sollte entsprechend technischer und wirtschaftlicher Anforderungen angepasst werden. Für die Ermittlung der mechanischen Kennwerte wurde ein SikaAxson Standardprozess verwendet um das komplette Tg-Potential des jeweiligen Systems zu erreichen.

Glasübergangstemperatur vs. Temperzyklus



Die Probenkörper wurden aus Reinharz mit einer Dicke von ~3mm produziert. Vor der oben dargestellten Nachhärtung wurden sie 7 Tage bei 23°C gelagert. Bei der Temperung eines Compositebauteils ist darauf zu achten, dass das komplette Teil (inklusive des Laminatkerns) die Aushärtetemperatur erfahren hat.



BUILDING TRUST



Verpackung (netto Gewicht, kg)

Biresin® CR170 Harz (A)	1.000	200	10
Biresin® CH150-3 Härter (B)	800	180	2,4

Lagerung

- In temperierten Räumen (18 - 25°C) und ungeöffneten Originalgebinden beträgt die Lagerfähigkeit von Biresin® CR170 Harz (A) mindestens 24 Monate und von Biresin® CH150-3 Härter (B) mindestens 12 Monate.
- Durch ungünstige Lagerbedingungen kristallisiertes Harz (A) ist durch vorsichtiges Erwärmen auf mindestens 80°C wieder zu verflüssigen.
- Angebrochene Gebinde sind stets sofort wieder dicht zu verschließen und baldmöglichst zu verarbeiten.

Gefahrenhinweise

Informationen zum sicheren Umgang von chemischen Produkten, sowie die wesentlichen physikalischen, sicherheitstechnischen, toxikologischen und ökologischen Daten sind den aktuellen Sicherheitsdatenblättern zu entnehmen. Die einschlägigen Vorschriften, wie z.B. die Gefahrstoffverordnung sind zu beachten. Weitere Hinweise und Infodatenblätter zur Produktsicherheit und Entsorgung finden Sie im Internet unter www.sika.de. Hautkontakt mit Epoxidharzen kann zu Allergien führen. Beim Umgang mit Epoxidharzen ist der direkte Hautkontakt unbedingt zu vermeiden! Zur Auswahl einer geeigneten Schutzausrüstung stellen wir Ihnen unter www.sika.de unsere Infodatenblätter 7510 „Allgemeine Hinweise zum Arbeitsschutz“ und 7511 „Allgemeine Hinweise zum Tragen von Schutzhandschuhen“ zur Verfügung.

Entsorgung

Nicht ausgehärtete Produkte sind in der Regel besonders überwachungsbedürftige Abfälle und müssen ordnungsgemäß entsorgt werden. Ausgehärtetes Material kann nach Absprache mit der jeweils zuständigen Behörde oder Deponie als Haus- / Gewerbeabfall entsorgt werden. Auskunftspflichtig für die ordnungsgemäße Entsorgung sind die örtlichen Behörden, wie z.B. Landratsamt, Umweltschutzamt oder Gewerbeaufsichtsamt.

Datenbasis

Alle technischen Daten, Maße und Angaben in diesem Datenblatt beruhen auf Labortests. Tatsächlich gemessene Daten können in der Praxis aufgrund von Umständen außerhalb unseres Einflussbereiches abweichen.

Rechtshinweise

Die vorstehenden Angaben, insbesondere die Vorschläge für Verarbeitung und Verwendung unserer Produkte, beruhen auf unseren Kenntnissen und Erfahrungen im Normalfall, vorausgesetzt die Produkte wurden sachgerecht gelagert und angewandt. Wegen der unterschiedlichen Materialien, Untergründen und abweichenden Arbeitsbedingungen kann eine Gewährleistung eines Arbeitsergebnisses oder einer Haftung, aus welchem Rechtsverhältnis auch immer, weder aus diesen Hinweisen, noch aus einer mündlichen Beratung begründet werden, es sei denn, dass uns insoweit Vorsatz oder grobe Fahrlässigkeit zur Last fällt. Hierbei hat der Anwender nachzuweisen, dass er schriftlich alle Kenntnisse, die zur sachgemäßen und erfolgversprechenden Beurteilung durch Sika erforderlich sind, Sika rechtzeitig und vollständig übermittelt hat. Der Anwender hat die Produkte auf ihre Eignung für den vorgesehenen Anwendungszweck zu prüfen. Änderungen der Produktspezifikationen bleiben vorbehalten. Schutzrechte Dritter sind zu beachten. Im übrigen gelten unsere jeweiligen Verkaufs- und Lieferbedingungen. Es gilt das jeweils neueste Produktdatenblatt, das von uns angefordert werden sollte.

Weitere Informationen:

Sika Deutschland GmbH
Niederlassung Bad Urach
Stuttgarter Str. 139
D - 72574 Bad Urach
Deutschland
Tel.: +49 (0) 7125 940 452
Fax: +49 (0) 7125 940 401
E-mail: tooling@de.sika.com
Internet: www.sika.de



Axson

BUILDING TRUST

A2 Kraft-Weg-Diagramme der einzelnen SLJ-Kurven

A2.1 Mikroskaliger Oberflächenrauheit

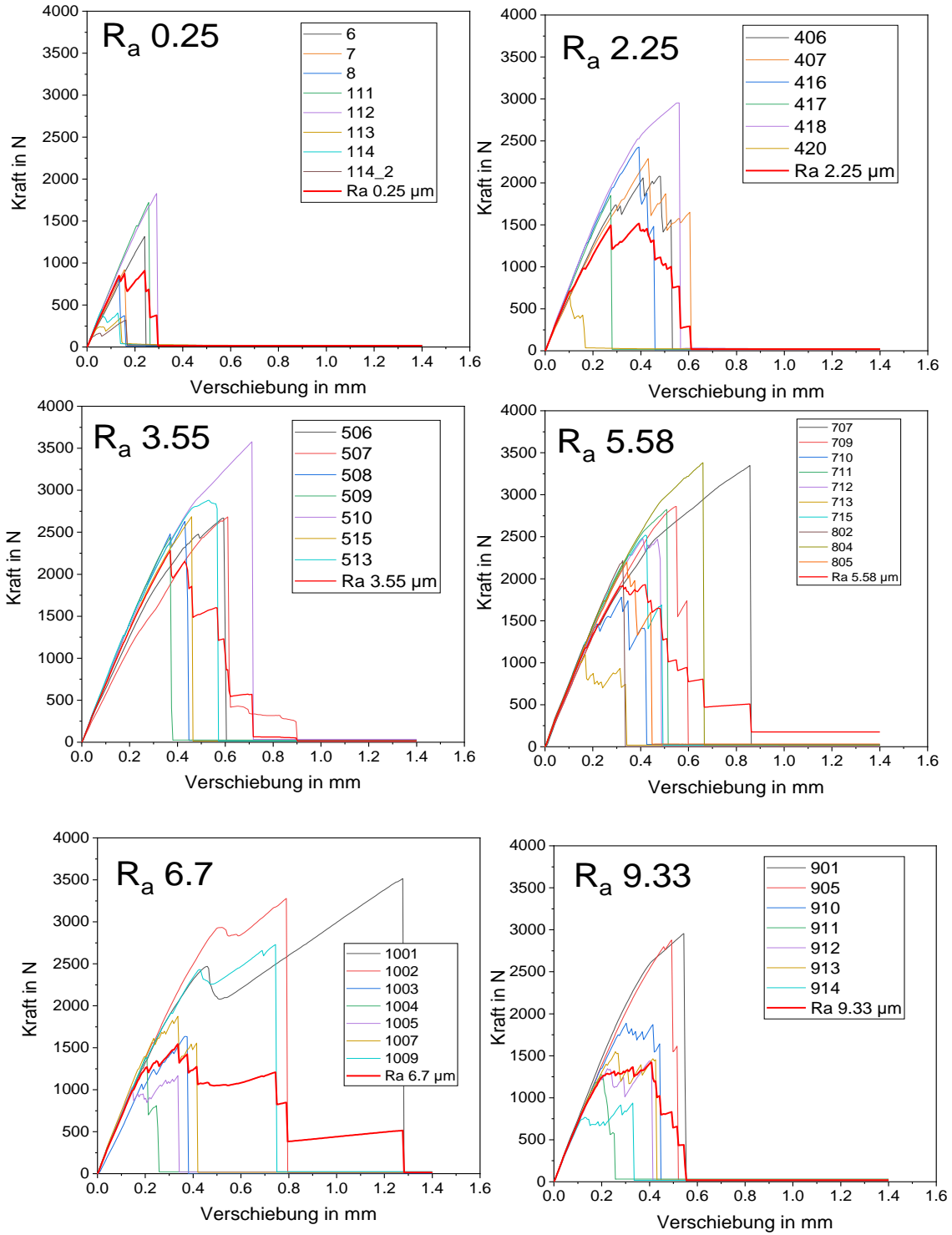


Diagramm A 1: SLJ einzelne Kraft-Weg-Kurven unterschiedlicher Rauheit

A2.2 Mesoskalige Pin-Strukturen

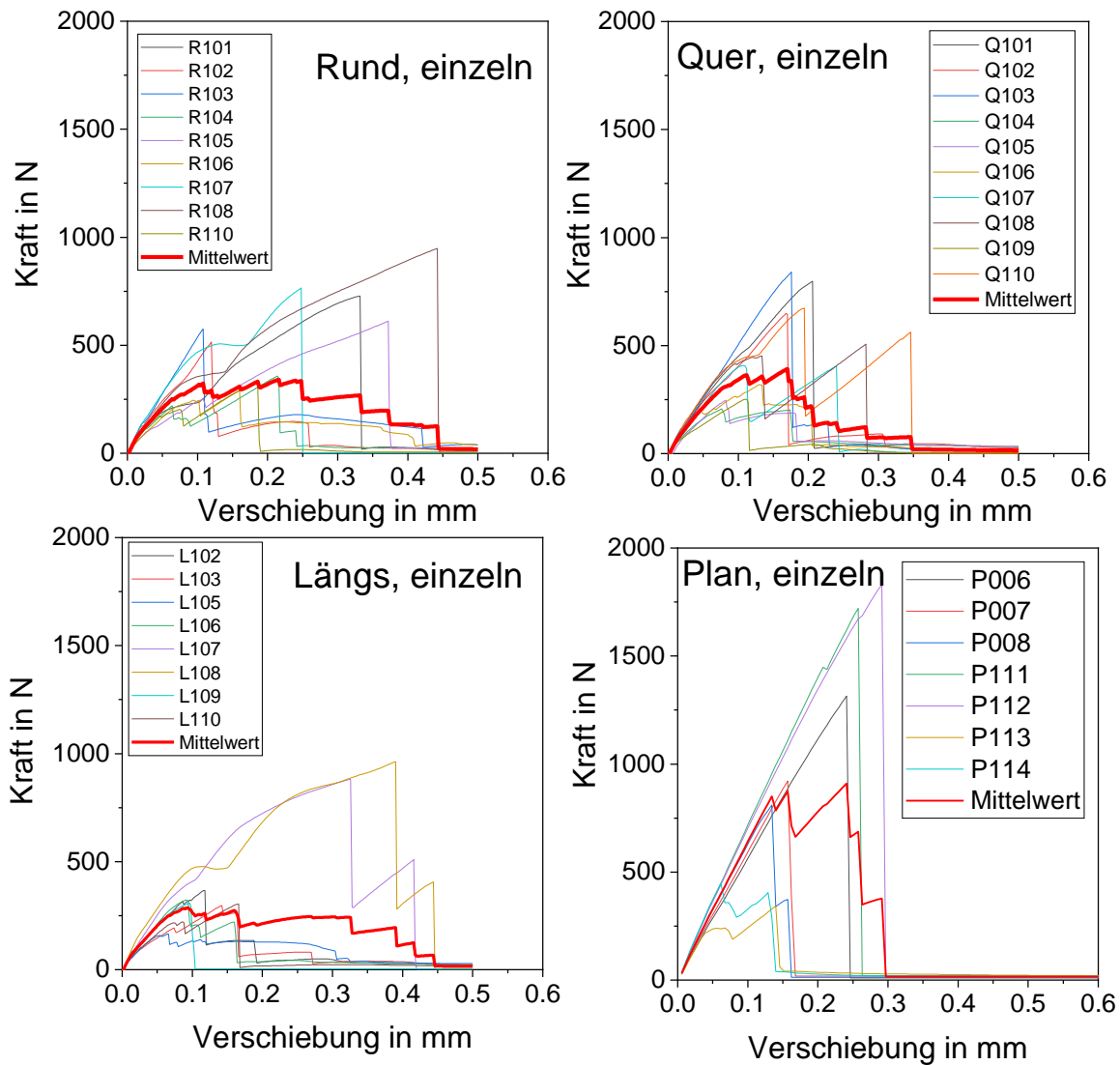


Diagramm A 2: SLJ einzelne Kraft-Weg-Kurven (Rund-, Quer-, Längs-Pins und Plan)

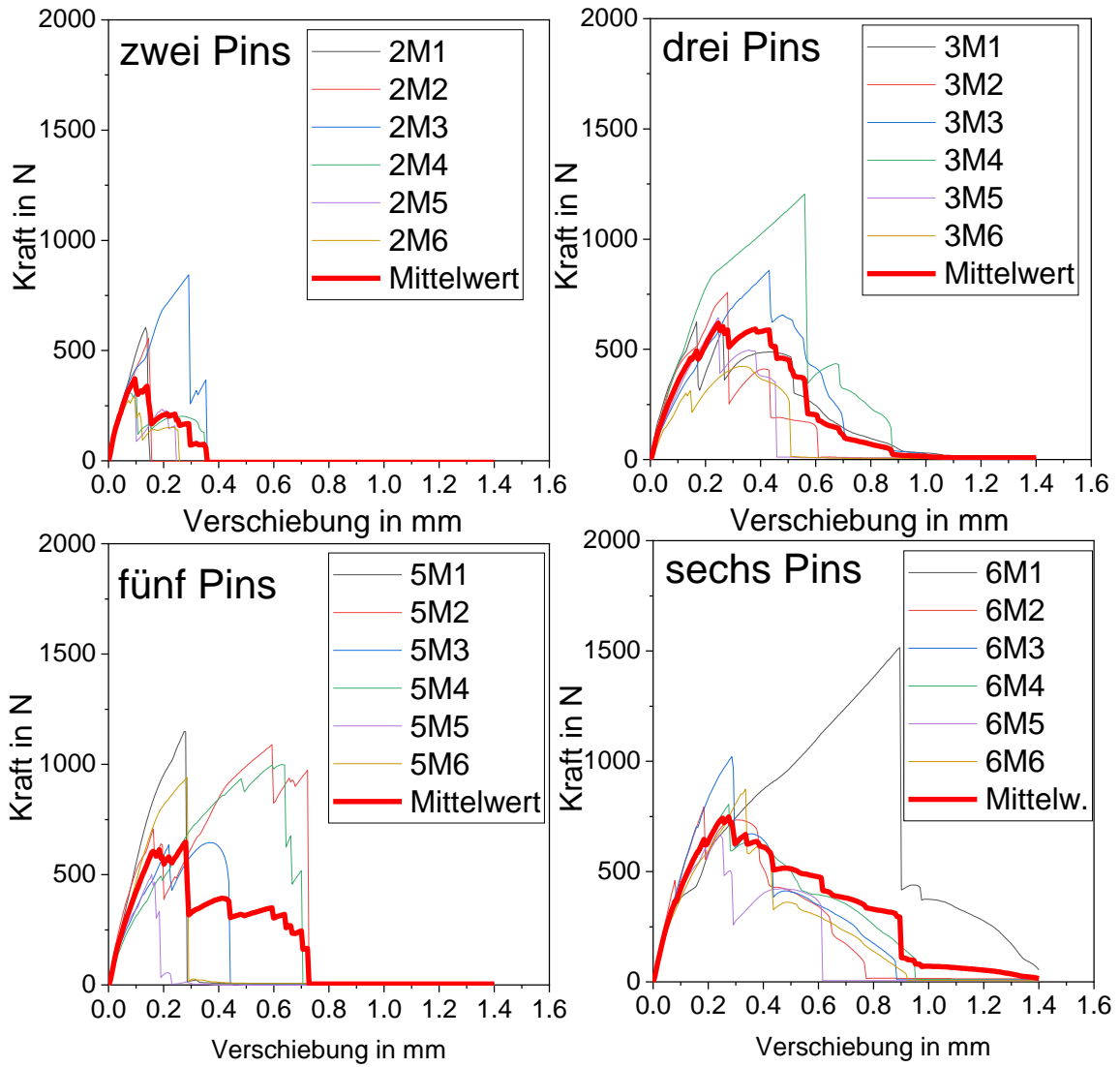


Diagramm A 3:SLJ einzelne Kraft-Weg-Kurven (2, 3, 5, 6 Pins)

A3 Helius PFA Werkstoffdaten

Materialname: Torayca_FT300B-Bresin_CR170-CH150-3
 Einheiten wählen: N/mm/K Werte beim Ändern von Einheiten konvertieren

Fasertyp: LM-Kohlefaser
 Matrixtyp: Duroplast-Polymer

Faservol.-anteil: 0.400
 Dichte: 0.0 kg/mm³

Lagenstärke: 0.0 mm
 Spannungsfreie Temperatur: 0.0 K

Umgebungen: 297.2/Umgebung
[Hinzufügen](#) [Bearbeiten](#)

Materialtypeneigenschaften anwenden

Materialname: Torayca_FT300B-Bresin_CR170-CH150-3
 Einheiten wählen: N/mm/K Werte beim Ändern von Einheiten konvertieren

Fasertyp: LM-Kohlefaser
 Matrixtyp: Duroplast-Polymer

Faservol.-anteil: 0.400
 Dichte: 0.0 kg/mm³

Lagenstärke: 0.0 mm
 Spannungsfreie Temperatur: 0.0 K

Umgebungen: 297.2/Umgebung
[Hinzufügen](#) [Bearbeiten](#)

Materialtypeneigenschaften anwenden

Algemein Konstanten Nichtlinear Ermüdung

Vollständige Bearbeitung für Lagenkonstanten

Elastische Konstanten Lage

E_{11}	2.297E+04	E_{22}	2.297E+04	E_{33}	2917	MPa
ν_{12}	3.981E-02	ν_{13}	0.630	ν_{23}	0.630	
G_{12}	731.8	G_{13}	636.7	G_{23}	636.7	MPa
α_{11}	0.0	α_{22}	0.0	α_{33}	0.0	1/ Δ K

Elastische Konstanten Faser

E_{11}	1.248E+05	E_{22}	1121	E_{33}	1121	MPa
ν_{12}	0.214	ν_{13}	0.214	ν_{23}	0.498	
G_{12}	695.9	G_{13}	695.9	G_{23}	374.1	MPa
α_{11}	0.0	α_{22}	0.0	α_{33}	0.0	1/ Δ K

Elastische Konstanten Matrix

E_{11}	2221	E_{22}	2221	E_{33}	2221	MPa
ν_{12}	0.438	ν_{13}	0.438	ν_{23}	0.438	
G_{12}	772.0	G_{13}	772.0	G_{23}	772.0	MPa
α_{11}	0.0	α_{22}	0.0	α_{33}	0.0	1/ Δ K

Matrixeigenschaften isotropisch halten

Algemein Konstanten Nichtlinear Ermüdung

Gewebter Verbundwerkstoff

Endgültige Lagenstärken

$+S_{11}$	230.0	$+S_{22}$		$+S_{33}$		MPa
$-S_{11}$	-110.0	$-S_{22}$		$-S_{33}$		MPa
S_{12}	24.00	S_{13}		S_{23}		MPa

Gewebeeknstärken

Zugknistärke:	195.5	MPa
Druckknistärke:	-93.50	MPa
Scherknistärke in der Ebene:	14.40	MPa

Gewebegeometrie

Kettfaservolumenanteil:	0.800
Schussgarnvolumenanteil:	0.250
Kettgarnvolumenanteil:	0.250
Matrixerfall:	0.200
Fasererfall:	1.000E-03

Bindung: 1 Symmetrisch

Bild A-1: Screenshots aus der Materialbibliothek von Helius PFA mit den Angaben der Steifigkeits- und Festigkeitsparameter des CFK-Werkstoffs

A4 DLJ einzelne Kraft-Weg-Kurven

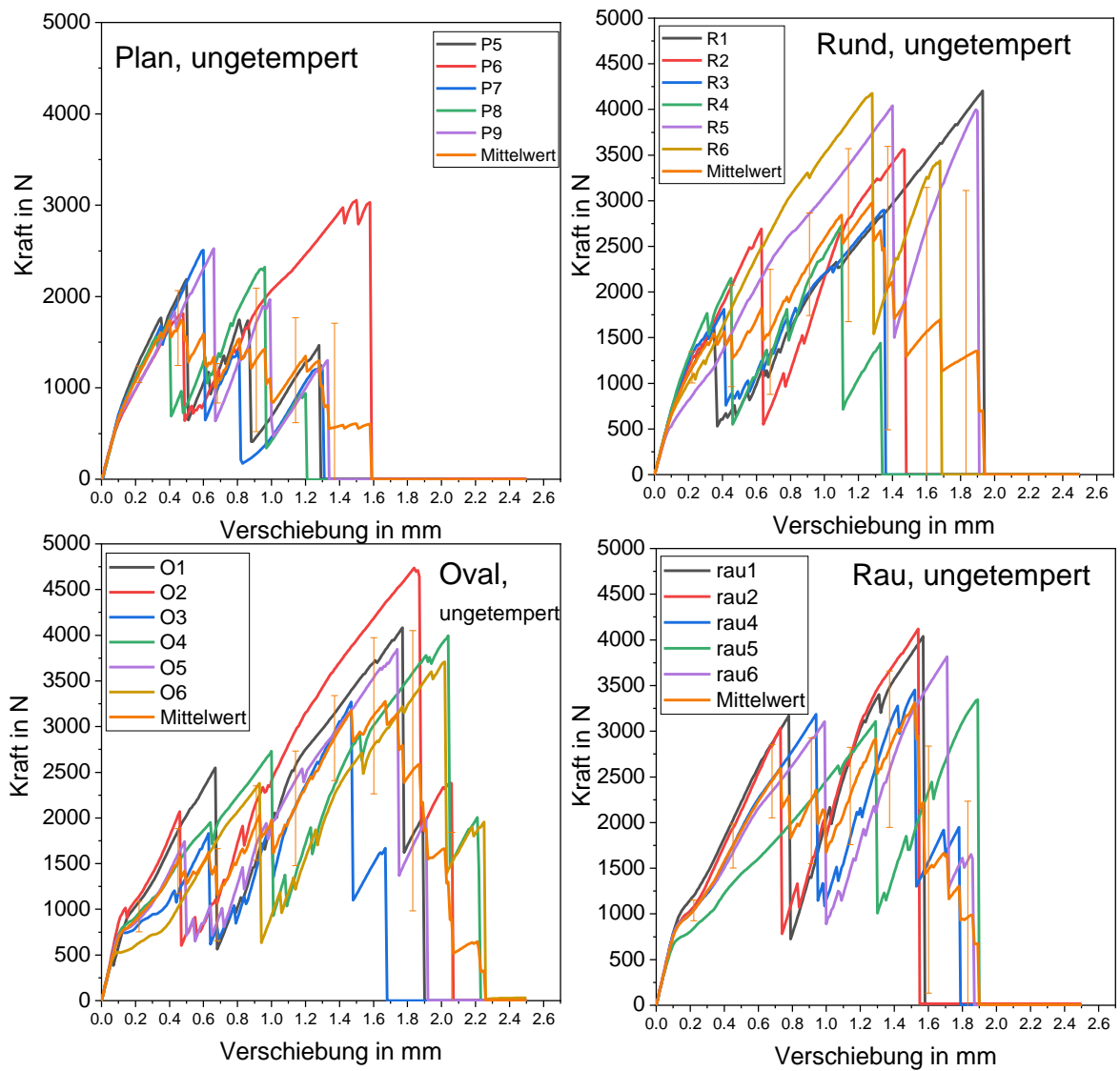


Diagramm A 4: DLJ einzelne Kraft-Weg-Kurven (Plan, Rau, Oval und Rund ungetempert)

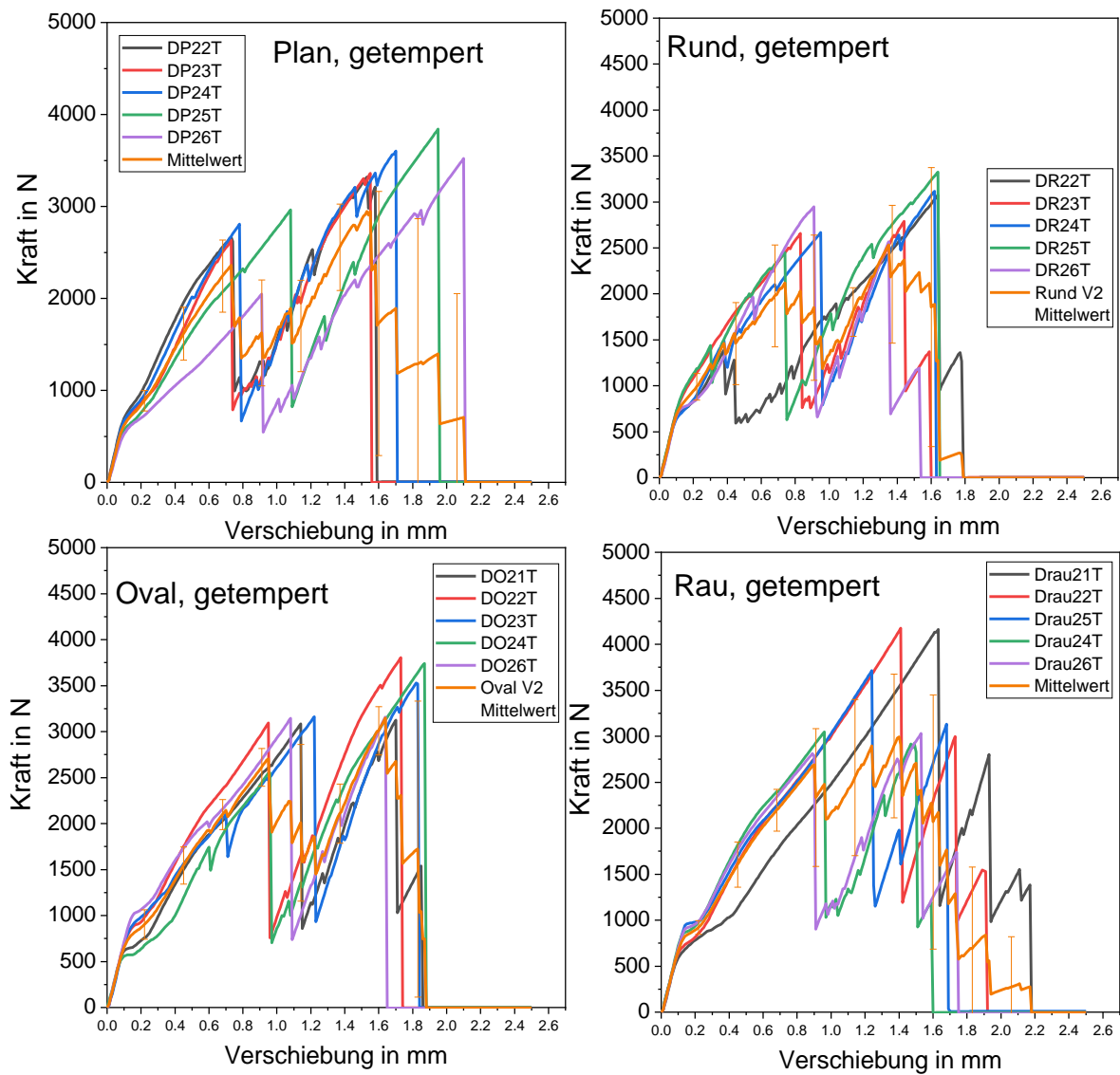


Diagramm A 5: DLJ einzelne Kraft-Weg-Kurven (Plan, Rau, Oval und Rund getempert)

A5 T-Hybrid einzelne Kraft-Weg-Kurven

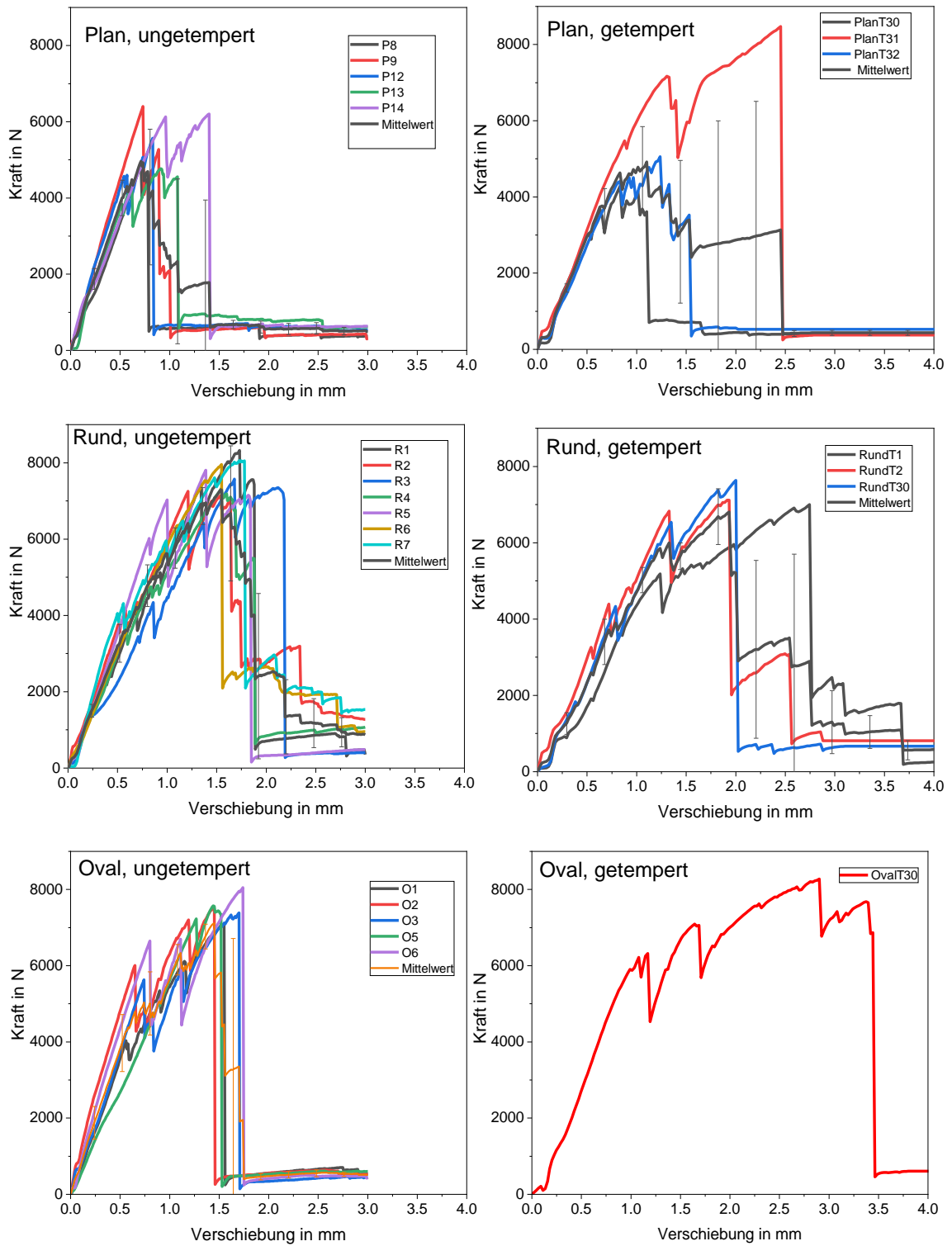


Diagramm A 6: T-Hybrid einzelne Kraft-Weg-Kurven (Plan, Rund und Oval un- und getempert)

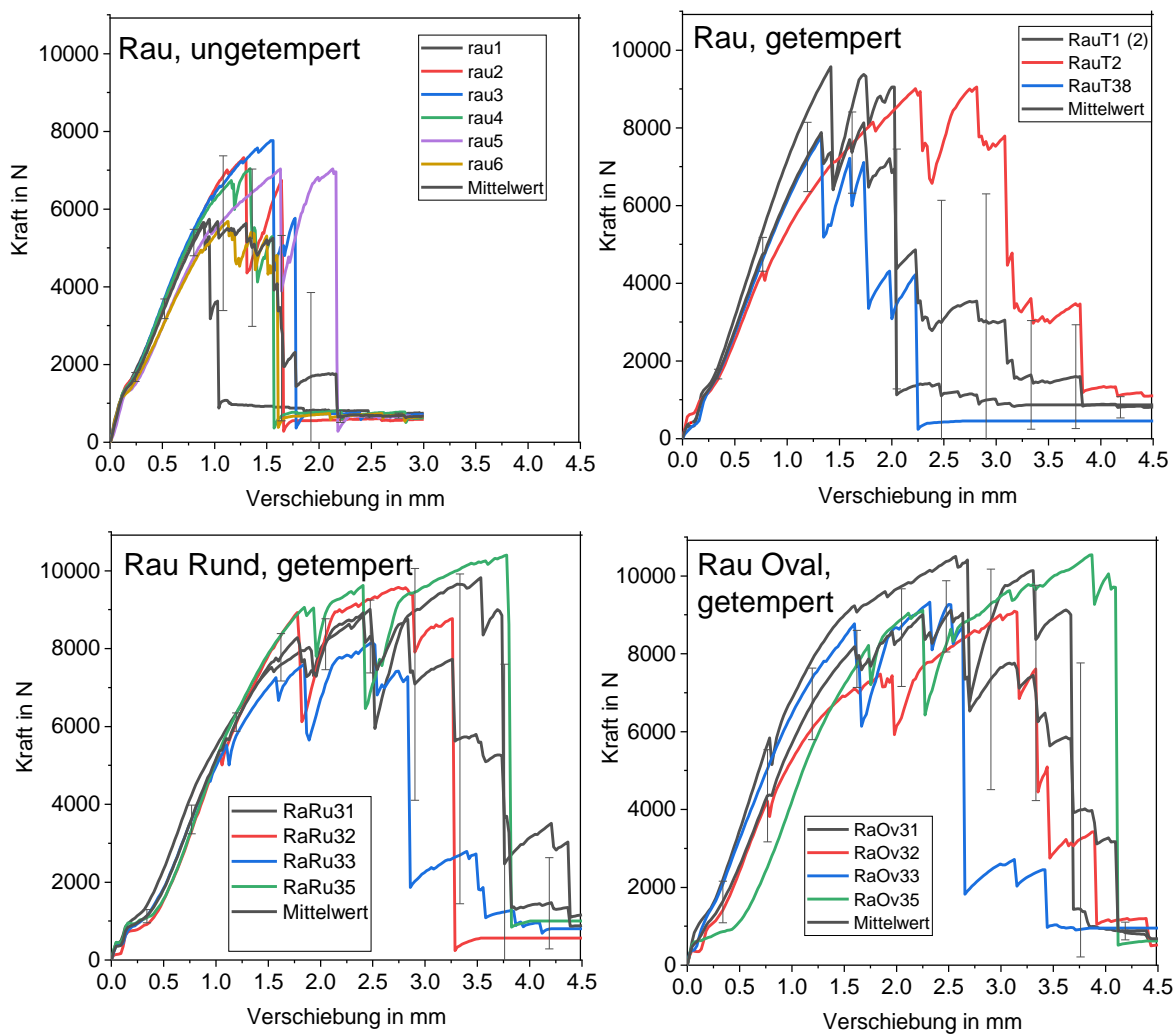


Diagramm A 7: T-Hybrid einzelne Kraft-Weg-Kurven (Rau, Rau-Oval und Rau-Rund getempert)

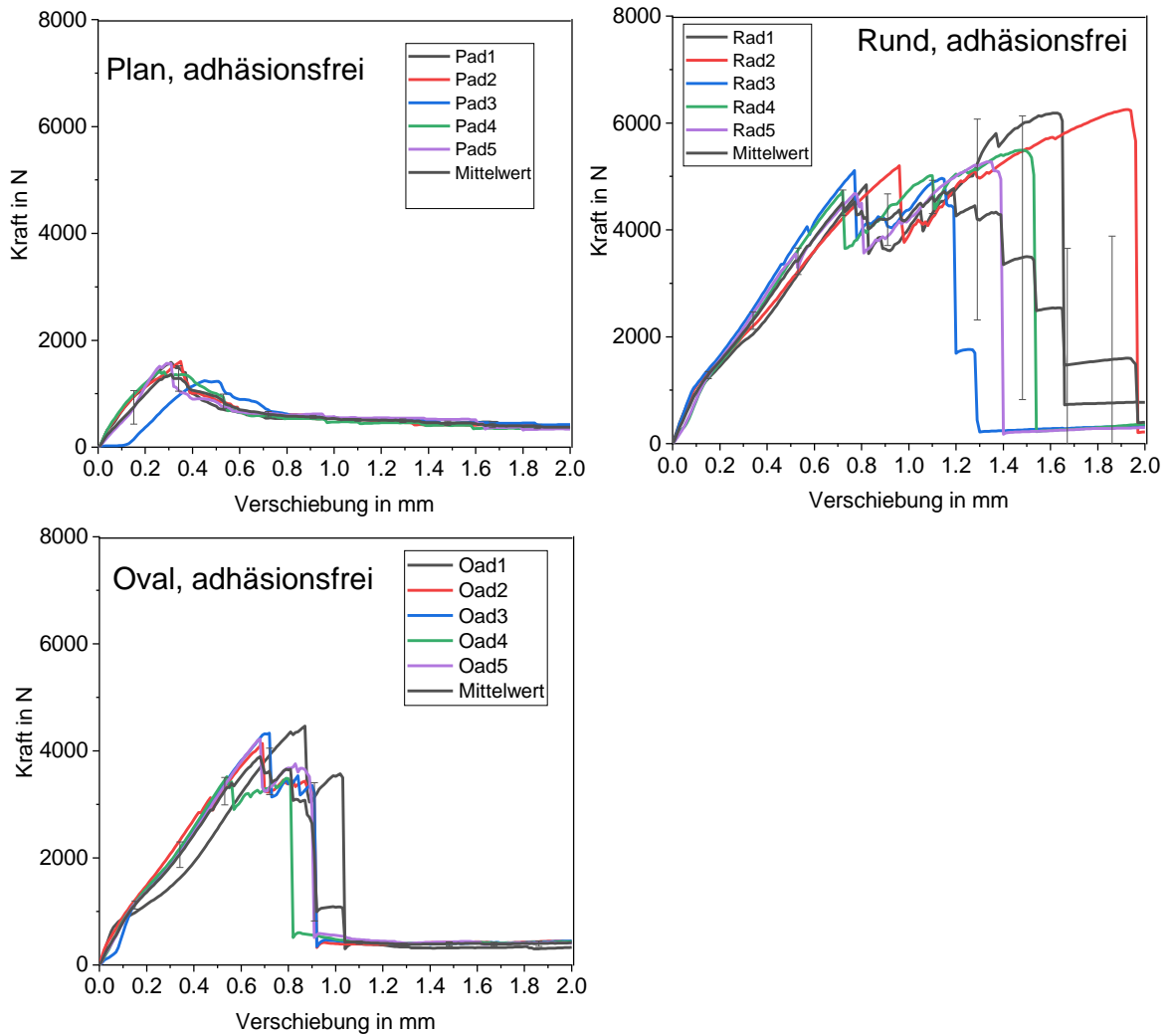
A5.1 Adhäsionsfreie einzelne Kraft-Weg-Kurven

Diagramm A 8: T-Hybrid einzelne Kraft-Weg-Kurven mit schwacher Grenzflächenhaftung (Plan, Oval und Rund ungetempert und adhäsionsfrei)

A5.2 Energieumsetzung aus den Kraft-Weg-Kurven

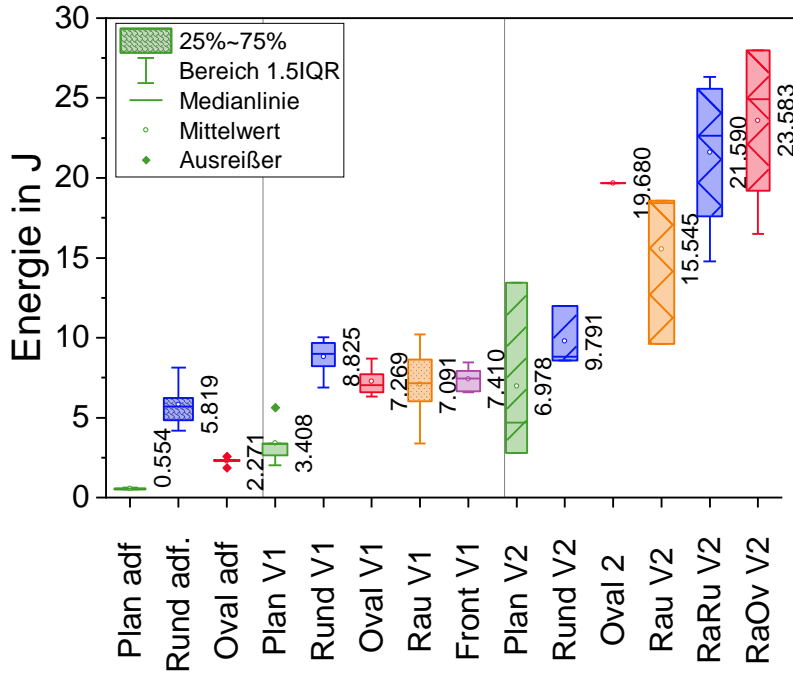


Diagramm A 9: Boxplot der umgesetzten Energie aller T-Hybridproben

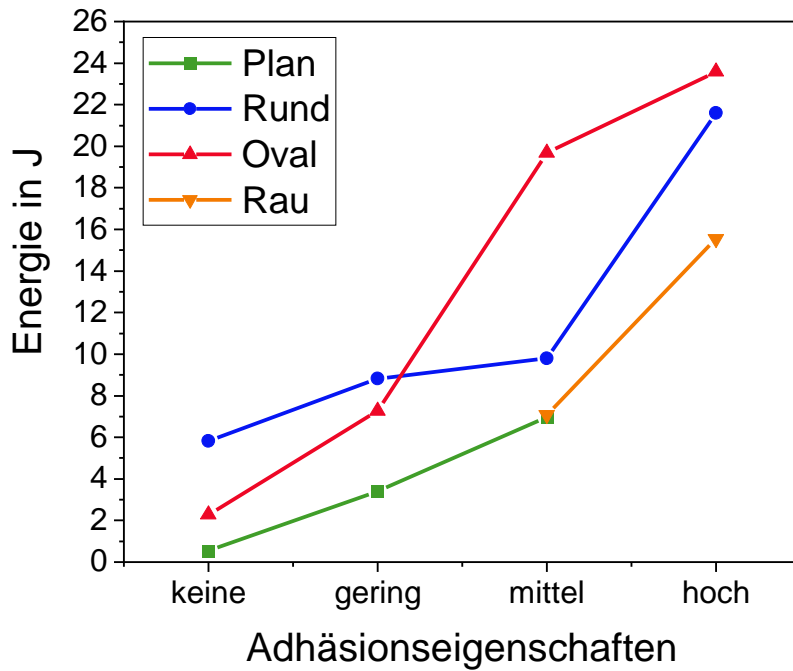


Diagramm A 10: Einfluss der Oberflächengestaltung auf das Energieumsetzungsvermögen in Abhängigkeit von der Adhäsionseigenschaft des Hybridverbundes