

Florentin Pottmeyer

**SCHÄDIGUNGSVERHALTEN VON IN
CFK-LAMINATEN EINGEBETTETEN INSERTS
UNTER BAUTEILNAHEN BEANSPRUCHUNGEN**

SCHRIFTENREIHE DES INSTITUTS
FÜR ANGEWANDTE MATERIALIEN

BAND 72



Scientific
Publishing

Florentin Pottmeyer

**Schädigungsverhalten von in
CFK-Laminaten eingebetteten Inserts
unter bauteilnahen Beanspruchungen**

**Schriftenreihe
des Instituts für Angewandte Materialien
*Band 72***

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
Institut für Angewandte Materialien (IAM)

Eine Übersicht aller bisher in dieser Schriftenreihe erschienenen Bände
finden Sie am Ende des Buches.

Schädigungsverhalten von in CFK-Laminaten eingebetteten Inserts unter bauteilnahen Beanspruchungen

von
Florentin Pottmeyer

Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie
KIT-Fakultät für Maschinenbau

Tag der mündlichen Prüfung: 24. Juli 2017
Referenten: Prof. (apl.) Dr.-Ing. habil. Kay André Weidenmann
Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer

Impressum



Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
KIT Scientific Publishing
Straße am Forum 2
D-76131 Karlsruhe

KIT Scientific Publishing is a registered trademark
of Karlsruhe Institute of Technology.
Reprint using the book cover is not allowed.

www.ksp.kit.edu



*This document – excluding the cover, pictures and graphs – is licensed
under a Creative Commons Attribution-Share Alike 4.0 International License
(CC BY-SA 4.0): <https://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/deed.en>*



*The cover page is licensed under a Creative Commons
Attribution-No Derivatives 4.0 International License (CC BY-ND 4.0):
<https://creativecommons.org/licenses/by-nd/4.0/deed.en>*

Print on Demand 2017 – Gedruckt auf FSC-zertifiziertem Papier

ISSN 2192-9963
ISBN 978-3-7315-0719-2
DOI 10.5445/KSP/1000073687

Schädigungsverhalten von in CFK-Laminaten eingebetteten Inserts unter bauteilnahen Beanspruchungen

zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften

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

genehmigte

Dissertation

von

M. Sc. Florentin Pottmeyer

aus Kenner, USA

Tag der mündlichen Prüfung: 24. Juli 2017

Hauptreferent: Prof. (apl.) Dr.-Ing. habil. Kay André Weidenmann

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Jürgen Fleischer

Kurzfassung

Metallische Krafteinleitungselemente, sogenannte Inserts, stellen ein alternatives Verbindungskonzept dar, um im Kontext des Multi-Material-Designs (endlos-) faserverstärkte Kunststoffe (FVK) mit metall- oder anderen kunststoffbasierten Bauteilen zu verbinden. Je nach Preformingprozess kann eine faserschonende Einbettung der Inserts dazu beitragen, negative Lochleibungseffekte alternativer FVK-Verbindungstechnologien zu vermeiden und dadurch die Festigkeit der Verbindung und das Leichtbaupotential weiter zu steigern. Die vorliegende Arbeit beinhaltet die Untersuchung und der daraus resultierende, systematische Vergleich und Bewertung zweier punktförmiger Insertkonzepte. Diese bestehen aus einer geschweißten Referenz und einer gestaltoptimierten, gedrehten Variante. Zur Gewährleistung der Vergleichbarkeit sind das Gewicht, die eingebettete Insertgrundfläche und das zur Krafteinleitung erforderliche Gewinde identisch. Die Inserts wurden während des Preformingprozesses so in die mittlere Faserhalbzeugebene eingebracht, dass die Fasern lediglich umgelenkt aber nicht zerstört wurden. Die abschließend im Resin-Transfer-Molding (RTM) Prozess gefertigten Proben wurden unter bauteilnahen Beanspruchungen hinsichtlich der erzielbaren Festigkeiten und ihres Schädigungsverhaltens untersucht. Zudem wurde die Schädigungsentwicklung mit Hilfe verschiedener Untersuchungsmethoden detailliert beschrieben und gegenübergestellt. Es stellte sich heraus, dass die optimierte Insertvariante bezüglich der quasistatischen und zyklischen Festigkeit der Referenz deutlich überlegen ist. Letztere bietet vor allem Vorteile hinsichtlich der Schadenstoleranz nach mechanischer oder thermischer Vorschädigung und wies eine deutlich ausgeprägtere Dehnratenabhängigkeit auf. Zudem ist eine für nachfolgende Dimensionierungen wichtige Lebensdauervorhersage aufgrund eines einheitlichen, zyklischen Schädigungsverhaltens möglich.

Abstract

Mechanical fasteners offer the opportunity to allow for an inexpensive, detachable connection of thin-walled carbon fiber reinforced plastics (CFRP) parts to metal- or other plastic-based structures in the context of multi-material design. Commercially available fasteners, like rivets or bolts, are always related to drilling before fastening which leads to inevitable bearing stress concentrations in the laminate. Embedded metal elements, so-called inserts, can also be used to introduce loads into thin-walled CFRP structures and have distinctive benefits. Depending on the preforming process, it is possible to realize connections without drilling of the components – hence fiber continuity can be maintained leading to an increase of strength and lightweight potential. They usually consist of a boundary plate with a welded bushing as investigated in the present work serving as a reference. A second, shape-optimized insert variant manufactured by turning was investigated too. Both insert types are of the same weight, embedded area of the insert's boundary plate and thread to introduce the load. The specimens were finally cured in the resin transfer molding (RTM) process. Therefore, the present work is comprised of a systematic comparison of both insert types under near-application load conditions, whereby the strength as well as the damage behavior were evaluated. Furthermore, the damage evolution in particular under quasistatic loading conditions was investigated by means of different research methods. It turned out that quasistatic and cyclic strength were significantly increased due to the shape-optimization. The benefits of the reference are the damage tolerance after thermal or mechanical predamage and the high strain-rate sensitivity leading to increasing strength. In addition, a lifetime prediction is feasible due to coherent damage behavior under cyclic loading conditions.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	i
Abstract	iii
Abbildungsverzeichnis	ix
Tabellenverzeichnis	xxvii
Abkürzungsverzeichnis	xxix
Vorwort	xxxii
1 Einleitung	1
1.1 Motivation	1
1.2 Zielsetzung	3
2 Kenntnisstand	5
2.1 Definition von (Faser-) Verbundwerkstoffen	5
2.2 Harzinjektionsverfahren	6
2.2.1 Resin Transfer Moulding (RTM)	7
2.3 Möglichkeiten der Lasteinleitung in FVK-Verbunde	8
2.3.1 Übersicht	8
2.3.2 Insertverbindungen	10
2.4 Mechanische Eigenschaften von FVW im Kontext der Hybridisierung mit Inserts	12
2.4.1 Quasistatische Beanspruchungen	12
2.4.2 Dynamische Beanspruchungen	22
2.4.3 Kerbeeinfluss und Spannungsüberhöhung von Inserts	24
2.4.4 Zyklische Beanspruchung	25
2.4.5 Lebensdauerprognosen von Faserverbundwerkstoffen	29
2.5 Experimentelle Techniken zur Bestimmung des Schädigungsverhaltens	32
2.5.1 (In situ-) Computertomographie	32

2.5.2	Schallemissionsanalyse	33
2.6	Finite-Elemente Simulation von FVW	40
3	Probenherstellung und Geometrien	45
3.1	Halbzeug und Insertgeometrien	45
3.2	RTM-Verfahren und Probengeometrien	47
4	Versuchseinrichtungen und Durchführung	51
4.1	Quasistatische Zugbeanspruchung.....	51
4.2	Dynamische Beanspruchung	53
4.2.1	Hochgeschwindigkeitszugversuch.....	53
4.2.2	Vorschädigungsversuch (Impact)	54
4.3	Zyklische Beanspruchung.....	55
4.3.1	Mechanisch zyklische Beanspruchung	55
4.3.2	Thermisch zyklische Beanspruchung	57
4.4	Versuchseinrichtungen und Aufbau zur Bestimmung des Schädigungsverhaltens	58
4.4.1	In situ-CT Prüfvorrichtung	58
4.4.2	Vorrichtung und Aufbau der Schallemissionsanalyse	61
4.4.3	Modell zur Simulation der Insertdeformation	70
5	Ergebnisse	75
5.1	Quasistatische Beanspruchung	75
5.1.1	Referenzinsert.....	75
5.1.2	Optimiertes Insert	76
5.2	Dynamische Versuche	78
5.2.1	Referenzinsert.....	78
5.2.2	Optimiertes Insert	83
5.3	Zyklische Beanspruchung.....	87
5.3.1	Ergebnisse Laststeigerungsversuche	88
5.3.2	Lebensdauerprognose	93
5.3.3	Wöhlerversuche	95
5.4	Restfestigkeitsmessungen	101
5.4.1	Vorschädigung mittels Fallwerk.....	101
5.4.2	Quasistatische Restfestigkeit	106
5.4.3	Zyklische Restfestigkeit	119

5.5	Schädigungsentwicklung	140
5.5.1	In situ-CT Prüfung.....	141
5.5.2	Simulation der Insertdeformation und Validierung	154
5.5.3	Schallemissionsanalyse	162
6	Diskussion.....	175
6.1	Referenzinsert	175
6.1.1	Quasistatische Schädigung	175
6.1.2	Dynamische Schädigung	181
6.1.3	Zyklische Schädigung	183
6.1.4	Lebensdauerprognose und Validierung	187
6.1.5	Vorschädigungseinfluss.....	193
6.2	Optimiertes Insert	199
6.2.1	Quasistatische Schädigung	199
6.2.2	Dynamische Schädigung	202
6.2.3	Zyklische Schädigung	205
6.2.4	Lebensdauerprognose und Validierung	206
6.2.5	Vorschädigungseinfluss.....	208
6.3	Vergleich und Bewertung der Insertvarianten	212
6.3.1	Quasistatische Schädigung	212
6.3.2	Dynamische Schädigung	217
6.3.3	Zyklische Schädigung und Lebensdauerprognose.....	219
6.3.4	Vorschädigungseinfluss.....	221
6.3.5	Tabellarische Zusammenfassung.....	230
7	Zusammenfassung und Ausblick.....	233
8	Literaturverzeichnis	241
8.1	Fremdliteratur	241
8.2	Veröffentlichungen im Rahmen dieser Arbeit	263
8.3	Studentische Arbeiten	264

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2-1:	Prinzipieller Ablauf des RTM-Prozesses [8]	7
Abbildung 2-2:	Typisches Lochleibungsversagen in endlosfaserverstärkten Kunststoffen nach [24; 29]	9
Abbildung 2-3:	bigHead® Insertvarianten	11
Abbildung 2-4:	Insertvariante zur Untersuchung des Einflusses geometrischer Größen [25]	13
Abbildung 2-5:	Schematische Darstellungen der quasistatischen Festigkeitsuntersuchungen zur Ermittlung des versagenskritischen Belastungsfalles [2; 25]	14
Abbildung 2-6:	Vergleich der Maximalkräfte des Auszugversuches der Parameterstudie in Abhängigkeit des Insertdurchmessers, der Laminatdicke (L) und der Insertgrundplattendicke (T) [25]	17
Abbildung 2-7:	Typische Versagensformen der Probekörper in Auszugversuchen unter Variation der Bauteil- parameter [2]	18
Abbildung 2-8:	Geprüfte Probe mit Bolzenverbindung im Auszug- versuch a) Oberseite und b) Unterseite des Laminates ..	19
Abbildung 2-9:	Positionen der zu glättenden Spannungen (1) Insert/Laminatunterseite (2) Spannungen zwischen den Laminatlagen und (3) Spannungen Laminat- oberseite/Insert zur Steigerung der Belastbarkeit unter Zugbeanspruchungen [2]	20
Abbildung 2-10:	Geometrie des Referenzinserts und der optimierten Variante [2]	21

Abbildung 2-11:	Vergleich der Spannungsverteilungen bei einer Zugkraft von 4000 N von a) Referenz mit c) optimiertem Insert der obersten Laminatschicht oberhalb des Inserts und b) Referenz und d) optimiertem Insert zwischen Insert und Laminatunterseite [2].....	21
Abbildung 2-12:	Referenzinsert und optimierte Variante vor a) und b) und nach dem Auszugversuch c) und d) [2]	22
Abbildung 2-13:	Geometrie eines gekerbten Rundstabes nach DIN 743-2 [72].....	25
Abbildung 2-14:	Beispielhafter Verlauf eines transienten Signales mit charakteristischen Größen aus [148] nach [145].....	34
Abbildung 2-15:	Schematische Darstellung des Spannungs-Verschiebungs-Verhaltens mit der Bruchenergie GC [195].....	41
Abbildung 3-1:	Schneidtisch der Firma Cuttec GmbH Typ CT175N [199]	45
Abbildung 3-2:	Exemplarisches Bild und Schnittdarstellung von a) D30H1 (Referenz) und b) optimiertem Insert [200] ..	46
Abbildung 3-3:	Einzelne Preformschritte des D30H1 Inserts [199]	47
Abbildung 3-4:	Einzelne Preformschritte des optimierten Inserts [199].	47
Abbildung 3-5:	CAD-Modell und Bild des RTM-Werkzeuges im eingebauten Zustand [2].....	48
Abbildung 3-6:	Probengeometrie und Bild einer Probe mit einem D30H1 Insert [2; 25].....	49
Abbildung 4-1:	Versuchsaufbau für quasistatischen Auszugversuch [199]	52
Abbildung 4-2:	Quadratische Einspannvorrichtung für Auszugversuche nach [25].....	52
Abbildung 4-3:	Aufbau des Hochgeschwindigkeitszugversuches [201].	53
Abbildung 4-4:	Versuchsaufbau für die Probenvorschädigung mit eingespannter Probe [202]	54

Abbildung 4-5:	Gewindestift für die zyklischen Versuche [199].....	56
Abbildung 4-6:	Versuchsaufbau der zyklischen Versuche [199].....	56
Abbildung 4-7:	Temperaturzyklus der thermischen Belastung [204]	58
Abbildung 4-8:	Skizze und 3D-Modell der in situ-CT Prüfvorrichtung mit eingebauter Probe [205].....	59
Abbildung 4-9:	Aufbau der in situ-CT Prüfvorrichtung innerhalb des CT [205]	60
Abbildung 4-10:	SEA-Sensoren 1 bis 3 angeordnet im Abstand von 60 mm zueinander [207]	61
Abbildung 4-11:	Sensorempfindlichkeitskurve des Breitbandsensors B-1025 [209]	62
Abbildung 4-12:	Induktiver Wegaufnehmer im eingebauten Zustand [207].....	63
Abbildung 4-13:	Prinzipielles Vorgehen des Mustererkennungsverfahrens nach Sause [187].....	64
Abbildung 4-14:	Prinzipielles Vorgehen der Suche nach dem globalen Optimum der Clusteranzahl [187]	69
Abbildung 4-15:	Aufbau des Viertelschnittmodells des Verbundes [205]	70
Abbildung 4-16:	In x, z- Richtung symmetrische Randbedingungen des Modells; axiale (y-) Richtung ist gesperrt [205].....	71
Abbildung 4-17:	Konvergenzstudie zur Ermittlung des Einflusses der Anzahl der Elemente [205]	72
Abbildung 4-18:	Netz des Verbundes mit 4024 C3D20R Elementen [205]	72
Abbildung 5-1:	Ergebnisse des quasistatischen Auszugversuches mit D30H1 Inserts.....	75
Abbildung 5-2:	Bilder einer geprüften Referenzprobe unter quasistatischer Beanspruchung a) und b), c) das Schliffbild zeigt die Deformation der Inserts, d) charakteristische, kreuzförmige Faserrisse (rot) um die Insertbuchse [2; 25; 200; 207]	76

Abbildung 5-3:	Ergebnisse des quasistatischen Auszugversuches mit optimierten Inserts	77
Abbildung 5-4:	Bilder einer geprüften Probe mit optimiertem Insert (a), b) charakteristische, senkrecht angeordnete Faserrisse (rot) [200; 207], c) Schlibfbild mit Faserbruch unterhalb des Inserts (rot gestrichelt) und CFK-Delamination (weißer Pfeil) d) von der Laminatunterseite zur Verdeutlichung der Auswölbung und Faserbrüche	78
Abbildung 5-5:	Zusammenfassung der Dehnratenabhängigkeiten des Referenzinsets [204].....	79
Abbildung 5-6:	Exemplarische Kraft/Weg-Kurven des Referenzinsets mit unterschiedlichen Prüfgeschwindigkeiten	80
Abbildung 5-7:	Post mortem Aufnahme einer mit 0,0025 m/s geprüften Probe mit Referenzinsert [204].....	80
Abbildung 5-8:	Bild einer mit 0,25 m/s geprüften Referenzprobe [201]	81
Abbildung 5-9:	Bild einer mit 15 m/s geprüften Referenzprobe [201] ...	82
Abbildung 5-10:	Vergleich der durchschnittlichen Istgeschwindigkeiten mit den Sollgeschwindigkeiten für die Referenzinsets	83
Abbildung 5-11:	Zusammenfassung der Dehnratenabhängigkeiten des optimierten Inserts [202]	84
Abbildung 5-12:	Kraft/Weg-Verläufe der Prüfungen mit unterschiedlichen Geschwindigkeiten mit optimierten Inserts [202] .	85
Abbildung 5-13:	Schädigungsbilder (Laminatober- und Unterseite) der optimierten Inserts mit einer Prüfgeschwindigkeit von 0,0025 m/s.....	85
Abbildung 5-14:	Schädigungsbilder der optimierten Inserts mit einer Prüfgeschwindigkeit von a) 0,25 m/s und b) 15 m/s.....	86
Abbildung 5-15:	Vergleich der durchschnittlichen Istgeschwindigkeiten mit den Sollgeschwindigkeiten für die optimierten Inserts	87

Abbildung 5-16:	Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer Probe mit Referenzinsert (BiH1_88) – aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude [200].....	90
Abbildung 5-17:	a) mittiger CT Scan einer im Laststeigerungsversuch versagten Probe mit Referenzinsert und b) Scan an markierter Position in a) [200].....	90
Abbildung 5-18:	REM-Aufnahme einer Gewindebuchse einer im Laststeigerungsversuch versagten Referenzprobe zur Visualisierung a) des Gewaltbruchs (Wabenbruch), b) der gesamten Gewindebuchse mit Grundplatte und c) des stabilen Risswachstums (Schwingstreifen – weißer Pfeil) [199].....	91
Abbildung 5-19:	Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer Probe mit optimiertem Insert (BiOpt_36) [200] - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude	92
Abbildung 5-20:	a) Versagensbild einer im Laststeigerungsversuch geprüften Probe mit optimiertem Insert und einseitigem Herausziehen des Inserts [200]; b) Versagensbild der Laminatunterseite mit Faserbruch (roter Kreis).....	93
Abbildung 5-21:	ZSD der D30H1 Proben aus den Laststeigerungsversuchen – die fünf geprüften Proben sind mit einer jeweils unterschiedlichen Farbe markiert	94
Abbildung 5-22:	ZSD der optimierten Insertvariante aus den Laststeigerungsversuchen – die fünf geprüften Proben sind mit einer jeweils unterschiedlichen Farbe markiert.....	95
Abbildung 5-23:	Ergebnisse der D30H1 Inserts im Einstufenversuch.....	97
Abbildung 5-24:	CT Scan eines Durchläufers mit D30H1 Insert ohne erkennbare Schädigung [200]	97
Abbildung 5-26:	Ergebnisse der optimierten Inserts im Einstufenversuch mit unterschiedlichen Versagensmechanismen	99

Abbildung 5-27:	CT Scan des Durchläufers mit optimierten Insert $F_{max} = 3696 N$ zur Visualisierung der Delamination (rot) [200].....	99
Abbildung 5-28:	CT Scan des Durchläufers mit optimierten Insert mit $F_{max} = 4262 N$ zur Visualisierung der CFK- Delamination (rot) [200].....	100
Abbildung 5-29:	Versagte Probe mit optimierten Insert im Wöhler- versuch mit $F_{max} = 4990 N$ [199].....	100
Abbildung 5-30:	CT Scan einer mit $F_{max} = 4990 N$ geprüften Probe mit optimiertem Insert mit Insertbuchsen- versagen zur Visualisierung der a) CFK-Delamination (rot) und Faserbruch im Laminat unterhalb des Inserts (weißer Pfeil) und b) des Bruches im äußeren Insertrandbereich.....	100
Abbildung 5-31:	Bilder der Laminatunterseite der vorgeschädigten Referenzproben mit Indentordurchmesser (rot) in Abhängigkeit der Impactenergie.....	102
Abbildung 5-32:	CT Scans der Referenzinserts nach der Vorschädigung zur Visualisierung de Faserbrüche (1), CFK-Delami- nation (2) und Laminatbruch (rot) [204].....	103
Abbildung 5-33:	Bild einer mit 12 J beaufschlagten Probe mit optimier- tem Insert – durch das herausgeschlagene Insert war eine nachfolgende Prüfung nicht mehr möglich	104
Abbildung 5-34:	Bild einer mit 16 J beaufschlagten Probe mit optimier- tem Insert – durch das herausgeschlagene Insert war eine nachfolgende Prüfung nicht mehr möglich	104
Abbildung 5-35:	Bilder der Laminatunterseite der a) mit 6 J und b) mit 9 J vorgeschädigten optimierten Proben mit Indentordurchmesser (rot) zur Visualisierung der Schädigung (weißer Pfeil)	105
Abbildung 5-36:	CT Scans der optimierten Variante zur Visualisierung der CFK-Delamination im Randbereich (weiße Pfeile) nach a) 6 J und b) 9 J Vorschädigung [200]	106

Abbildung 5-37:	Übersicht der Restfestigkeit nach Impact für Referenzinserts [204]	107
Abbildung 5-38:	Exemplarische Kraft/Weg-Kurven der Referenzinserts nach Vorschädigung durch Impact	108
Abbildung 5-39:	Auswertung der Steifigkeiten $\delta F \delta s$ in Abhängigkeit des Weges s der Referenzinserts nach Vorschädigung durch Impact	109
Abbildung 5-40:	Schädigungsbilder nach der Restfestigkeitsprüfung der Referenzinserts nach a) 6 J, b) 9 J, c) 12 J und d) 16 J [201].....	109
Abbildung 5-41:	Übersicht der Restfestigkeit nach Impact für optimierte Inserts [202].....	110
Abbildung 5-42:	Exemplarische Kraft/Weg-Verläufe nach Vorschädigung der optimierten Inserts [202]	111
Abbildung 5-43:	Schädigungsbilder der mit 6 J und 9 J vorgeschädigten Proben charakterisiert durch einseitiges Herausziehen des Inserts verbunden mit senkrecht angeordneten Faserbrüchen.....	111
Abbildung 5-44:	Auswertung der Steifigkeiten $\delta F \delta s$ in Abhängigkeit des Weges s der optimierten Inserts nach Vorschädigung durch Impact.....	112
Abbildung 5-45:	Zusammenfassung der quasistatischen Restfestigkeit der Referenzinserts nach thermischer Zyklisierung [204]	113
Abbildung 5-46:	Exemplarische Darstellung der Kraft/Weg-Verläufe der Referenzinserts nach unterschiedlicher Anzahl an thermischen Zyklen.....	114
Abbildung 5-47:	Exemplarische Schädigungsbilder des Referenzinserts nach a) 10, b) 100 und c) 1000 thermischen Zyklen [201]	114

Abbildung 5-48: Auswertung der Steifigkeiten $\delta F \delta s$ in Abhängigkeit des Weges s der Referenzinsets nach Vorschädigung durch thermische Zyklisierung 115

Abbildung 5-49: Zusammenfassung der quasistatischen Restfestigkeit der optimierten Inserts nach thermischer Zyklisierung .. 116

Abbildung 5-50: Exemplarische Darstellung der Kraft/Weg-Verläufe der optimierten Inserts nach unterschiedlicher Anzahl an thermischen Zyklen..... 117

Abbildung 5-51: Auswertung der Steifigkeiten $\delta F \delta s$ in Abhängigkeit des Weges s der optimierten Inserts nach Vorschädigung durch thermische Zyklisierung..... 118

Abbildung 5-52: Schädigungsbilder der optimierten Inserts nach a) und b) 10 (Laminatunterseite rot eingekreist) c) 100 und d) 1000 thermischen Zyklen 119

Abbildung 5-53: Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer mit 6 J vorgeschädigten D30H1 Probe (BiH1_121) [199] - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude 120

Abbildung 5-54: Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer mit 9 J vorgeschädigten D30H1 Probe (BiH1_108) [199] - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude 121

Abbildung 5-55: Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer mit 12 J vorgeschädigten D30H1 Probe (BiH1_23) [199] - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude 121

Abbildung 5-56: Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer mit 16 J vorgeschädigten D30H1 Probe (BiH1_66) [199] - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude 122

Abbildung 5-57: Gemittelte Bruchlastspielzahlen der vorgeschädigten Referenzproben im Laststeigerungsversuch mit den dazugehörigen Laststufen [199]..... 123

Abbildung 5-58:	Schädigungsbild einer geprüften D30H1 Probe mit 6 J Vorschädigung charakterisiert durch Ermüdung der Insertgewindebuchse [199].....	124
Abbildung 5-59:	Schädigungsbild einer geprüften D30H1 Probe mit 9 J Vorschädigung charakterisiert durch teilweise Versagen der Insertgewindebuchse und Herausziehen des Inserts [200].....	124
Abbildung 5-60:	Schadensbilder einer geprüften, mit 12 J vorgeschädigten D30H1 Probe zur Veranschaulichung von Mischbruch (oben) und Herausziehen des Inserts verbunden mit plastischer Deformation (unten) [199].	125
Abbildung 5-61:	Bild einer mit 16 J vorgeschädigten geprüften D30H1 Probe charakterisiert durch Herausziehen des Inserts [199].....	126
Abbildung 5-62:	Vergleich der oberen Kolbentotpunkte s im zweiten Last-niveau in Abhängigkeit der mechanischen Vorschädigung in Laststeigerungsversuchen der Referenzinserts	127
Abbildung 5-63:	Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer mit 6 J vorgeschädigten optimierten Probe (BiOpt_29) [199] - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude	128
Abbildung 5-64:	Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer mit 9 J vorgeschädigten optimierten Probe (BiOpt_9) [199]- aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude	128
Abbildung 5-65:	Gemittelte Bruchlastspielzahlen der vorgeschädigten, optimierten Proben mit den dazugehörigen Laststufen [199]	129
Abbildung 5-66:	Exemplarisches Schädigungsbild der optimierten Inserts nach 6 J Vorschädigung [199]; Schädigung auf der Laminatunterseite ist rot eingekreist	130

Abbildung 5-67:	Exemplarisches Schädigungsbild der optimierten Inserts nach 9 J Vorschädigung [199]; Schädigung auf der Laminatunterseite ist rot eingekreist.....	130
Abbildung 5-68:	Vergleich der oberen Kolbentotpunkte s im zweiten Last-niveau in Abhängigkeit der mechanischen Vorschädigung in Laststeigerungsversuchen der optimierten Inserts	131
Abbildung 5-69:	Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer mit 10 thermischen Zyklen (TZ10) vorgeschädigten Referenz-probe (BiH1_227) - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude	132
Abbildung 5-70:	Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer mit 100 thermischen Zyklen (TZ100) vorgeschädigten Referenzprobe (BiH1_223) - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude	132
Abbildung 5-71:	Schädigungsbilder nach Vorschädigung mit 10 thermischen Zyklen und anschließendem Laststeigerungsversuch der Referenz a) Versagen der Insertgewindebuchse b) Versagendurch Insertablösung und teilweise Versagen der Insertgrundplatte (roter Pfeil)	133
Abbildung 5-72:	Schädigungsbilder nach Vorschädigung mit 100 thermischen Zyklen und anschließendem Laststeigerungsversuch der Referenz; der rote Pfeil veranschaulicht das teilweise Versagen der Insertgrundplatte	134
Abbildung 5-73:	Zusammenfassung der Laststeigerungsversuche nach thermischer Vorschädigung für das Referenz-insert nach unterschiedlicher Anzahl thermischer Zyklen (TZ)	135

Abbildung 5-74:	Vergleich der oberen Kolbentotpunkte s im zweiten Lastniveau in Abhängigkeit der thermischen Vorschädigung (TZ) in Laststeigerungsversuchen der Referenzinsets	136
Abbildung 5-75:	Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer mit 10 thermischen Zyklen (TZ10) vorgeschädigten optimierten Probe (BiOpt_122) - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude	137
Abbildung 5-76:	Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer mit 100 thermischen Zyklen (TZ100) vorgeschädigten optimierten Probe (BiOpt_125) - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude	137
Abbildung 5-77:	a) Schädigungsbild einer optimierten Probe nach 10 thermischen Zyklen b) Schädigung der Laminatunterseite innerhalb des roten Kreises	138
Abbildung 5-78:	Schädigungsbild einer optimierten Probe nach 100 thermischen Zyklen mit Versagen durch CFK-Delamination und Herausziehen des Inserts	139
Abbildung 5-79:	Zusammenfassung der Laststeigerungsversuche nach thermischer Zyklisierung für die optimierten Inserts in Abhängigkeit der Anzahl der thermischen Zyklen (TZ)	139
Abbildung 5-80:	Vergleich der oberen Kolbentotpunkte s im zweiten Lastniveau in Abhängigkeit der thermischen Vorschädigung (TZ) in Laststeigerungsversuchen der optimierten Inserts	140
Abbildung 5-81:	Kraft/Weg-Verlauf der in situ-CT Prüfung des D30H1 Inserts [205]	142
Abbildung 5-82:	CT Scans der Haltepunkte 1 und 2 des Referenzinsets mit leichter Insertdeformation an Haltepunkt 2 [205]..	143

Abbildung 5-83: CT Scan des Haltepunktes 3 des Referenzinserts
a) Schnittdarstellung b) Draufsicht zur Visualisierung
des Faserbruches um die Insertbuchse c) post mortem
Schädigungsbild mit dem dazugehörigen Faserbruch (rot)
d) Exzentrischer Schnitt von a) zur Veranschaulichung
des Faserbruches (rot)..... 143

Abbildung 5-84: CT Scan des Haltepunktes 4 des Referenzinserts
a) Schnittdarstellung b) zur besseren Visualisierung
sind die Grenzen des unteren Laminates aus a) weiß
gekennzeichnet und der Beginn der Insertablösung
grün dargestellt [205] c) Draufsicht zur Visualisierung
des Faserbruches um die Insertbuchse (rot)
d) Exzentrischer Schnitt von a) zur Veranschaulichung
des Faserbruches (rot)..... 144

Abbildung 5-85: CT Scan des Haltepunktes 4 des Referenzinserts zur
Veranschaulichung der Faserbrüche (schwarzer Pfeil)
a) 3D Ansicht des CT Scans
b) post mortem Aufnahme 145

Abbildung 5-86: CT Scan des Haltepunktes 5 des Referenzinserts
a) Schnittdarstellung b) zur besseren Visualisierung
sind die Grenzen des unteren Laminates aus a) weiß
gekennzeichnet [205] c) Draufsicht zur Visualisierung
des Faserbruches um die Insertbuchse (rot) d) Exzen-
trischer Schnitt von a) zur Veranschaulichung des
Faserbruches (rot)..... 146

Abbildung 5-87: CT Scan des Haltepunktes 5 des Referenzinserts zur
Veranschaulichung der fortgeschrittenen Faserbrüche
(schwarzer Pfeil) im Vergleich zu den an Haltepunkt 4
vorhandenen Faserrissen (schwarz gestrichelter Pfeil)
a) 3D Ansicht des CT Scans
b) post mortem Aufnahme 146

Abbildung 5-88:	CT Scan des Haltepunktes 6 des Referenzinsets a) Schnittdarstellung und Veranschaulichung des eingetretenen Risses zwischen Insert und Laminat- oberseite (weißer Pfeil) [205] b) Draufsicht zur Visualisierung der kreuzförmig angeordneten Faserbrüche um die Insertbuchse (rot) ..	147
Abbildung 5-89:	CT Scan des Haltepunktes 6 des Referenzinsets zur Veranschaulichung der kreuzförmig angeordneten Faserbrüche a) bzw. c) 3D Ansicht des CT Scans mit eingezeichneten Faserbrüchen (schwarze Pfeile) im Vergleich zur jeweiligen Ansicht der post mortem Aufnahme aus b) bzw. d) mit den bereits vorher ent- standenen Faserbrüchen (schwarz gestrichelte Pfeile).	148
Abbildung 5-90:	CT Scans der Haltepunkte 7, 8 und 9 des Referenz- insets mit an Haltepunkt 8 entstandener CFK-Delamination (rot) [205].....	149
Abbildung 5-91:	Kraft/Weg-Verlauf der optimierten Insertvariante im in situ-CT Versuch [207]	150
Abbildung 5-92:	CT Scan der optimierten Variante im Haltepunkt 1 a) Schnittdarstellung b) Exzentrischer Schnitt von a) zur besseren Darstellung von CFK-Delamination und Faserbruch (weißer Pfeil) c) Bild der noch unter Last stehenden Probe zur Veranschaulichung der Auswölbung auf der Unterseite des Laminates (schwarzer Pfeil) [207]	151
Abbildung 5-93:	CT Scan der optimierten Variante im Haltepunkt 2 a) Schnittdarstellung b) Exzentrischer Schnitt von a) zur besseren Visualisierung des abgelösten Insets und des Risses innerhalb des Laminates (weißer Pfeil) c) Riss- bildung auf der Laminatunterseite [207].....	152
Abbildung 5-94:	CT Scan der optimierten Variante im Haltepunkt 3 a) Schnittdarstellung b) und c) Exzentrischer Schnitt von a) [207].....	153

Abbildung 5-95:	CT Scan der optimierten Variante im Haltepunkt 3 a) überbelichtete Schnittdarstellung zur Visualisierung der CFK-Delamination und des Faserbruches unterhalb des Inserts (weißer Pfeil) b) post mortem Schädigungsbild c) Rissbildung auf der Laminatunterseite (weißer Pfeil) [207].....	153
Abbildung 5-96:	Vergleich der simulativen und experimentell bestimmten Zugversuche des a) Stahls (1.4301) und b) des CFK-Biaxialgeleges [205].....	155
Abbildung 5-97:	Vergleich der simulativen und experimentellen bestimmten Auszugversuche des gesamten Verbundes unter Verwendung von tie-Verbindungen [205].....	155
Abbildung 5-98:	Vergleich des simulativen und experimentellen Kraft/Weg-Verlaufes mit CB [205]	156
Abbildung 5-99:	Verschiebungen U der Simulation des Inserts im Auszugversuch an den Haltepunkten 1 bis 4 [205].....	157
Abbildung 5-100:	Vorhersage der Insertdeformation mit Hilfe der Simulation von Haltepunkt 1 bis 4.....	158
Abbildung 5-101:	Beispielhafte Darstellung der Auswertung der Insertdeformation mittels MATLAB® an einer unbelasteten und belasteten Probe [205].....	159
Abbildung 5-102:	Entwicklung der Insertdeformation in MATLAB® - die rote Linie symbolisiert den extrahierte Deformationsweg [205]	159
Abbildung 5-103:	Experimentell bestimmte Verformungswege [205]	160
Abbildung 5-104:	Validierung der Simulation anhand der Verformungswege [205]	161
Abbildung 5-105:	Vergleich des Haltepunktes 4 zur Darstellung der beginnenden Insertablösung (schwarz eingekreist) [205].....	161

Abbildung 5-106: Kraft/Weg-Verlauf und RMS Signal des Referenz- inserts – gestrichelte Linien symbolisieren die ausgewerteten Haltepunkte [207]	163
Abbildung 5-107: Lokalisierte Hits (rot) der Punkte 1 bis 4 des Referenzinserts – Sensorpositionen sind blau markiert [207]	164
Abbildung 5-108: Schädigungsbild der Probe mit Referenzinsert nach Anwendung der Schallemission. Rot eingekreist sind die charakteristischen kreuz- förmigen Faserbrüche [207].....	165
Abbildung 5-109: Histogramme der zentrierten Frequenzen der lokalisierten Hits der Punkte a) 1, b) 2, c) 3 und d) 4 des Referenzinserts [207]	166
Abbildung 5-110: Kraft/Weg-Verlauf und RMS Signal des optimierten Inserts – Gestrichelte Linien symbo- lisieren die auszuwertenden Haltepunkte [207]	167
Abbildung 5-111: Lokalisierte Hits (rot) der Punkte 1 bis 4 des optimierten Inserts – Sensorpositionen sind blau markiert [207]	168
Abbildung 5-112: Post mortem Schädigungsbild der optimierten Insertvariante mit charakteristischen, senkrecht angeordneten Faserrissen (rot) im Randbereich und einseitigem Herausziehen des Inserts [207].....	169
Abbildung 5-113: Histogramme der zentrierten Frequenzen der lokalisierten Hits der Punkte a) 1, b) 2, c) 3 und d) 4 der optimierten Insertvariante [207]	169
Abbildung 5-114: Clusterung des SEA-Datensatzes mit Referenzinsert anhand der optimalen Parameterauswahl.....	170
Abbildung 5-115: Clusterung des SEA-Datensatzes mit optimiertem Insert anhand der optimalen Parameterauswahl.....	171
Abbildung 5-116: Verlauf des induktiven Wegaufnehmers des D30H1 Inserts [207]	172

Abbildung 5-117:	Verlauf des induktiven Wegaufnehmers des optimierten Inserts [207].....	173
Abbildung 6-1:	Relative, kumulierte Energie der Cluster 1 und Cluster 2 des Referenzinserts.....	178
Abbildung 6-2:	Vergleich der Verformung der Referenzinserts bei einer Auszugsgeschwindigkeit von a) 0,25 m/s und b) 15 m/s	182
Abbildung 6-3:	Vergleich der Verformung der Referenzinserts bei einer Auszugsgeschwindigkeit von 0,25 und 15 m/s ...	182
Abbildung 6-4:	Schliffbild eines geschweißten D30H1 Inserts mit markierten Positionen der Härtemessung im Übergangsbereich Gewindebuchse/Grundplatte (1) und äußerer Rand der Grundplatte (2)	184
Abbildung 6-5:	Ergebnisse der Härtemessungen der geschweißten und gedrehten Insertvariante im Übergangsbereich Gewindebuchse/Grundplatte (1) und im äußeren Rand der Gewindebuchse (2).....	184
Abbildung 6-6:	Vergleich der Referenzinserts in a) geschweißter und b) gedrehter Ausführung	185
Abbildung 6-7:	Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer gedrehten Referenzprobe (Dreh_3) - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude	185
Abbildung 6-8:	Exemplarisches Versagensbild des Referenzinserts nach einem Laststeigerungsversuch a) in gedrehter und b) in geschweißter Ausführung	186
Abbildung 6-9:	Vergleich der quasistatischen Auszugskraft mit geschweißtem Referenzinsert und im Laststeigerungsversuch geprüfte geschweißte und gedrehte Inserts.....	187
Abbildung 6-10:	Wöhlerdiagramm der Versuche und der dazugehörigen Lebensdauerprognose des Referenzinserts.....	188

Abbildung 6-11:	Lichtmikroskopaufnahme des Übergangs Gewindebuchse/Grundplatte des Referenzinsets zur Vermessung des Kerbradius‘ (roter Kreis) [199].....	189
Abbildung 6-12:	Lebensdauerprognose für D30H1 Insetts mit und ohne Berücksichtigung der Kerbe – eingetragen ist außerdem die Trendlinie der Versuchsdaten.....	191
Abbildung 6-13:	Entwicklung der Normalspannungen in Auszugrichtung (S22) im Kerbgrund in Abhängigkeit der Zeitschritte 1 bis 4	192
Abbildung 6-14:	Local mode Ausbeulungsart nach [244]	200
Abbildung 6-15:	Relative, kumulierte Energie der Cluster 1 und 2 des optimierten Insetts	201
Abbildung 6-16:	Vergleich der Verformung der optimierten Insetts bei einer Auszugsgeschwindigkeit von a) 0,25 m/s und b) 15 m/s	204
Abbildung 6-17:	Vergleich der Verformung der optimierten Insetts bei einer Auszugsgeschwindigkeit von 0,25 und 15 m/s ...	204
Abbildung 6-18:	Wöhlerdiagramm der Versuche und der dazugehörigen Lebensdauerprognose des optimierten Insetts	208
Abbildung 6-19:	Vergleich der Festigkeit beider Insettsvarianten im quasistatischen Auszugversuch.....	213
Abbildung 6-20:	Exemplarische Kraft (F) /Weg (s)-Kurve des Referenz- und optimierten Insetts [200]	213
Abbildung 6-21:	Vergleich der Kraft/Weg-Verläufe aller im quasistatischen Auszugversuch geprüften Proben beider Insettsvarianten	215
Abbildung 6-22:	Vergleich der Steifigkeiten $\delta F \delta s$ aller im quasistatischen Auszugversuch geprüften Proben beider Insettsvarianten in Abhängigkeit des Weges s ...	216
Abbildung 6-23:	Vergleich der Dehnratenabhängigkeiten der verwendeten Insetts	218

Abbildung 6-24:	Wöhlerdiagramm inklusive Lebensdauerprognosen beider Insertvarianten und Berücksichtigung des Kerbeeinflusses bei den Referenzinserts	221
Abbildung 6-25:	Vergleich der quasistatischen Restfestigkeiten nach Impact für beide Inserts	223
Abbildung 6-26:	Bruchlastspielzahlen und Lastniveaus beider Insertvarianten ohne und mit mechanischer Vorschädigung in Laststeigerungsversuchen [200]	225
Abbildung 6-27:	Vergleich der oberen Kolbentotpunkte der Laststeigerungsversuche beider Inserts in Abhängigkeit der mechanischen Vorschädigung	226
Abbildung 6-28:	Vergleich der quasistatischen Restfestigkeiten nach thermischer Vorschädigung beider Inserts	227
Abbildung 6-29:	Bruchlastspielzahlen und Lastniveaus beider Insertvarianten ohne und mit thermischer Vorschädigung ...	228
Abbildung 6-30:	Vergleich der oberen Kolbentotpunkte der Laststeigerungsversuche beider Inserts in Abhängigkeit der thermischen Vorschädigung (TZ)	229

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2-1:	Vergleich der Tragfähigkeit der Inserts mit der Referenz, bestehend aus einer auf einem Stahlblech aufgeschweißten Gewindebuchse, unter verschiedenen Beanspruchungszuständen [25]	15
Tabelle 2-2:	Zusammenfassung parameterbasierter SEA-Analysen einiger Publikationen [153]	38
Tabelle 2-3:	Zusammenfassung signalbasierter SEA-Analysen einiger Publikationen [153]	39
Tabelle 4-1:	Aufprallenergien und Fallhöhen zur Vorschädigung	55
Tabelle 4-2:	Parameter der Schallemissionsanalyse	62
Tabelle 4-3:	Wellenformparameter für Mustererkennungsverfahren [187]	65
Tabelle 4-4:	Parameter der Modellbildung [205]	73
Tabelle 5-1:	Prüfvorschrift der Laststeigerungsversuche mit F_{max} : Maximalkraft, F_m : Mittelkraft, F_a : Kraftamplitude und N : Lastspielzahl [199]	88
Tabelle 5-2:	Lastniveaus der Wöhlerversuche beider Insertvarianten	96
Tabelle 5-3:	Übersicht der Versagensmechanismen der vorgeschädigten D30H1 Inserts nach Laststeigerungsversuchen [200]	126
Tabelle 5-4:	Übersicht der durchgeführten Haltepunkte des in situ-CT Scans mit D30H1 Insert [205]	142
Tabelle 5-5:	Übersicht der durchgeführten Haltepunkte des in situ-CT Scans mit optimiertem Insert	150
Tabelle 6-1:	Ergebnisse der Lebensdauerprognose nach Basquin und Morrow für Proben mit D30H1 Insert	188
Tabelle 6-2:	Werte zur Bestimmung von α_k und β_k	190

Tabelle 6-3: Übersicht der Spannungen an der Insertbuchse und im Kerbgrund und die daraus resultierenden Kerbformzahlen 193

Tabelle 6-4: Ergebnisse der Lebensdauerprognose nach Basquin und Morrow für Proben mit optimiertem Insert 206

Tabelle 6-5: Zusammenfassung und Gegenüberstellung der Ergebnisse der quasistatischen (Q), dynamischen (und zyklischen) Prüfung mit und ohne mechanische Vorschädigung (Joule) und thermische Zyklisierung (TZ) 230

Abkürzungsverzeichnis

CAD	Computer-Aided-Design
CB	Cohesive Behavior
CE	Cohesive Elements
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
CMC	Ceramic-Matrix-Composites
CT	Computertomographie
D30H1	Referenzinsert mit Grundplatte von 30 mm Durchmesser und 1 mm Dicke
DDT	Duration Discrimination Time
FEM	Finite-Element-Modell
FFT	Fast-Fourier-Transformation
FVG	Faservolumengehalt
FVK	Faserverstärkter Kunststoff
FVW	Faserverbundwerkstoff
IWA	Induktiver Wegaufnehmer
MMC	Metal-Matrix-Composites
MSK	Maximale Spannungskriterium
PMC	Polymer-Matrix-Composites

RAT	Rearm Time
REM	Rasterelektronenmikroskop
RMS	Root-Mean-Square
RTM	Resin Transfer Molding
SEA	Schallemissionsanalyse
SMC	Sheet-Molding-Compound
UD	Unidirektional
VI	Vakuuminjektionsverfahren
ZSD	Zyklische-Spannungs-Dehnungskurve

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Angewandte Materialien - Werkstoffkunde (IAM-WK) des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT).

An erster Stelle möchte ich mich bei Prof. Kay Weidenmann für die Übernahme des Hauptreferats, die engagierte Unterstützung und Betreuung und die hilfreichen Diskussionen bedanken, welche maßgeblich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Bei Prof. Jürgen Fleischer vom Institut für Produktionstechnik (wbk) möchte ich mich für die Übernahme des Korreferates bedanken.

Prof. Markus G. R. Sause danke ich für die Bereitstellung und Durchführung des von ihm entwickelten Mustererkennungsverfahrens und der anschließenden Interpretation der Ergebnisse. Dr. Johannes Gebhardt und Jan Schwenen vom wbk danke ich für die Herstellung der im Rahmen des Schwerpunktprogrammes 1712 vorgesehenen Versuchswerkstoffe und Proben. Auch gilt mein Dank der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG), die durch die Ausschreibung und Finanzierung des Schwerpunktprogrammes diese Arbeit erst ermöglichte.

Ich danke allen Kollegen des IAM-WK für ihre uneingeschränkte Diskussions- und Hilfsbereitschaft. Besonders erwähnt sei hier das durch sämtliche Kollegen hervorgerufene, angenehme Arbeitsklima innerhalb des „10.96-Flures“. Hervorheben möchte ich an dieser Stelle meinen Bürokollegen Dr. Andreas Reeb, Dr. Matthias Merzkirch und Pascal Pinter, welche durch zahlreiche, fachliche Diskussionen und Ratschläge wertvolle Impulse für diese Arbeit hervorgebracht haben.

Außerdem gilt mein Dank den Technikern Marc Brecht, Arndt Hermeneit, Sebastian Höhne, Dietmar Mügge und Ralf Rössler für die stetige Unterstützung in allen technischen Fragestellungen. Dasselbe gilt für das gesamte Team der technischen Werkstatt unter der Leitung von Wolfgang Schäfer.

Auch möchte ich mich herzlich bei allen Studierenden bedanken, die als wissenschaftliche Hilfskräfte oder durch Abschlussarbeiten einen maßgeblichen Anteil zu dieser Arbeit beigetragen haben. Zu erwähnen sind hierbei Julia Bittner, Sophia Gierse, Markus Muth, Oliver Schlegel, Marcus Weispenning und Jonas Wilkening.

Zuletzt bedanke ich mich von ganzem Herzen bei meiner Familie für den Rückhalt, ihre Geduld und den unaufhörlichen Zuspruch.

Karlsruhe, im Juli 2017

Florentin Pottmeyer

1 Einleitung

1.1 Motivation

Der Leichtbau gewinnt aufgrund des weltweiten Trends zur Ressourcenschonung und der damit verbundenen Emissionsreduktion immer mehr an Bedeutung. Dadurch besteht insbesondere in der Automobilindustrie eine große Nachfrage nach immer leichteren (Struktur-)Bauteilen unter Beibehaltung der Funktionserfüllung. So resultiert nach [1] aus einer Gewichtsreduktion eines Kraftfahrzeuges von 100 kg eine Verbrauchsreduzierung von ca. $0,25\text{ l}/100\text{ km}$. Eine effiziente Umsetzung des Leichtbaus ist durch den Einsatz von faserverstärkten Kunststoffen (FVK) gegeben, da sich diese vor allem durch hohe spezifisch mechanische Eigenschaften und je nach Herstellungsprozess hohe Funktionsintegration auszeichnen. Durch die Realisierung von endlosfaserverstärkten CFK Strukturen kann das Leichtbaupotential noch weiter gesteigert werden, da hier eine sehr dünnwandige Ausführung möglich ist und die Bauteile unter Berücksichtigung der Anisotropie der Belastungsrichtung angepasst werden können. Dem Fügen von dünnwandigen CFK-Strukturen kommt dabei eine gesonderte Rolle zuteil, da diese zum einen immer mit einer Gewichtszunahme einhergeht und somit dem Leichtbau entgegenwirken und zum anderen im Kontext der aktuell relevanten Bauweise basierend auf dem Multi-Material-Design besonders im Fokus stehen, da es dabei unerlässlich ist, CFK mit metallbasierten Strukturen zu verbinden. Dadurch besteht ein ganzheitliches Ziel der modernen Automobilindustrie in der sukzessiven Substitution von monolithischen Tragstrukturen durch CFK-basiertes Multi-Material-Design. Aus diesem Grunde verfolgt das Schwerpunktprogramm 1712 „Intrinsische Hybridverbunde für Leichtbaustrukturen“ der Deutschen Forschungsgemeinschaft das Ziel, intrinsisch gefertigte Hybridstrukturen hinsichtlich der Herstellbarkeit, Performance und Prozess-Struktur-Eigenschafts-Beziehungen zu untersuchen. Hierbei beschreibt ein intrinsischer Hybridverbund ein integrales Bauteil, bei dem die Verbindung der Materialparameter durch den Ur- bzw. Umformprozess der metallischen

oder endlosfaserverstärkten Komponente realisiert wird – wodurch ein nachfolgender Fügeprozess entfällt. Im Rahmen des Teilprojektes 3 dieses Schwerpunktprogrammes wird dabei die Grundlagenuntersuchung intrinsisch gefertigter FVK/-Metall-Verbunde durchgeführt. Hierbei werden zunächst punktförmige Lasteinleitungselemente untersucht, um das Know-How und die dadurch gewonnen Erkenntnisse übertragen zu können auf eine systematische Untersuchung einer in der zweiten Phase des Schwerpunktprogrammes hergestellte, lasttragenden FVK/-Metall-Hybridstruktur. Nach jetzigem Stand gibt es bereits zahlreiche Fügeverfahren zur Realisierung von FVK/Metall Verbindungen. Neben der weit verbreiteten und angewendeten Klebtechnik gibt es bereits Anwendungsmöglichkeiten des mechanischen Fügens von CFK-Strukturen wie Bolzen- oder Nietverbindungen. Letztere haben den Nachteil der Zerstörung des Faserverlaufes, was aufgrund der geringen Lochleibungsfestigkeiten von endlosfaserverstärkten CFK-Strukturen problematisch ist und die Festigkeiten des Verbundes bzw. des Bauteils massiv gesenkt werden. Demnach kann das Leichtbaupotential insbesondere von dünnwandigen CFK-Strukturen nicht vollständig ausgenutzt werden. Abhilfe kann hierbei die Nutzung metallischer, eingebetteter Krafteinleitungselemente schaffen, um Lasten in eine CFK-Struktur oder ein anderes Bauteil übertragen zu können. Solche sogenannten Inserts können zur weiteren Gewichtseinsparung beitragen, da diese die Faserstruktur im Vergleich zu konventionellen mechanischen Fügeverfahren nicht unterbrechen. Somit kann auch die Anzahl der notwendigen Krafteinleitungselemente pro Bauteil verringert werden, da die Festigkeit je nach Beanspruchungszustand deutlich höher liegt. Weiter können diese Inserts durch ein herkömmliches Flüssigimprägnierverfahren wie das Resin-Transfer-Moulding (RTM) einfach und kostengünstig in das CFK-Halbzeug integriert werden. Bisher gibt es nach jetzigem Stand der Technik im Bereich der Prüfung von Bauteilen mit eingebetteten, intrinsisch gefertigten Inserts nur wenige werkstoffkundliche Untersuchungen. Bisherige Untersuchungen beschränken sich dabei meist auf eine quasistatische Betrachtung inklusive der Auszugversuche. Da Krafteinleitungselemente jedoch im realen Belastungsfall bauteilnahen - insbesondere zyklischen - Beanspruchungen ausgesetzt sind, ist die Analyse des Einflusses solcher Beanspruchungszustände auf die Verbundeigenschaften notwendig. Zudem beschränkt sich die Beschreibung des Schädigungsverhaltens bisher

auf eine rein visuelle Betrachtung der geprüften Proben. Somit fehlt eine zusammenhängende, werkstoffkundliche Betrachtungsweise bezüglich der Schädigungsentwicklung in Abhängigkeit des Belastungszustandes.

1.2 Zielsetzung

Die Zielsetzung der vorliegenden Arbeit beinhaltet eine systematische Untersuchung und den Vergleich von zwei verschiedenen, punktförmigen Insertvarianten unter bauteilnahen Beanspruchungen. Die erste als Referenzinsert bezeichnete Variante besteht dabei aus einer auf einer Grundplatte aufgeschweißten Gewindebuchse und stellt dadurch eine sehr kostengünstige und einfache Variante dar. Die zweite hier vorgestellte Variante ist eine am Institut für Produktionstechnik (wbk) am Karlsruher Institut für Technologie (KIT) im Rahmen einer Dissertation entwickelte optimierte Insertvariante, welche im Drehprozess hergestellt wird [2]. Es konnte bereits gezeigt werden, dass im Auszugversuch die Festigkeit dieser optimierten Variante unter Beibehaltung des Gewichtes um ca. 62% höher lag als die des Referenzinserts. Da sich der Vergleich dieser Insertvarianten bisher nur auf den Zug-, Biege- und Torsionsversuch beschränkte, besteht die Zielsetzung der vorliegenden Arbeit in einem ganzheitlichen Vergleich unter bauteilnahen Beanspruchungen, welche quasistatische, dynamische und zyklische Belastungen, teilweise auch unter Temperaturbeanspruchungen, umfassen. Weiter soll durch die Anwendung und Kombination verschiedener werkstoffkundlicher Analysemethoden die quasistatische Schädigungsentwicklung abgebildet werden und dadurch die jeweiligen Geometrieinflüsse untersucht und diskutiert werden. Auch sollen durch Laststeigerungsversuche Lebensdauerprognosen erstellt werden, um dadurch das Lebensdauerverhalten in Einstufenversuchen zunächst abzuschätzen und anschließend zu validieren.

2 Kenntnisstand

In diesem Kapitel werden die später zur Bewertung der Ergebnisse notwendigen Grundlagen aufgeführt und ein Überblick über den relevanten, aktuellen Stand der Forschung gegeben.

2.1 Definition von (Faser-) Verbundwerkstoffen

Verbundwerkstoffe sind nach [3] makroskopisch homogene Werkstoffe, die aus mindestens zwei ineinander nicht lösbaren Komponenten bzw. Phasen bestehen. Im Unterschied dazu sind Werkstoffverbunde makroskopisch inhomogen und somit die Komponenten bereits mit bloßem Auge unterscheidbar. Die Motivation der Verwendung von Verbundwerkstoffen ist es, Eigenschaften zu erzielen, die durch die einzelnen Komponenten alleine nicht erreicht werden können. Eine Phase stellt dabei immer die Matrix dar, die mit mindestens einer weiteren Phase (Füll-, Verstärkungs- und Durchdringungsstoffe) kombiniert wird. Durch die Verwendung von Verstärkungsstoffen können mechanische Eigenschaften des Verbundwerkstoffes deutlich gesteigert werden. Besteht die Verstärkungsphase aus Fasern spricht man im Allgemeinen von Faserverbundwerkstoffen (FVW), die sich je nach verwendetem Matrixmaterial klassifizieren lassen in [4]:

- Polymer Matrix Composites (PMC)
- Metal Matrix Composites (MMC)
- Ceramic Matrix Composites (CMC)

Die Untergruppe der Faserverbundkunststoffe (FVK) bilden Kunststoffen (z.B. Epoxidharz, Phenolharz, Polyetheretherketon), in die Fasern (Kohlenstofffaser, Glasfaser, Aramidfaser) eingebettet sind und gehören demnach der Gruppe der PMC-FVW an [3]. Durch die im Rahmen dieser Arbeit vorge-

nommene Einbettung eines metallischen Inserts während der Konsolidierung des Faserverbundes verschwimmen die o.g. Grenzen zwischen Verbundwerkstoff und Werkstoffverbund. Das so gefügte Bauteil besteht zwar aus Komponenten unterschiedlicher Werkstoffe mit unterschiedlichen Eigenschaftsprofilen, ist auf mikroskopischer Ebene jedoch in Verstärkungskomponente und Matrix unterscheidbar. Man spricht daher von einem hybriden Werkstoffverbund [3].

Eine Möglichkeit einer Halbzeugvariante für FVW stellen unidirektionale (UD) Gelege dar, wobei die Fasern parallel zueinander orientiert sind [5]. Der Vorteil bei der Verwendung von mehreren UD-Gelegen liegt dabei in der beanspruchungsgerechten Ausrichtung der Fasern innerhalb des Bauteils, um somit das Leichtbaupotential bestmöglich ausnutzen zu können. Die negativen Effekte der Faserondulationen treten dabei nicht auf, da die einzelnen Faserlagen nicht miteinander verwoben sind, sondern lediglich aufeinander liegen. Dadurch haben Gelege grundsätzlich bessere mechanische Eigenschaften als Gewebe. In dieser Arbeit wurden stets CFK-Biaxialgelege verwendet, die aus je zwei 90° zueinander angeordneten und vernähten UD-Gelegen bestehen [6].

2.2 Harzinjektionsverfahren

Harzinjektionsverfahren sind eine weit verbreitete Möglichkeit der Herstellung von FVK. Hierbei werden trockene Faserhalbzeuge über ein Druckgefälle mit der Kunststoffmatrix imprägniert. Als besonders wichtige Vertreter dieser Gruppe sind das Vakuuminjektionsverfahren (VI) und das Resin Transfer Moulding (RTM) zu nennen. Der Unterschied dieser beiden Verfahren liegt hauptsächlich in dem Aufbau des zur Tränkung der Fasern benötigten Druckgefälles. Während im VI das Halbzeug mittels Unterdruck mit der Matrix getränkt wird, wird beim RTM-Prozess das Matrixmaterial mittels Überdruck in die Kavität injiziert [7]. Da in dieser Arbeit ausnahmslos der RTM-Prozess eingesetzt wurde, wird auf diesen im Folgenden näher eingegangen.

2.2.1 Resin Transfer Moulding (RTM)

Das RTM Verfahren ist der bekannteste Vertreter der Herstellung von Hochleistungsfaserverbundwerkstoffen, welcher den Anforderungen nach der Maßhaltigkeit, Dickentoleranz und Oberflächengüte genügt [3]. Vorteilig ist vor allem die Herstellbarkeit beidseitig glatter Oberflächen, welche mit gängigen offenen Verfahren so nicht möglich sind [8]. In Abbildung 2-1 ist der prinzipielle Ablauf des RTM-Prozesses schematisch dargestellt.

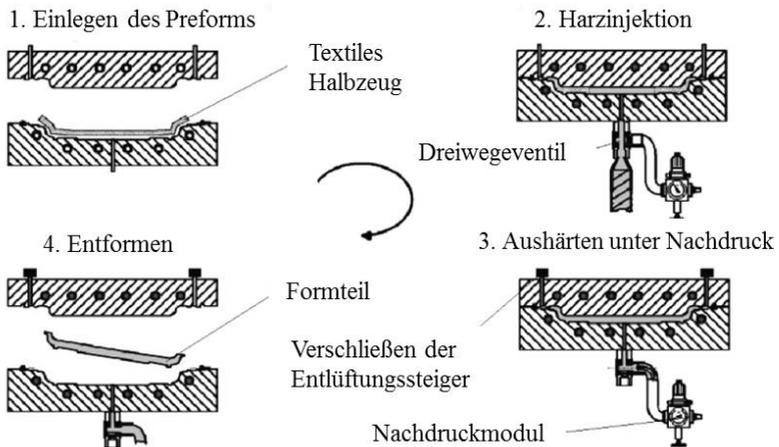


Abbildung 2-1: Prinzipieller Ablauf des RTM-Prozesses [8]

Zu Beginn wird der trockene Vorvormling (Preform) in die beheizte Kavität eingelegt und durch das Werkzeugschließen kompaktiert (1) [9]. Die getrennt voneinander gelagerten Komponenten des Harzsystems (Harz und Härter) werden erst unmittelbar vor der Injektion in die Kavität vermischt (2). Die Infiltrationsdrücke liegen hierbei bei maximal 10 bar [3]. Über Entlüftungssteiger am Ende der Fließwege kann die durch das injizierte Harz verdrängte Luft entweichen [10]. Nach der thermisch aktivierten, exothermen Polymerisation (3), wird das Werkzeug geöffnet und das Formteil entnommen (4) [11];

12]. Mit Hilfe des RTM-Verfahrens sind theoretische Faservolumengehalte (FVG) von bis zu 60 % realisierbar, und es eignet sich somit insbesondere zu Herstellung dickwandiger und hochintegraler, sowie komplexer Bauteilgeometrien [3]. Somit ist der RTM-Prozess prinzipiell gut geeignet für die Herstellung von Strukturbauteilen, die in nachfolgenden Schritten gefügt werden müssen. Aufgrund der hohen Designfreiheit eignet sich der RTM-Prozess daher auch für die integrale Herstellung von Hybridverbunden mit in CFK-Laminaten eingebetteten Inserts [7; 8; 13; 14].

2.3 Möglichkeiten der Lasteinleitung in FVK-Verbunde

In diesem Kapitel werden die in der Literatur publizierten Möglichkeiten zur Lasteinleitung und -übertragung in FVK aufgezeigt. Dabei wird besonderer Fokus auf die auch in dieser Arbeit verwendeten Kräfteinleitungselemente gelegt.

2.3.1 Übersicht

Die Einteilung von Füge-technologien kann nach [15] grundsätzlich je nach Art des form-, kraft- oder stoffschlüssigen Zusammenhaltes erfolgen in:

- Mechanisches Fügen
- Fügen durch Umformen
- Thermisches Fügen
- Kleben
- Hybridfügen

Der Bereich der FVK-Füge-technologien konzentriert sich dabei meist auf das mechanische Fügen, Kleben und das thermische Fügen [16–18], wobei letzteres lediglich mit Thermoplasten möglich ist, da ein Aufschmelzen und

anschließendes Erstarren des Matrixwerkstoffes erforderlich ist [19]. Weit verbreitet - und insbesondere für den Leichtbau relevant - ist das Kleben von dünnwandigen FVK, da durch diese Füge-technologien Verbindungen mit sehr hohen Festigkeiten und Steifigkeiten entstehen. Hierzu liegen umfangreiche Untersuchungen vor [3; 17; 20–23]. Mechanische Verbindungen sind für FVK besonders geeignet, da sie kostengünstig und demontierbar ausgelegt werden können [24]. Sie können sowohl lösbar, als auch nicht lösbar realisiert werden. Als typische Vertreter nicht lösbarer Verbindungen seien hier Nieten und lösbarer Verbindungen Bolzen und Schnappverschlüsse genannt. Beiden Verbindungen ist gemein, dass die Verbindung nur durch ein nachträgliches Bohren realisiert werden kann, was immer eine Schwächung des Bauteils zur Folge hat, da die Faserkontinuität lokal unterbrochen wird [13; 14; 25]. Die Festigkeit der Verbindung hängt durch die notwendige Bohrung stark von der Lochleibungs- und Scherfestigkeit der zu verbindenden Werkstoffe ab [26] – diese Festigkeiten sind insbesondere bei endlosfaserverstärkten Kunststoffen sehr gering [27; 28]. Da das in Abbildung 2-2 gezeigte Lochleibungsversagen ein progressives Schädigungsverhalten darstellt und somit geringere Initiierungsenergien erfordert als beispielsweise ein direktes Versagen des Bolzens oder des Laminates, ist diese Art des Versagens bei endlosfaserverstärkten Kunststoffen bevorzugt [29].

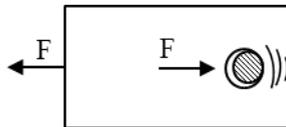


Abbildung 2-2: Typisches Lochleibungsversagen in endlosfaserverstärkten Kunststoffen nach [24; 29]

Daher ist die Effizienz der Bolzenverbindung bei FVK im Vergleich zu Metallen deutlich geringer [24; 30; 31]. Möglichkeiten zur Erhöhung der Lochleibungs- und Scherfestigkeiten besteht in der mehrreihigen Ausführung von Bolzen oder dem Einbringen von dünnen Metallfolien im Bereich der Verbindungsstelle [26–28; 30; 32]. Eine weitere Möglichkeit besteht in dem

Softeningprinzip. Hierbei wird die Kraft über den Bolzen über eine Hülse weicheren Materials in das Laminat eingeleitet, wodurch Kerbspannungen verringert und sich bei mehrreihiger Bolzenanordnung ein gleichmäßiger Spannungsverlauf einstellt [31]. Trotz dieses relevanten Nachteils stellen insbesondere in der Luft- und Raumfahrtindustrie Bolzen- oder Nietverbindungen die weit verbreitetsten Verbindungstechniken dar [33], was dazu führt, dass insbesondere Bolzenverbindungen umfangreich untersucht wurden [21; 29; 34–36]. Eine weitere Möglichkeit des mechanischen Fügens ist durch das direkte Einschrauben in CFK-Laminaten gegeben, welches jedoch nur bei dickwandigen Materialien möglich ist, da die Anzahl der tragenden Gewindegänge im Laminat andernfalls zu gering ist. Abhilfe können hierbei Blindnietmuttern schaffen, welche jedoch eine Durchgangsbohrung im Laminat benötigen [32; 37; 38].

2.3.2 Insertverbindungen

Eine weitere Möglichkeit der Realisierung von Schraubverbindungen in dünnwandigen Bauteilen ohne lokale Faserschädigung besteht in dem Aufkleben oder dem Einbetten von metallischen Krafteinleitungselementen (Inserts). Diese Füge-technologie wurde bereits im Bereich der Fließprozesse in Form von Gewindeeinsätzen umfangreich untersucht [39–42]. Dabei wurden die Inserts so in die Kavität oder das Halbzeug eingebracht, dass die Inserts durch den in der Kavität flüssig gewordenen Kunststoff umflossen werden. Es konnten bereits Vorteile hinsichtlich der Zugfestigkeiten (um etwa 4,5%) zugunsten der Inserts gegenüber Bolzenverbindungen ausgemacht werden [43]. Diese Vorteile sind aufgrund der Höhe der Gewindebuchsen nicht geeignet für dünnwandige endlosfaserverstärkte Kunststoffe. Für diesen Anwendungsfall gibt es jedoch bereits die Möglichkeit der Einbettung von kommerziell erhältlichen bigHead® Inserts (siehe Abbildung 2-3) [44; 45].



Abbildung 2-3: bigHead® Insertvarianten

Dazu werden die Inserts während des Preformings im Faserhalbzeug so eingebracht, dass die Fasern um das Gewinde oder die Buchse herumgeführt werden. Somit entfällt der Schritt der Bohrung mit dem damit verbundenen kritischen Lochleibungsversagen. Eine weitere Insertvariante sind geschweißte oder gedrehte Steh- oder Innengewindebolzen mit einzubettender Grundplatte (siehe [2; 13; 14; 25; 46; 47]). Der Vorteil der Inserts generell ist, im Vergleich zu den in Kapitel 2.3.1 vorgestellten mechanischen Verbindungen, die faserschonende Einbettung, die einseitige Zugänglichkeit verbunden mit aerodynamischen Vorteilen [47]. Letztere erklärt sich dadurch, dass Bolzen- oder Nietverbindungen auf beiden Seiten des dünnwandigen Bauteiles Störungen der Luftströme verursachen können. Daher bietet sich diese Art von Krafteinleitungselementen prinzipiell für den Einsatz in dünnwandigen, endlosfaserverstärkten Kunststoffen an [46; 47]. Nachteilig ist die durch die Einbettung der Grundplatte hervorgerufene Faserondulation, welche ebenfalls eine gewisse Bauteilschwächung hervorruft. Zur Einschätzung dieses Effektes, wurden in [48; 49] quasistatische Zugprüfungen durchgeführt, wobei die Krafteinleitungen direkt im Laminat erfolgte. Es konnte gezeigt werden, dass die Einbettung des Inserts das umgebende Laminat zwar schwächte und die Festigkeit im Vergleich zu reinen CFK-Laminaten um etwa 22% reduzierte, jedoch im Vergleich zu Bolzenverbindungen mit einer Reduzierung der Festigkeit um 47% deutlich geringer ausfiel.

2.4 Mechanische Eigenschaften von FWV im Kontext der Hybridisierung mit Inserts

In diesem Kapitel wird der Stand der Forschung von eingebetteten Lasteinleitungselementen nach der jeweiligen Beanspruchung zusammengefasst. Hierbei konzentrieren sich die meisten Veröffentlichungen auf die Untersuchung der quasistatischen Festigkeiten.

2.4.1 Quasistatische Beanspruchungen

Es existieren bereits einige Veröffentlichungen bezüglich quasistatischer Festigkeitsuntersuchungen mit den in Abbildung 2-3 gezeigten Inserts. Ferret et. al. [50] untersuchten zwei verschiedene bigHead® Varianten unter Zug-, Biege- und Druckbeanspruchung. Die verwendeten Inserts unterschieden sich dabei in Durchmesser, Form und Anzahl der Bohrungen in der Fußplatte. Die Festigkeiten der Inserts mit kleinerem Durchmesser waren je nach Beanspruchungszustand zwischen 8% und 20% höher im Vergleich zu solchen mit größerem Durchmesser, was dem Versagensbild nach in dem vorzeitigen Versagen des größeren Inserts am Fuß des Bolzens begründet liegt. Diese bigHead® Inserts wurden in Auszugversuchen auch von Hopman et. al. [51] untersucht, wobei der Fokus in dieser Veröffentlichung auf dem Vergleich der Tragfähigkeit mit aufgeklebten Lasteinleitungselementen, sogenannten Onserts, lag. Es stellte sich heraus, dass die maximal erreichten Kräfte bei Probekörpern mit integriertem Insert um etwa 37% höher lagen. Das Vernähen dieser Inserts mit dem Preform mittels der sich in der Fußplatte befindlichen Bohrungen wurde auch bereits untersucht [44; 52; 53]. Molnár und Mitschang [54] zeigten hierzu, dass bereits eine einfache Vernähung der Bodenplatte die Auszugfestigkeiten um 100% steigerte. Die Arbeit von Herwig et. al. [55] untersuchten automatisiert hergestellte, mehrlagig aufgebaute Inserts, wobei einzelne CFK-Lagen lokal durch dünne Metallschichten ersetzt wurden. Unter Schubbeanspruchung zeigte sich, dass die Schubfestigkeit dieser sogenannten Multilayer-Inserts die von vergleichbaren bigHead® Inserts um 40% überstieg. Schwarz et. al. untersuchten in [46; 47] zunächst selbst hergestellte, geschweißte Inserts in Biegeversuchen und den Einfluss

des FVG, der Länge des Hebelarms über den Kräfteinleitungspunkt, sowie des Durchmessers und der Dicke der Insertgrundplatte auf die Biegefestigkeit. Die Verdoppelung der Insertgrundplattendicke und des FVG führte zu einer Verdoppelung der Festigkeit und zeigte generell einen linearen Zusammenhang. Die Biegefestigkeit sank regressiv mit Erhöhung des Kräfteinleitungspunktes. Nur ein geringfügiger Festigkeitsgewinn konnte hingegen bei Erhöhung der Insertgrundplattendicke erreicht werden. Die Ergebnisse wurden jeweils verglichen mit einem analytischen Ersatzmodell und einem Finite-Element-Modell (FEM). Da die Ergebnisse der Modellierung mit den experimentell ermittelten Resultaten sehr gut übereinstimmte, waren die Autoren in der Lage Empfehlungen zur konstruktiven Gestaltung der Verbindungen zu geben. Daraus abgeleitet wurde daraufhin ein Insert in einer Dreiteilausführung konstruiert. In eigenen Vorarbeiten mit Fleischer et. al. [25] wurde eine Parameterstudie mit dem in Abbildung 2-4 gezeigten Insert durchgeführt, um den Einfluss geometrischer Größen (Laminat- und Grundplattendicke und Grundplattendurchmesser) die Festigkeit des vorher ermittelten kritischen Belastungszustandes zu ermitteln.

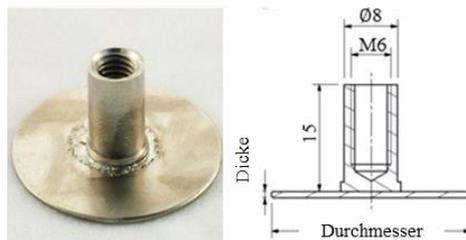


Abbildung 2-4: Insertvariante zur Untersuchung des Einflusses geometrischer Größen [25]

Die Bauteilherstellung war identisch zu der auch in dieser Arbeit verwendeten. Dazu wird das Inserts zunächst mittig zwischen 8 CFK-Biaxiallagen des Preforms positioniert und anschließend mittels RTM-Prozess infiltriert und ausgehärtet. Verwendet wurden zunächst Inserts mit einem Außendurchmesser von 30 mm und einer 1 mm dicken Grundplatte. Die Dimensionen der ausgehärteten Bauteile waren $150 \times 150\text{ mm}^2$. Als Referenzproben

dienten 1 mm dicke Stahlbleche mit gleichen Dimensionen und mittig aufgeschweißten Insertbuchsen. Die nachfolgenden, quasistatischen Prüfungen beinhalteten den Zug-, Druck-, Biege-, Scher- und Torsionsversuch (siehe Abbildung 2-5). Der kritische Belastungsfall wurde bestimmt, indem die Maximalkräfte bzw. Momente der Insert mit den Referenzproben, wie in Tabelle 2-1 gezeigt, verglichen wurden.

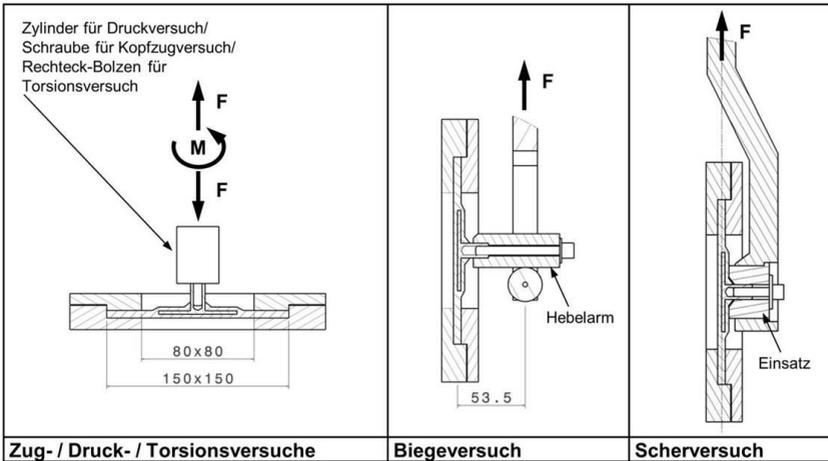


Abbildung 2-5: Schematische Darstellungen der quasistatischen Festigkeitsuntersuchungen zur Ermittlung des versagenskritischen Belastungsfalles [2; 25]

Tabelle 2-1: Vergleich der Tragfähigkeit der Inserts mit der Referenz, bestehend aus einer auf einem Stahlblech aufgeschweißten Gewindebuchse, unter verschiedenen Beanspruchungszuständen [25]

	Inserts		Referenz		Vergleich Insert/Referenz
	Tragfähigkeit	Standardabweichung	Tragfähigkeit	Standardabweichung	
Biegung	25,00 Nm	1,62 Nm	22,01 Nm	2,06 Nm	+ 14 %
Schub	11080 N	404,04 N	12654 N	568 N	- 12 %
Torsion	26,47 Nm	0,57 Nm	26,31 Nm	0,35 Nm	+ 1 %
Druck	5145 N	672 N	13385 N	454 N	- 62 %
Zug	4884 N	151 N	8429 N	848 N	- 42 %

Unter einer Biegebeanspruchung ertrugen die Inserts etwa eine um 14% höhere Last als die Referenz. Hierbei versagte sowohl bei den Inserts, als auch bei der Referenz primär die Schweißverbindung. Daraus konnte geschlossen werden, dass nicht die Einbettung der Inserts in das Laminat, sondern vielmehr die Schweißverbindung der Insertbuchse unter Biegebeanspruchung versagenskritisch ist. Unter Schubbeanspruchung versagte die Grenzfläche von Insert zu unterem Laminat bei etwas geringeren Kräften (-12%), was dazu führte, dass das Insert innerhalb des Laminates durchrutschte und eine CFK-Delamination verursachte. Dadurch konnte in diesem Schubversuch gezeigt werden, dass durch die Einbettung des Inserts und der damit verbundenen Beibehaltung der Faserarchitektur die bei konventionellen, mechanischen Verbindungsmöglichkeiten versagenskritische Lochleibung nur geringfügig auftritt. Aufgrund der guten Einbettung und der damit verbundenen qualitativ guten Infiltration versagten unter Torsionsbeanspruchungen nicht die Grenzflächen Insert/Laminat, sondern die Insertgewindebuchsen. Somit war das Versagensverhalten der Inserts und der Referenz identisch, was die geringfügige Abweichung der Drehmomente (+1%) erklärt. Dadurch war auch unter Torsionsbeanspruchung nicht die Einbettung der Inserts sondern vielmehr die Gewindebuchse versagenskritisch. Unter

Druckbeanspruchungen waren die Differenzen der Maximalkräfte am höchsten (-62%). Druckbeanspruchungen wurden aber nicht als versagenskritisch deklariert, da in realen Anwendungsfällen Druckbeanspruchungen, wie sie im getesteten Fall durchgeführt wurden nicht zu erwarten sind. Der Unterschied liegt hierbei in der Krafterleitung: Druckbeanspruchungen würden sich im realen Anwendungsfall über die Verbindungsstelle von Bauteil zu Bauteil übertragen und nicht wie in dem getesteten Fall über das Insert. Der Unterschied der Maximalkräfte unter Zugbeanspruchung war mit -42% ebenfalls sehr hoch. Versagen trat hierbei nicht durch Versagen der Insertgewindebuchse oder der Schweißnaht ein, sondern vielmehr über Faserbrüche, Insertablösung und -deformation und der damit verbundenen CFK-Delamination. Im realen Anwendungsfall würde eine Zugbeanspruchung über das Insert in das Laminat erfolgen. Auch würde eine direkt auf ein Bauteil aufgebrachte Zugbeanspruchung nur über die Insertverbindung auf das angeschraubte Bauteil übertragen. Aufgrund des gänzlich unterschiedlichen Versagensverhalten, der deutlichen Festigkeitsabnahme der Inserts im Vergleich zur Referenz und des anwendungsnahen Beanspruchungszustandes wurde somit die Zugbeanspruchung von allen getesteten Beanspruchungsarten als die versagenskritischste deklariert.

Die nachfolgende Parameterstudie beinhaltete die Variation des Insertdurchmessers, der Laminatdicke (L) und der Insertgrundplattendicke (T) und eine Bewertung der Belastbarkeit anhand der Maximalkraft in dem Auszugversuch. Die Ergebnisse sind nachfolgend zusammengefasst.

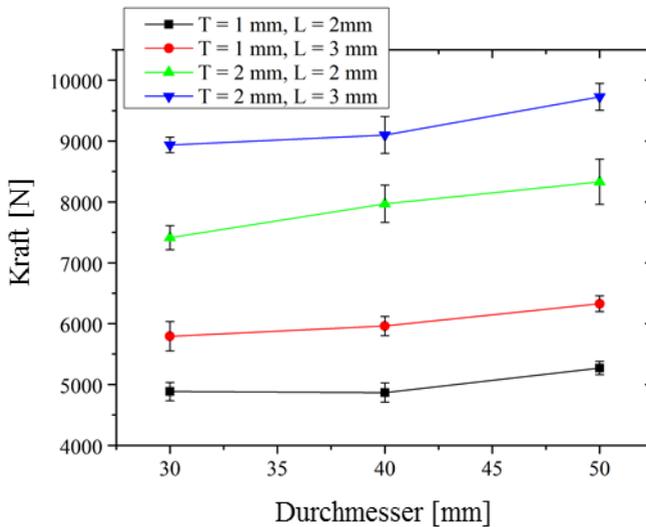


Abbildung 2-6: Vergleich der Maximalkräfte des Auszugversuches der Parameterstudie in Abhängigkeit des Insertdurchmessers, der Laminatdicke (L) und der Insertgrundplattendicke (T) [25]

Es konnte gezeigt werden, dass insbesondere die Erhöhung der Insertgrundplattendicke (T), von 1 mm auf 2 mm , durch die damit einhergehende signifikante Steifigkeitszunahme der Grundplatte in Belastungsrichtung die Auszugfestigkeit um 56% gesteigert werden konnte. Im Gegensatz dazu hatte die Erhöhung des Insertdurchmessers von 30 mm auf 50 mm nur geringfügigen Einfluss auf die Festigkeit und entsprach einer Steigerung um $6,7\%$. Die Erhöhung der Laminatdicke (L) von 2 mm auf 3 mm bei mittlerer Inserteinbettung ging mit einer Steigerung der Belastbarkeit um 18% einher. Diese Geometrieinflüsse verhalten sich unter Biegebeanspruchungen anders. In [47] konnte gezeigt werden, dass der Einfluss der Insertgrundplattendicke bei Biegebeanspruchung vernachlässigbar ist und die Erhöhung des Insertgrundplattendurchmessers zu signifikanten Steigerungen der Biegefestigkeiten führte.

Da die Schädigungsbilder in der vorliegenden Arbeit generell von Relevanz sind, sind die in [25] aufgetretenen Schädigungsbilder in Abbildung 2-7 zusammengefasst. Sämtliche getesteten Proben zeigten ein Versagen durch Insertablösung und einer unterschiedlich ausgeprägten Insertdeformation. Das Faser-Zugversagen im Randbereich betraf hierbei lediglich Proben mit 2 mm dicker Insertgrundplatte. Dies wurde dadurch erklärt, dass durch die erhöhte Biegesteifigkeit der Insertgrundplatte auch verstärkt Spannungsspitzen im Randbereich der Grundplatte auftraten. Sämtliche Proben mit 1 mm Insertgrundplattendicke wiesen ein kreuzförmig angeordnetes Faser-Zugversagen um die Insertbuchse auf. Wobei sich die Risse immer ausgehend von der unmittelbaren Nähe der Insertgewindebuchse ausgebreitet haben.

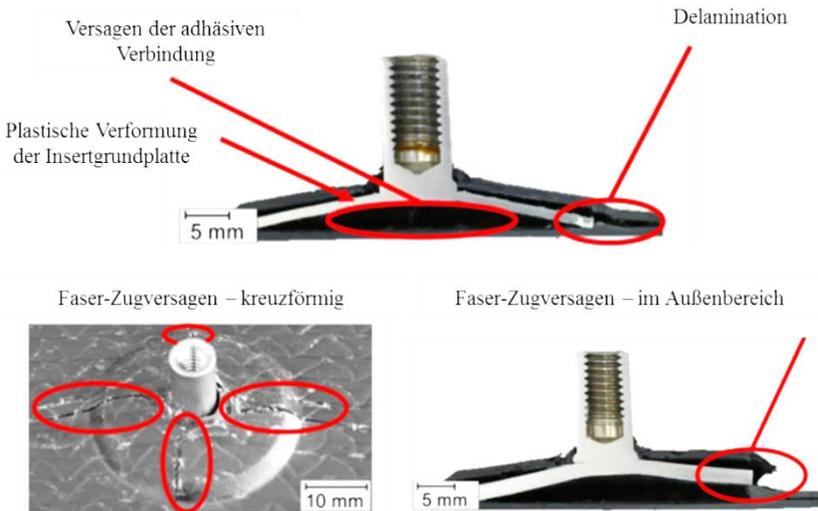


Abbildung 2-7: Typische Versagensformen der Probekörper in Auszugversuchen unter Variation der Bauteilparameter [2]

Diese Inserts wurden auch in [56] in Auszugversuchen mit repräsentativen Bolzenverbindungen verglichen. Dazu wurde zunächst ein identisches CFK-Laminat hergestellt und mittig mit einem Durchmesser von 6,6 mm durch-

bohrt. Daraufhin wurden zwei Scheiben in Form der Insertgrundplatten ebenfalls durchbohrt und mittels einer M6-Schraube fixiert und mit Muttern gekontert. Ein Versagensbild des oberen- und unteren Laminates ist in Abbildung 2-8 gegeben.

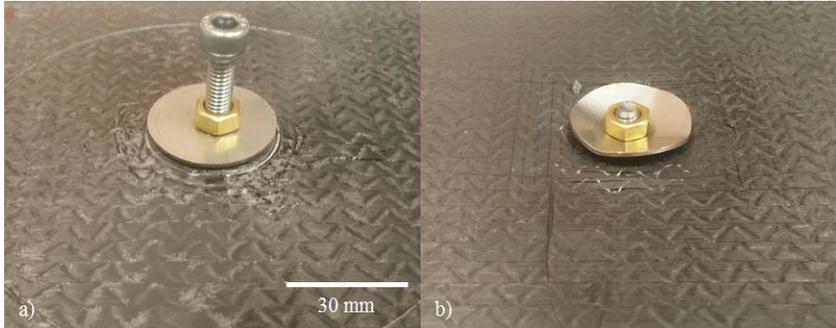


Abbildung 2-8: Geprüfte Probe mit Bolzenverbindung im Auszugversuch a) Oberseite und b) Unterseite des Laminates

Es zeigte sich, dass die Auszugfestigkeit der eingebetteten Inserts um etwa 15% höher lag und das Erstversagen in Form von Faserbrüchen später aufgetreten ist. Durch die bei der Bolzenverbindung notwendige Bohrung und der damit verbundenen Lochleibung kann in weiteren Anwendungen, wie bspw. Schub- oder zyklische Beanspruchungen, davon ausgegangen werden, dass der Unterschied zu Inserts noch ausgeprägter ist. Weitere Untersuchungen von Gebhardt et. al. [13] konzentrierten sich auf die Steigerung der Auszugfestigkeiten mittels unterschiedlicher Oberflächenbehandlungsmethoden der Insertgrundplatte. Die Festigkeiten konnten hierbei im Zugversuch (vgl. Abbildung 2-5 Zugversuch) um bis zu 42% mittels laseradditiver Auftragung von Metall-Pins und im Biegeversuch (vgl. Abbildung 2-5 Biegeversuch) um bis zu 41% mittels Lichtbogenspritzen gesteigert werden. Weiter konnte die Belastbarkeit bei Biegebelastung durch in die Insertgrundplatte eingebrachte Sicken um durchschnittlich 38% gesteigert werden. Eine Steigerung der Belastbarkeit unter Zugbeanspruchung wurde dadurch jedoch nicht erreicht. Da die Entwicklung der im Rahmen der Dissertation am Institut für Produk-

tionstechnik [2] durchgeführten optimierten Insertvariante auch in dieser Arbeit Verwendung findet, wird diese im Folgenden genauer beschrieben. Das Optimierungsziel lag dabei in der Glättung der in Abbildung 2-9 markierten Spannungen, um dadurch die Belastbarkeit der Inserts im Auszugversuch zu erhöhen. Da für die Optimierung die Spannungsglättung zwischen Insert/Laminatunterseite (1) und zwischen den Laminatlagen (2) in einer Zielfunktion zusammengefasst wurden, ergaben sich letzten Endes zwei zu optimierende Zielfunktionen.

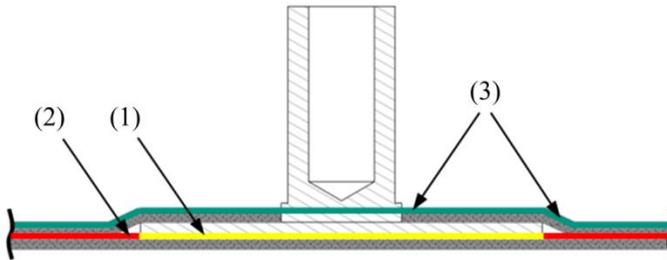


Abbildung 2-9: Positionen der zu glättenden Spannungen (1) Insert/Laminatunterseite (2) Spannungen zwischen den Laminatlagen und (3) Spannungen Laminatoberseite/Insert zur Steigerung der Belastbarkeit unter Zugbeanspruchungen [2]

Dazu wurde ein parametrisiertes FE-Modell aufgebaut und mit Hilfe eines Monte-Carlo-Verfahren die Pareto-Front (Menge der pareto-optimalen Lösungen) mit 2500 zufällig gewählten Insertgeometrien approximiert und mit dem Gradientenverfahren optimiert. Das Ergebnis war eine in Abbildung 2-10 gezeigte Insertgeometrie, welche die Spannungsspitzen im Laminat oberhalb des Inserts und in der adhäsiven Verbindung Insert/Laminat im Vergleich zu der flachen Referenzgrundplattengeometrie deutlich reduzierte. Dieser Sachverhalt der Spannungsglättung ist in Abbildung 2-11 dargestellt, wobei die Spannungen bei einer elastischen Zugkraft von 4000 N ausgewertet und verglichen wurden. Die Spannungsspitzen (Faserbruch-Vergleichsspannungen nach Puck) im obersten UD-Laminat oberhalb des Inserts um die Insertbuchse sind deutlich reduziert worden (vgl. Abbildung 2-11 a) und c)). Dies entspricht der Spannungsglättung an den in Abbildung 2-9 mit (3) markierten

Positionen. Darüber hinaus sind die Spannungsverläufe (von-Mises-Vergleichsspannungen) an den in Abbildung 2-9 mit (1) und (2) markierten Positionen deutlich homogener (vgl. Abbildung 2-11 b) und d)).

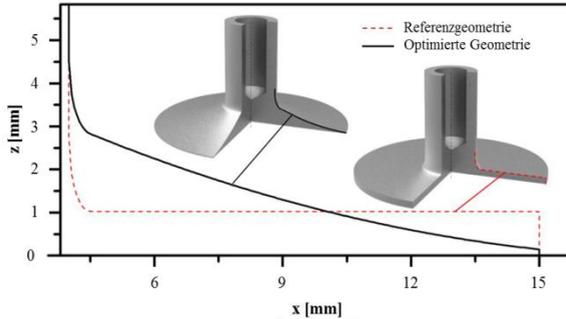


Abbildung 2-10: Geometrie des Referenzinserts und der optimierten Variante [2]

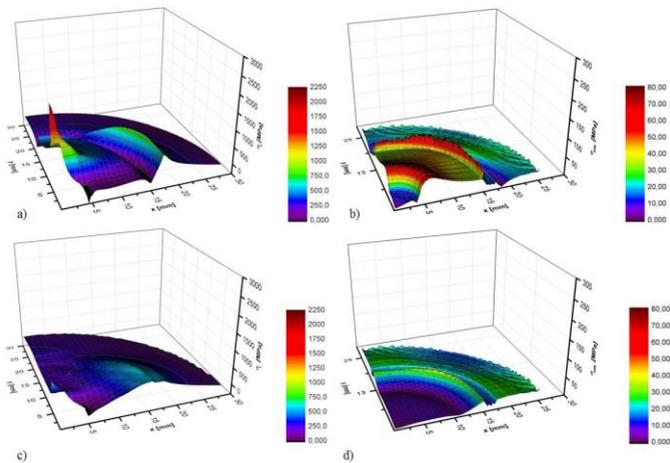


Abbildung 2-11: Vergleich der Spannungsverteilungen bei einer Zugkraft von 4000 N von a) Referenz mit c) optimiertem Insert der obersten Laminatschicht oberhalb des Inserts und b) Referenz und d) optimiertem Insert zwischen Insert und Laminatunterseite [2]

In den darauffolgenden Auszugversuchen wurde unter Beibehaltung des Gewichtes die Festigkeit um etwa 62 % erhöht. In Abbildung 2-12 sind die Inserts mitsamt den post mortem Schädigungsbildern dargestellt. Es zeigte sich bei der geschweißten Referenzgeometrie die bereits oben erwähnten charakteristischen, kreuzförmig angeordneten Faserrisse um die Insertbuchse. Die optimierte Insertvariante hingegen war gekennzeichnet durch ein schlagartiges, einseitiges Herauslösen des Inserts und der damit verbundenen CFK-Delamination, welche aus zwei senkrecht angeordneten Faserrissen im Insertrandbereich entstanden ist.

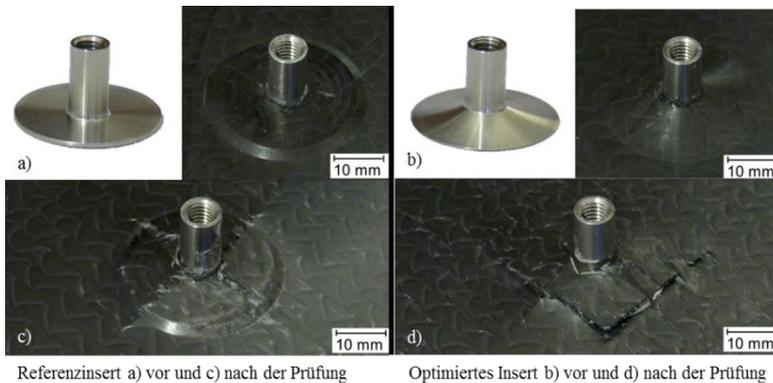


Abbildung 2-12: Referenzinsert und optimierte Variante vor a) und b) und nach dem Auszugversuch c) und d) [2]

2.4.2 Dynamische Beanspruchungen

2.4.2.1 Dehnratenabhängigkeit

Aufgrund des viskoelastischen Werkstoffverhaltens weisen Kunststoffe je nach Art des verwendeten Kunststoffes starke Dehnratenabhängigkeiten auf. Die Festigkeit und Steifigkeit steigt dabei im Allgemeinen mit steigender Prüfgeschwindigkeit an, während die Bruchdehnung abnimmt [57; 58]. Aufgrund der sehr geringen viskoelastischen und deutlich erhöhten energie-

elastischen Verformungsanteile in Duromeren, ist die Ausprägung der Dehnratenabhängigkeit deutlich geringer als bei Thermoplasten und Elastomeren [59]. Zudem weisen Carbonfasern ebenfalls keine ausgeprägte Dehnratenabhängigkeit auf [60]. Hingegen ist die Dehnratenabhängigkeit von CFK-Laminaten von anderen Faktoren wie Matrixwerkstoff, Lagenaufbau, Faserorientierung etc. maßgeblich bestimmt. So wurde von Taniguchi et. al [61] ein dehnratenunabhängiges Verhalten von UD-CFK Laminaten in Zugversuchen in Faserrichtung beobachtet, wobei die matrixdominante Beanspruchung (90°-Beanspruchung) eine leichte Abhängigkeit aufgewiesen hat, was in weiteren Veröffentlichungen bestätigt werden konnte [62–65]. Je nach Lagenaufbau und eingesetztem Matrixmaterial kann die Dehnratenabhängigkeit hinsichtlich der Erhöhung von Steifigkeit und Festigkeit in CFK-Laminaten jedoch deutlich ausgeprägter auftreten [66]. Gilat et. al. [67] beobachteten eine leichte Zunahme der Steifigkeit und Festigkeit unter Zugbeanspruchung mit steigender Dehnraten für Laminataufbauten von [90°] und [10°], jedoch eine vergleichsweise hohe Dehnratenabhängigkeit bezüglich der Festigkeit und Steifigkeit für CFK-Lamine mit einem [± 45°] Laminataufbau. Unter Druckbeanspruchung wurden sowohl in Faserrichtung als auch in matrixdominante Beanspruchungsrichtungen Steigerungen der Druckfestigkeit und des Druckmoduls mit zunehmender Dehnraten in CFK-Laminaten nachgewiesen [66; 68; 69]. Untersuchungen nach der Dehnratenabhängigkeit bei Auszugversuchen an FVK mit eingebetteten, metallischen Inserts sind nach jetzigem Stand noch nicht erfolgt. Stähle weisen grundsätzlich eine ausgeprägte Dehnratenabhängigkeit auf. So wurde in [70] die Dehnratenabhängigkeit für moderne Karosseriestähle nachgewiesen. Der auch in der vorliegenden Arbeit verwendete Stahl 1.4301 zeigte bei Raumtemperatur eine Steigerung der Zugfestigkeit um 50 MPa bei Erhöhung der Dehnraten von 1 s^{-1} auf 250 s^{-1} .

2.4.2.2 Vorschädigung an Faserverbundwerkstoffen

Vorschädigungen mit nachfolgenden Restfestigkeitsmessungen wurden an CFK-Laminaten bereits durchgeführt. In [71] wurden CFK-Lamine mit verschiedenen Aufprallenergien innerhalb der Messlänge beaufschlagt und die Restfestigkeit im quasistatischen Zugversuch ermittelt. Es stellte sich heraus, dass Proben ohne sichtbare Schädigungen an der Oberfläche bereits eine

Zugfestigkeitsreduktion von 25% aufwiesen. Die Zugfestigkeit von Proben mit sichtbaren Faserbrüchen an der Oberfläche war bis zu 50% kleiner als die der nicht vorgeschädigten Proben. Von Schievenbusch [42] wurden verschiedene Geometrien von in Sheet-Molding-Compound (SMC) eingebettete Inserts mittels eines eingeschraubten Gewindestiftes und einem Impactor in einem Fallwerk mit zwei Impactenergien (988 J und 1620 J) belastet. Hierbei zeigte sich, dass das höchste Energieaufnahmevermögen durch einen Winkel von 45° der Hinterschneidungsfläche des integrierten Inserts gegenüber der SMC-Plattenfläche erreicht wird. Restfestigkeitsmessungen nach Vorschädigung an metallischen Inserts sind jedoch bisher nicht publiziert.

2.4.3 Kerbeinfluss und Spannungsüberhöhung von Inserts

Querschnittsänderungen innerhalb des Lastpfades, wie sie bei den in der vorliegenden Arbeit verwendeten Inserts im Übergangsbereich auftreten, führen dort immer zu Spannungsüberhöhungen. Unter der Annahme eines linear-elastischen Werkstoffverhaltens kann die Kerbformzahl α_k beschrieben werden als das Verhältnis der maximalen Spannung im Kerbgrund zu der nominellen Spannung im Kerbquerschnitt.

$$\alpha_k = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{nk}} \quad (2-1)$$

Weiter lässt sich die Kerbformzahl für einen Rundstab nach DIN 743-2 [72] wie in Abbildung 2-13 dargestellt abschätzen zu:

$$\alpha_k = 1 + \frac{1}{\sqrt{0,62 \cdot \frac{r}{t} + 7 \cdot \frac{r}{d} \left(1 + 2 \cdot \frac{r}{d}\right)^2}} \quad (2-2)$$

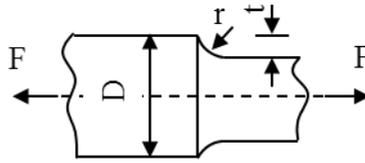


Abbildung 2-13: Geometrie eines gekerbten Rundstabes nach DIN 743-2 [72]

Da Kerben durch die resultierende Spannungsüberhöhung auch einen Einfluss auf die Dauerfestigkeit ausüben, muss diese unter zyklischen Beanspruchungen mit berücksichtigt werden [73]. Die Kerbwirkzahl β_k ist dabei definiert als das Verhältnis der Dauerfestigkeit der glatten zu der Dauerfestigkeit der gekerbten Probe.

$$\beta_k = \frac{\sigma_D}{\sigma_{D,k}} \quad (2-3)$$

Ist die Kerbformzahl, Streckgrenze σ_S und Zugfestigkeit σ_R bekannt kann die Kerbwirkzahl mit den Gleichungen (2-4) [74] und Gleichung (2-5) [75] berechnet werden.

$$\beta_k = 1 + (\alpha_k - 1) \cdot \eta_k \quad (2-4)$$

$$\eta_k = \frac{1}{1 + \frac{8}{r} \left(1 - \frac{\sigma_S}{\sigma_R}\right)^3} \quad (2-5)$$

2.4.4 Zyklische Beanspruchung

2.4.4.1 Mechanisch zyklische Beanspruchung

Das Ermüdungsverhalten von Metallen ist gekennzeichnet durch Bruch, resultierend aus einem Fehler oder Riss und dessen Wachstum. Im Vergleich dazu ist das Ermüdungsverhalten in FVK gekennzeichnet durch die Entwicklung und Akkumulation von mehreren Schädigungsmechanismen wie Faser-/Matrixbrüche oder Delamination [76–78]. Es kann dadurch bereits bei kleinen Lastspielzahlen und Amplituden zu ersten Schädigungen im Laminat

kommen. Die Schädigungsakkumulation kann zu signifikanten Steifigkeitsverlusten führen und ist somit bestimmend für die Lebensdauer des FVK [79; 80]. So konnte bereits gezeigt werden, dass in FVK-Metall-Hybriden solch ein Steifigkeitsverlust während zyklischer Beanspruchungen auch durch eine progressive Ablösung der Grenzschicht zwischen Metall und FVK entstehen kann [81; 82]. Da sich FVK unter Beanspruchungen in Dickenrichtung anders verhalten als in der Faserebene wurden diese Einflüsse in [83] und [84] an verschiedenen FVK Laminaten untersucht. Schädigung trat dabei meist durch Matrixversagen, Ablösen der Faser von der Matrix (debonding) und Delamination auf. Nach Helmy und Hoa [85] sind Matrixtaschen potenzielle Rissinitiierungspunkte, welche herstellungsbedingt vorhanden sind wenn zusätzliche Laminatlagen oder Metalleinleger in das Laminat eingebracht werden.

Wechselverformungsversuche werden im Allgemeinen dafür verwendet das Ermüdungsverhalten von Werkstoffen zu beschreiben und Lebensdauerprognosen (vgl. Kapitel 2.4.5) daraus abzuleiten. Die zu untersuchenden Proben werden dabei einer sich wechselnden Beanspruchung eines konstanten Lastverhältnisses R von Unter- zu Oberspannung ausgesetzt. Wechselverformungskurven sind Spannungs/- Dehnungsdiagramme von Wechselverformungsversuchen und sind demnach gekennzeichnet durch Hystereseschleifen, die durch jeden Lastwechsel beschrieben werden. Eine zyklische Spannungs-Dehnungskurve (ZSD) beschreibt den Zusammenhang von Spannungs- und plastischer Dehnungsamplitude im Bereich der Sättigung dieser Wechselverformungskurven. Somit kann eine ZSD als eine Charakterisierung des ermüdungstypischen Festigkeits- und Verformungsverhalten betrachtet werden, da sich Ver- oder Entfestigungen im Material eindeutig ablesen lassen [86]. ZSD lassen sich nach [87] beschreiben zu:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = k' \cdot \left(\frac{\Delta\varepsilon_p}{2}\right)^{n'} \quad (2-6)$$

dabei ist $\frac{\Delta\varepsilon_p}{2}$ die plastische Dehnungsamplitude und n' die Steigung in einer doppellogarithmischen Auftragung. Ein Verfahren zur Bestimmung der ZSD stellt der Laststeigerungsversuch dar. Dabei wird die Amplitude, mit der die Probe beansprucht wird, stufenweise bis zum Bruch der Probe erhöht bis eine

Sättigung eintritt. Sättigung tritt ein, sobald sich die Hystereseschleife der Spannungs-Dehnungs-Kurve schließt und die Dehnungen bei weiterhin gleichbleibender Kraft nicht weiter zunehmen. Die Auftragung der Sättigungswerte ergeben dann die ZSD [86].

Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten an in SMC eingebetteten Inserts wurde bereits von Schievenbusch [42] mittels Laststeigerungsversuchen erbracht. Es wurde ein Lastverhältnis von $R = -1$ mit einer Prüffrequenz von $f = 5 \text{ Hz}$ bei einem Startlastniveau von 5 kN eingestellt. Die Laststufenhöhe betrug 2500 N bei einer Lastspielzahl von 2000. Somit wurden die Laststeigerungsversuche nicht durchgeführt um eine ZSD zu erhalten, um damit eine potentielle Lebensdauerprognose ableiten zu können (vgl. Kapitel 2.4.5). Stattdessen wurde mit Hilfe dieser Versuche das Verhältnis von Verlust- zu Speicherarbeit in jedem Lastniveau mittels Hysteresismessverfahren ausgewertet um dadurch die Dämpfungseigenschaften der Inserts in Abhängigkeit der geometrischen Parameter zu erhalten. Auch hier zeigte sich wie in Kapitel 2.4.2.2 ein klarer Vorteil der Inserts mit 45° Hinterschneidungsfläche, welche zu einer entscheidenden Reduzierung der Dämpfung beiträgt.

In [46] wurden die bereits in Kapitel 2.4.1 erwähnten gedrehten Inserts nachträglich auf die ausgehärtete Laminatplatte aufgeklebt und anschließend ein kreisrundes, gelochtes Gewebepflaster auflaminiert. Nachfolgend wurden die Proben unter zyklischen Biegebeanspruchungen im Einstufenversuch geprüft. Dazu wurde ein Verhältnis von Unter- zu Oberlast von $R = 0,1$ und eine Prüffrequenz von $f = 4 \text{ Hz}$ eingestellt. Schädigung der CFK-Proben trat immer im Pflaster-Plattendrucklastbereich in unmittelbarer Nähe zur Insertkante auf und führte dort zu Druckversagen der Fasern. Im Vergleich zu den quasistatischen Biegeversuchen kam es nicht zu einem schlagartigen Durchtrennen des Laminates, sondern zu sukzessivem Faserbruch bzw. graduelltem Steifigkeitsabfall durch Zwischenfaserbrüche. Das Ermüdungsverhalten konnte jedoch nur aufgrund eines annähernd linearen Verlaufs abgeschätzt werden, da keine modellbasierte Lebensdauerprognose erstellt wurde.

Da das Ziel dieser Arbeit darin besteht die eingebetteten Inserts unter bauteilnahen Beanspruchungen zu untersuchen und die Inserts im späteren

Anwendungsfall immer mechanisch zyklischen Beanspruchungen ausgesetzt werden, liegt der Forschungsbedarf in der Untersuchung der zyklischen Festigkeit und des Versagensverhaltens.

2.4.4.2 Thermisch zyklische Beanspruchung

Die Herstellung von FVK ist durch die Matrixschwindung und unterschiedliche Ausdehnungskoeffizienten von Fasern und Matrix immer verbunden mit dem Entstehen von Eigenspannungen [88; 89]. Ausgehend von dem spannungsfreien Zustand bei der Harzinjektion bei Herstellungstemperatur [90; 91], entwickeln sich die Eigenspannungen in der Abkühl- und Aushärtephase [92]. Dadurch bilden sich auch bei der Herstellung von FVK-Metall-Hybriden durch die unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten der Metallphase und FVK Eigenspannungen aus, welche sich negativ auf mechanische Eigenschaften auswirken können [93–95]. Mit steigender Temperaturdifferenz, insbesondere während einer thermischen Zyklisierung, des spannungsfreien Zustandes und der aktuell vorherrschenden Temperatur im Laminat steigen auch die Eigenspannungen, welche ausreichen können, um bereits Schädigungen im Laminat in Form von Delaminationen oder Rissen hervorzurufen [96–99]. Diese Schädigungen können mit der Anzahl thermischer Zyklen ansteigen [99]. In Shimokawa et. al. [100] wurden Proben einer thermischen Belastung von -54 °C bis $+177\text{ °C}$, bei einer Zykluszeit von 38 min , ausgesetzt. Es konnte gezeigt werden, dass sich Mikrorisse im Laminat bereits nach 10 Zyklen entwickelt haben. Obwohl die Anzahl der Mikrorisse mit der maximalen Zykluszahl von 10.000 weiter anstieg, hatte dies jedoch nur einen sehr geringen Einfluss auf die nachfolgende Restdruckfestigkeit, die zudem nur minimal geringer war als die der nicht zyklisierten Proben.

Untersuchungen nach dem Einfluss thermischer Zyklisierung auf die Festigkeit von eingebetteten Inserts ist nach jetzigem Stand der Forschung nicht erfolgt. Dabei ist davon auszugehen, dass sich herstellungsbedingt Eigenspannungen durch Ausdehnungskoeffizientenunterschiede Faser/Matrix und CFK/Stahl ausbilden. Diese Eigenspannungen könnten demnach insbesondere in der Abkühlphase der thermischen Zyklisierung weiter zunehmen und Schädigung im Laminat selbst oder in der Grenzfläche Insert/CFK verursachen. Sinnvoll wäre hierbei eine Untersuchung mit einer unterschiedlichen Anzahl von

thermischen Zyklierungen, da die Literatur bereits darlegen konnte, dass die Höhe der Schädigung in Form von Mikrorissen deutlich zunehmen kann.

2.4.5 Lebensdauerprognosen von Faserverbundwerkstoffen

Unter einer Lebensdauer versteht man die Anzahl an zyklischen Lastspielen N_B , die unter einer konstanten Last zum Bruch der Probe führt. Das Ziel der Bestimmung des Ermüdungsverhaltens von Materialien liegt im Allgemeinen in der Abschätzung bzw. Prognose dieser Lebensdauer. Eine häufig angewendete Methode zur Abschätzung der Lebensdauer von Metallen bietet die Hypothese von Palmgren-Miner. Diese geht von der Annahme aus, dass jede Spannung σ_i in einem Lastspiel eine Schädigung d_i in Abhängigkeit der Bruchlastspielzahl $N_{B,i}$ in diesem Lastniveau hervorruft [101]:

$$d_i = \frac{1}{N_{B,i}} \quad (2-7)$$

Somit ergeben N_i Zyklen eine Teilschädigung D_i :

$$D_i = \frac{N_i}{N_{B,i}}, \quad (2-8)$$

wobei Gesamtschädigung eintritt sobald $D = 1$ ist. Dieses kumulative Schädigungsmodell wurde bereits häufig übertragen auf FVK [102; 103]. Die Schädigungen können dazu bspw. physisch oder mikroskopisch über die Höhe der Rissdichte [104] oder die Risslänge [105; 106] bestimmt werden. Da bei Metallen Schädigung bestimmt ist durch die Initiierung und Wachstum eines dominierenden Schädigungsmechanismus, ist bei FVK das Schädigungsverhalten bestimmt durch die Initiierung und Wachstum mehrere Risse. Diese Risse können innerhalb der Matrix, des Laminates, zwischen Laminaten (Delamination) oder als Ablösung der Fasern (debonding) auftreten [107]. Somit ist die Übertragbarkeit des Modells der linearen Schädigungsakkumulation nach Palmgren-Miner auf FVK-Strukturen aufgrund der unterschiedlichen Schädigungsmechanismen und der damit verbundenen inkonstanten Geschwindigkeit der Schädigungsentwicklung problematisch

[108]. Somit gibt es bereits andere lineare und nicht-lineare kumulative Schädigungsmodelle die auf FVK-Strukturen angewendet wurden. Das spannungsabhängige, nicht-lineare Schädigungsakkumulationsmodell nach Marco-Starkey [109] beschreibt dabei den Schaden D als:

$$D = \left(\frac{N_i}{N_{B,i}} \right)^{C_i}, C_i > 1 \quad (2-9)$$

wobei C_i vom jeweiligen Lastniveau abhängt. Nachteilig hierbei ist die Bestimmung des Exponenten C_i die möglich ist, wenn die Schädigungsentwicklung während der Schwingbelastung bekannt ist [110; 111]. Lebensdauerprognosen aufgrund des Steifigkeitsverlustes können anhand des Sekanten- [107; 112] oder Ermüdungsmoduls [110] erstellt werden. Der Sekantenmodul zum Lastwechsel N ist definiert als [113]:

$$E(N) = \frac{F_{max(N)} - F_{min(N)}}{\Delta l_{max(N)} - \Delta l_{min(N)}} \quad (2-10)$$

Die Indices „max“ und „min“ stehen für die in dem Lastwechsel auftretenden maximalen und minimalen Werte der Kraft F und der Wegzunahme Δl . Der Ermüdungsmodul $F(N)$ ist definiert als das Verhältnis der maximalen Spannung über der maximalen Dehnung in einem Lastwechsel N [113]. Die Schädigung D lässt sich demnach definieren zu [111]:

$$D = \frac{F_0 - F_N}{F_0 - F_f} \quad (2-11)$$

F_0 kann mit dem E-Modul im ersten Lastspiel und F_f mit dem Ermüdungsmodul bei Versagen gleichgesetzt werden. Versagen der Probe tritt demnach ein sobald $F_N = F_f$ gilt. Eine weitere Möglichkeit zur Abschätzung des Steifigkeitsverlustes bietet das Modell von Ogin et. al. [114], angewendet für [0°/90°] GFK-Lamine. Dies ist ähnlich aufgebaut, wie das Modell von Poursartip et. al. [115], welche die Rissdichtegeschwindigkeit als eine Funktion der maximalen Spannung während des Lastniveaus und der momentanen Rissdichte beschrieben. In dem Modell von Ogin wird die Steifigkeitsverlustgeschwindigkeit proportional zu einem Vielfachen des Quotienten der maximalen Spannung und dem Verhältnis von momentaner Steifigkeit zur

Ausgangsteifigkeit festgelegt. Eine Lebensdauerprognose anhand der Restfestigkeiten in Abhängigkeit des Lastniveaus wurde im Bereich der FVK auch durchgeführt [116–118]. Eine Möglichkeit der Abschätzung der Restfestigkeit liegt dem Modell von Reifsnider und Stinchcomb [119] zu Grunde, welches bereits Anwendung im Bereich der FVK fand [120; 121]. Dieses Modell ist definiert als:

$$F_r = 1 - \left\{ \int_0^N (1 - F_a)^{1/j} \frac{dN}{N_B} \right\}^j \quad (2-12)$$

Mit j als Materialparameter und F_r als Restfestigkeit nach N Zyklen. F_a ist durch das jeweils verwendete Schädigungskriterium (bspw. maximale Spannungs-kriterium - MSK) beschrieben. Es gibt nach jetzigem Stand der Forschung weitere zahlreiche Modelle zur Abschätzung der Lebensdauer von FVK. Für eine detaillierte Übersicht sei hier auf [111] und [122] verwiesen.

Neben linearen bzw. nicht-linearen Schädigungsakkumulationsmodellen gibt es eine weitere Möglichkeit zur Lebensdauerprognose metallischer Werkstoffe. Diese besteht in der Anwendung des von Basquin [123] entdeckten Zusammenhanges von Spannungsamplitude $\frac{\Delta\sigma}{2}$ und Bruchlastspielzahl N_B :

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma'_B \cdot (N_B)^b \quad (2-13)$$

dabei ist σ'_B der Ermüdungsfestigkeitskoeffizient und b der Ermüdungsfestigkeitsexponent. Hierbei kann nach [124] der Ermüdungsfestigkeitskoeffizient näherungsweise angenommen werden als die im quasistatischen Zugversuch ermittelte Bruchspannung. Weiter besteht nach Morrow [87] der Zusammenhang:

$$b = - \frac{n'}{1+5n'} \quad (2-14)$$

Unter Vorgabe der Spannungsamplitude kann demnach mit Gleichungen (2–6), (2–13) und (2–14) und gegebener ZSD eine empirische Lebensdauerprognose nach Basquin-Morrow erstellt werden. Diese Lebensdauerprognose kann auch auf den Kerbgrund angewendet werden, in dem der Kerbeinfluss

mit Hilfe der Kerbwirkzahl β_k berücksichtigt wird und sich die Basquin-Morrow Beziehung beschreiben lässt zu [125–127]:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} \cdot \beta_k = \sigma'_B \cdot (N_B)^b \quad (2-15)$$

Die Basquin-Morrow Beziehung wurde bereits häufig für metallische Werkstoffe angewandt [128], wobei die Übertragung dieser Beziehung nach jetzigem Stand im Bereich der FVW nur innerhalb der MMC Gruppen erfolgt ist. So gibt es bereits erstellte Lebensdauerprognosen für faserverstärktes Aluminium mit Fasern aus Al_2O_3 [129], Eisen-, Nickel- oder Cobaltbasislegierungen [130; 131].

In Kapitel 2.4.4.1 wurden bereits die zyklischen Versuche an Inserts von Schwarz et. al. [46] vorgestellt. Hierbei wurde Versagen und damit das Prüfungsende interpretiert als Faserbruch oder Absinken der Steifigkeit auf unter 90% des Startwertes. Durch die Auftragung der Maximalkraft über die Schwingspielzahl und linearer Regression ist eine Abschätzung des Ermüdungsverhaltens in dem Lastbereich möglich.

2.5 Experimentelle Techniken zur Bestimmung des Schädigungsverhaltens

In diesem Kapitel werden die in der vorliegenden Arbeit verwendeten Methoden zur Bestimmung des Schädigungsverhaltens und Entwicklung und der jeweilige Stand der Forschung hinsichtlich der Anwendung bei der Analyse von FVK vorgestellt.

2.5.1 (In situ-) Computertomographie

Mit Hilfe der Röntgen Computertomographie (CT) ist es möglich die lokale Laminatqualität (Hohlräume, Faseranordnungen oder Porengehalte) von FVK zu bewerten [132; 133]. Ex situ-CT Versuche beinhalten dabei die Bewertung der Schädigung der Probe nach der Belastung. Dadurch kann beispielsweise der Einfluss von Impactversuchen auf die Verteilung der Matrixbrüche

im CFK-Laminat [134] oder Schädigungsmechanismen im Laminat (Faser/Matrix-Ablösung oder Zwischenfaserbruch) nach mechanischen Versuchen untersucht und bestimmt werden. Nouri et. al. [135] benutzten die Computertomographie zur Bewertung der Korrelation von schubspannungs-indizierter Faser/Matrix-Ablösung und quer zur Beanspruchungsrichtung verlaufender Risse innerhalb eines CFK-Laminates. Auch gibt es bereits ex situ-CT Untersuchungen von Zugversuchen an FVK-Bolzenverbindungen, in denen der Versuch jeweils unterbrochen wurde, um das Bauteil anschließend zu scannen [136]. Hierbei konnten Versagensmechanismen wie Delamination und Faser- Matrixbrüche eindeutig identifiziert werden. Der in situ-CT Versuch bietet den Vorteil, dass Schädigungen während der Beanspruchung detektierbar und interpretierbar sind. Es sind bereits in situ-CT Versuche an FVK-Sandwichstrukturen durchgeführt worden, um das Schädigungsverhalten unter Druck- und Impactbeanspruchungen zu untersuchen [137–139]. Auch wurden in [140–143] bereits CFK-Lamine im CT unter Druck- und Zugbeanspruchungen untersucht, um das Schädigungsverhalten (Faser-/Matrixbruch, Faserknicken, Delamination) zu bewerten und mit der beaufschlagten Last zu korrelieren. Untersuchungen zur Schädigungsentwicklung während der Beanspruchung mittels in situ-CT Versuchen an in FVK eingebetteten, metallischen Krafteinleitungselementen sind bisher nicht erfolgt.

2.5.2 Schallemissionsanalyse

2.5.2.1 Übersicht

Als Schallemission wird im Allgemeinen die Freisetzung elastischer Energie in Form von impulsförmigen, elastischen Druckwellen bezeichnet, die entstehen, wenn ein Werkstück einer thermischen oder mechanischen Belastung ausgesetzt ist [144; 145]. Die Schallemissionsanalyse (SEA) beruht folglich auf der Messung akustischer Wellen, welche durch Rissbildung oder Verformung ausgestrahlt und an der Oberfläche des Werkstückes mittels piezoelektrischer Sensoren erfasst und weiterverarbeitet werden [145; 146]. Die Sensoren haben unterschiedliche Übertragungsfunktionen bezüglich Amplitude und Phase. Hierbei wird zwischen Breitbandsensoren und resonanten Sensoren unterschieden. Resonante Sensoren sind in einem relativ

kleinen Frequenzbereich um ihre Resonanzfrequenz am empfindlichsten. Im Gegensatz dazu haben Breitbandsensoren mehrere Eigenfrequenzen und sind daher in der Lage über einen größeren Frequenzbereich hin zu messen, jedoch mit einer insgesamt geringeren Empfindlichkeit als resonante Sensoren [145; 147]. Die mit den jeweiligen Sensoren aufgenommenen Signale werden mittels Vorverstärkern (Gain) verstärkt und an einem Rechner weitergeleitet. Hierbei wird in kontinuierliche und transiente Signale unterschieden, wobei sich die transienten Signale dahingehend unterscheiden, dass Beginn und Ende des Signales eindeutig definiert ist. Ein beispielhaftes, transientes Signal ist in Abbildung 2-14 dargestellt.

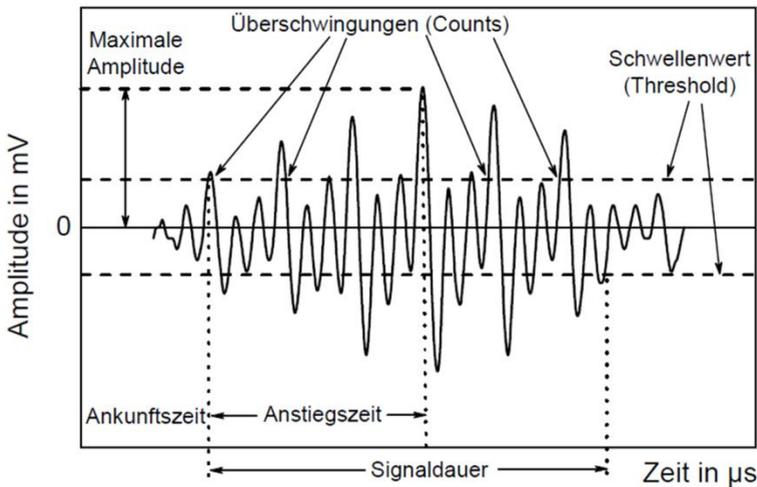


Abbildung 2-14: Beispielhafter Verlauf eines transienten Signales mit charakteristischen Größen aus [148] nach [145]

Ein Ereignis (Hit) beginnt beim erstmaligen Überschreiten (Count) eines vorher eingestellten Schwellwertes (Threshold). Das Signal eines Ereignisses mit der Signaldauer t_{AE} ist beendet, sobald der Schwellwert in einer vorher definierten Zeit, der Duration Discrimination Time (DDT), nicht mehr überschritten wird. Durch die Rearm Time (RAT) wird festgelegt, ab welchem

Zeitpunkt ein neuer Datensatz aufgezeichnet werden soll. Wichtige Parameter eines Hits sind neben der Anzahl der Counts (N_{AE}), die Anstiegszeit bis zur maximalen Amplitude (t_{peak}) oder die Energie, die dem Integral des quadrierten Spannungsverlaufes über der Signaldauer entspricht [149]. Der Root-Mean-Square-Wert (RMS) gibt den quadratischen Mittelwert des Hintergrundgeräusches an, entspricht also dem Mittelwert zwischen zwei Hits.

Mit Hilfe der Ankunftszeit und dem Laufzeitunterschied Δt der von unterschiedlichen Sensoren empfangenen Signale ist eine Schallortung möglich. Bei Kenntnis der Schallgeschwindigkeit v und der Sensorpositionen (x_1, x_2) ergibt sich die lokalisierte x-Koordinate x_{lok} zu [145; 150]:

$$x_{lok} = \frac{x_1 + x_2 - v \cdot \Delta t}{2} \quad (2-16)$$

Die maximale, theoretische Messgenauigkeit dx ist von der Abtastrate des Schallemissionsmessgeräts S_r und von der Schallgeschwindigkeit abhängig [151]:

$$dx = \frac{v \left[\frac{m}{s} \right]}{S_r \left[\frac{1}{s} \right]} \quad (2-17)$$

Die Auswertung der Schallemissionsanalyse wird grundsätzlich unterschieden in parameterbasierte und signalbasierte Analyse [152; 153]. Die parameterbasierte Analyse beruht auf der Auswertung und Zählung individueller Signale aus den gemessenen Wellenformen nach Maximalamplituden, RMS, Counts etc. [154]. Bei der signalbasierten Analyse werden die Schallereignisse zunächst als digitalisierte Wellenform mittels Transientenrekorder gespeichert. Mit Hilfe einer (Fast-)Fourier-Transformation (FFT) können die aufgezeichneten Signale als Überlagerung vieler harmonischer (monochromatischer) Schwingungen dargestellt werden [155]. Dadurch ist es möglich die zeitbasierten Signale in deren Frequenzanteile zu zerlegen und die Auswertung der Schädigungsmechanismen anhand des Frequenzspektrums ganzer Wellenformen durchzuführen [149; 156].

Mustererkennungsverfahren können daraufhin genutzt werden, um basierend auf den SEA Parametern Klassen (Cluster) zu finden, die dann verschiedenen Schädigungsmechanismen zugeordnet werden können [152; 153].

2.5.2.2 Anwendung der SEA unter Belastung von FVK

SEA ist bereits ein gängiges Verfahren, um Schädigungen in FVK ausgehend von Faser- und Matrixbrüchen, Delamination oder Faser-Matrix-Ablösung zu identifizieren [157–159], wobei Matrixbrüche unter Last zumeist als erstes auftreten [152; 160]. Es gibt bereits eine Vielzahl an Veröffentlichungen, die sich mit der parameterbasierten Auswertung der Schallemission von FVK auseinandergesetzt haben. Dabei konzentrierten sich alle Veröffentlichungen ganz oder teilweise auf die Auswertung der maximalen Amplitude. Abhängig vom eingesetzten SEA-System, Matrix-/Fasermaterial und Belastungszustand ergeben sich dabei teilweise gänzlich unterschiedliche Angaben. So werteten die Autoren von [161], [162] und [163] Signale mit einer Maximalamplitude kleiner 40 dB als Matrixbrüche, wohingegen in [164] und [165] die Grenzen für Matrixbrüche zwischen 40 dB und 55 dB gelegt wurden. Faser/Matrix Grenzflächenablösung wurde von vielen Autoren als Signale höherer Amplitude interpretiert. Ageorges et. al. [162] und Kotsikos et. al. [166] legten daher die Grenzen für diese Art der Schädigung zwischen 40 dB und 60 dB bzw. 55 dB. In [165] und [164] wurde der obere Grenzwert auf 65 dB angehoben. Die Grenzen der Maximalamplitude für Schädigung durch Faserbruch wurde in [167] und [168] weiter erhöht und mit bis zu 80 dB festgelegt. Die Gefügeanalyse zur Bestätigung der SEA Auswertungen und Interpretationen erfolgte dabei meist visuell [160] oder mittels Rasterelektronenmikroskopie (REM) nach der Prüfung [169] oder unmittelbar nach Auftreten charakteristischer SEA-Signale und anschließender Fortsetzung der Prüfung [165]. Jedoch konnte häufig auf SEA-Versuche an Proben mit unterschiedlichem Lagenaufbau auf faser- ($[0^\circ]$) bzw. matrixdominante ($[90^\circ]$) Versagensverhalten geschlossen werden [152; 170], was eine nachfolgende Interpretation der SEA-Signale erleichterte. Schädigungen durch Delamination wurde in den meisten Veröffentlichungen mit den SEA-Signalen der jeweils höchsten gemessenen Amplitude gleichgesetzt [163; 166–168; 171]. Weiter wurde auch die Signaldauer [171] und die Anstiegs-

zeit der Signale in Abhängigkeit der Schädigung untersucht. Ujjin [167] wertete außerdem t_{peak} der jeweiligen Schädigungen aus und legte die Grenzen für Grenzflächenablösung auf $1 - 5 \mu s$, für Faserbruch auf $5 - 20 \mu s$ und für Delamination auf über $20 \mu s$. Chen et. al. [172] konnten zeigen, dass kumulierte SEA-Energien von hybriden CFK/Stahl-Laminaten im Zugversuch sehr gut korrelieren mit der Spannungs-/Dehnungs-Kurve. Die kumulierte SEA-Energie stieg dabei rapide an, sobald es zu massiven Spannungsabfällen gekommen ist. Eine Zuordnung zu einzelnen Schädigungsmechanismen war jedoch nicht möglich. Auch wurden bereits zusammenhängende SEA-Signale von FVK unter Belastungen untersucht und ausgewertet. So testeten Barnes und Ramirez [171] CFK-Rohre und kamen zu dem Schluss dass Signale mit hoher Signaldauer und gleichzeitig kleinen maximalen Amplituden mit Delamination und Grenzflächenablösung gleichzusetzen sind und Faserbrüche eher Signalen hoher Amplitude und Signaldauer zuzuordnen sind. Signalbasierte Auswertungen von FVK unter Belastung sind bereits auch umfangreich durchgeführt worden. Suzuki et. al. [173] beobachteten folgende Frequenzgrenzen in Abhängigkeit der Schädigungen von GFK-Laminaten in Zugversuchen: Matrixbruch ($30 - 150 kHz$), Grenzflächenablösung ($180 - 290 kHz$) und Faserbruch ($300 - 400 kHz$). Die Ergebnisse der Frequenzen durch Faserbruch wurden auch von Bak et. al. [174] an Zugversuchen von überlappten GFK-Laminaten bestätigt. Auch wurden bereits in [175] Glasfaserzugversuche durchgeführt. Der Frequenzbereich lag hierbei auch zwischen $350 - 450 kHz$. Groot et. al. [176] detektierten Faserbrüche an UD-CFK-Laminaten anhand Frequenzen oberhalb von $300 kHz$. Iwamoto et. al. [177] legten für Faserbrüche von CFK-Laminaten in verschiedenen Versuchen den Bereich von $400 - 450 kHz$ fest. Magalhaes und Moura [178] untersuchten das Kriechverhalten verschiedener FVK-Lamine mit Überlappungen und bewerteten die aufgetretenen Schädigungsmechanismen anhand der SEA-Energie und der Zunahme der SEA-Signale. Eine Übersicht der Veröffentlichungen über die Einteilung nach den Schädigungsmechanismen für parameter- und signalbasierte Analysen an FVK ist in [153] (vgl. Tabelle 2-2 und Tabelle 2-3) enthalten.

Tabelle 2-2: Zusammenfassung parameterbasierter SEA-Analysen einiger Publikationen [153]

Versagen	Amplitude [dB]	$t_{peak}(\mu s)$	$t_{AE}(ms)$
Matrixbruch	< 40 Ageorges et. al. [162]	-	< 1 Ageorges et. al. [162]
	40-55 Barre und Benzeggagh [165]		> 0.1 Ono [179]
	40-55 Benmedakhene et. al. [164]		
	< 40 Barnes und Ramirez [171]		
	21-24 Berthelot und Rhazi [161]		
	< 40 Li und Zhao [163]		
Debonding	40-60 Ageorges et. al. [162]	1-5 Ujin [167]	10-15 Ageorges et. al. [162]
	60-65 Barre und Benzeggagh [165]		
	30-60 Park et. al. [168]		
	40-50 Ujin [167]		
	55-65 Benmedakhene et. al. [164]		
	40-55 Kotsikos et. al. [166]		
Faserbruch	75-90 Ageorges et. al. [162]	5-20 Ujin [167]	15-25 Ageorges et. al. [162]
	85-95 Barre und Benzeggagh [165]		< 0.1 Ono [179]
	60-80 Park et. al. [168]		
	50-80 Ujin [167]		
	60-62 Berthelot und Rhazi [161]		
	> 76 Li und Zhao [163]		
Delamination	< 50 Ono [179]		
	> 100 Park et. al. [168]	> 20 Ujin [167]	2-10 Barnes und Ramirez [171]
	80-100 Ujin [167]		0.2 Ono [179]
	55-70 Kotsikos et. al. [166]		
	40-60 Barnes und Ramirez [171]		
	52-78 Li und Zhao [163]		
	50-70 Ono [179]		

Tabelle 2-3: Zusammenfassung signalbasierter SEA-Analysen einiger Publikationen [153]

Versagen	Frequenz (kHz)
Matrixbruch	250 und 700 Ageorges et. al. [162]
	150-350 Park et. al. [168]
	90-180 Groot et. al. [176]
	50-150 Russel und Henneke [180]
	30-150 Suzuki et. al. [173]
	160-200 Oskouei und Ahmad [175]
	<100 Iwamoto et. al. [177]
Debonding	100 und 250 Ageorges et. al. [162]
	200-250 Park et. al. [168]
	240-310 Groot et. al. [176]
	230-450 Suzuki et. al. [173]
	250-310 Oskouei und Ahmad [175]
Faserbruch	100 und 300 Ageorges et. al. [162]
	200-300 Park et. al. [168]
	300 Groot et. al. [176]
	140-180 Russel und Henneke [180]
	250-400 Suzuki et. al. [173]
	360-450 Iwamoto et. al. [177]
Delamination	700-800 Park et. al. [168]
	230-450 Suzuki et. al. [173]
	>450 Oskouei und Ahmad [175]
	150-350 Iwamoto et. al. [177]

Aus Tabelle 2-2 und Tabelle 2-3 wird sofort ersichtlich, dass für keine der bei FVK unter Beanspruchung auftretenden Schädigungsmechanismen eine einheitliche Einteilung der SEA-Parameter weder für eine parameter- noch für eine signalbasierte Auswertung möglich ist. Dafür ist die SEA als Ganzes von zu vielen Faktoren (Halbzeug, Matrixsystem, Faserorientierung, Lagenaufbau, Sensoren und Befestigung derer, Messsystem, Beanspruchungsart, etc.) abhängig, als dass man sich zur Einteilung der Schädigungsmechanismen auf die Literatur berufen könnte. Somit wird für jede SEA immer zu-

nächst eine eigene Auswertung und Interpretation der Messergebnisse empfohlen. Außerdem ist weiterhin nachteilig an den o.g. parameter- und signalbasierten Auswerteverfahren die Unsicherheit, die von einem einzelnen Schädigungsmechanismus ausgehen kann. So kann bereits ein einzelner Matrixriss ein SEA-Signal sehr großer Frequenzbreite hervorrufen [181]. Außerdem ergeben sich bereits kurz nach dem Entstehen der Signale Abschwächungen, aufgrund von Überlagerungseffekten, dispersiver Wellenausbreitung in FVK (Dispersionsdämpfung) oder Materialdämpfung, welche die Identifizierung von Schädigungsmechanismen erschweren [169; 182–184]. Aus diesem Grund haben sich Mustererkennungsverfahren etabliert, mit denen eine Klassifizierung der SEA-Signale ausgehend von einem multiparametrischen Datensatz möglich ist und dadurch Schädigungsmechanismen von FVK genauer segmentieren werden können [122; 185]. Es gibt bereits eine Vielzahl an Veröffentlichungen, die sich mit der Clusterung von Schädigungen in FVK beschäftigen haben, welche sich jedoch in der Anwendung der zur Klassifizierung notwendigen Algorithmen teilweise unterscheiden [169; 170; 186–191]. Huguet et. al. [182] verwendeten die Technik der selbstorganisierenden Karte von Kohonen [192] um die Schädigungsmechanismen von GFK-Rohren unter Zugversuchen erfolgreich segmentieren zu können. De Oliveira [160] untersuchten mit derselben Technik GFK-Laminat unter Zugbeanspruchung und es konnten insgesamt sechs verschiedene Signalcluster identifiziert werden. Im Bereich gefügter FVK gibt es nur wenige Schädigungsuntersuchungen mittels SEA, die sich jedoch auch nur auf die parameter- bzw. signalbasierte Auswertung konzentrierten. Eine Untersuchung der Schädigungsentwicklung mit Hilfe signal- und SEA sowie Anwendung eines Mustererkennungsverfahrens bei der Untersuchung von FVK mit eingebetteten Inserts ist bisher nicht erfolgt.

2.6 Finite-Elemente Simulation von FVW

Die Finite-Element (FE) Simulation findet bereits breite Anwendung zur Schädigungsvorhersage und zur Vervollständigung experimenteller Untersuchungen [193; 194]. Zur Schädigungsvorhersage in FVW werden dabei die Grenzflächen häufig als unabhängig, adhäsive Grenzschicht „Cohesive Ele-

ments“ (CE) oder als lösbarer Knotenpunkte „Cohesive Behavior“ (CB) mit einem geeigneten Schädigungskriterium modelliert [194]. Dabei wird oft das auch in dieser Arbeit verwendete maximale Spannungskriterium (MSK) verwendet. Dieses beruht auf einem linear elastischen Verschiebungsmodell, welches von einem linearen Spannungsverlauf mit nachfolgender Schädigungsinitiierung ausgeht. Dieser Sachverhalt ist in Abbildung 2-15 abgebildet.

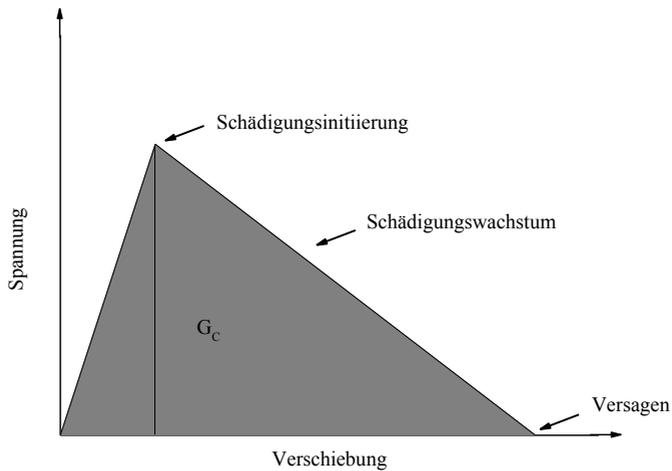


Abbildung 2-15: Schematische Darstellung des Spannungs-Verschiebungs-Verhaltens mit der Bruchenergie G_c [195]

Schädigungsinitiierung tritt ein, sobald die maximalen Spannungsverhältnisse des Koordinatensystems $\langle n, s, t \rangle$ aus Gleichung (2-18) den Wert 1 erreichen.

$$\max\left\{\left(\frac{\langle \sigma_n \rangle}{\sigma_n^0}\right), \left(\frac{\sigma_s}{\sigma_s^0}\right), \left(\frac{\sigma_t}{\sigma_t^0}\right)\right\} = 1 \quad (2-18)$$

Der Nennspannungsvektor $\boldsymbol{\sigma}$ besteht aus der Normalkomponente σ_n und den Scherkomponenten σ_s, σ_t . Die Klammern von $\langle \sigma_n \rangle$ besagen, dass eine reine

Druckbeanspruchung nicht zu einer Schädigungsinitiierung führt. Die Werte σ_n^0 , σ_s^0 und σ_t^0 entsprechen den maximal ertragbaren Spannungen. Bis zum Eintritt der Schädigung besteht daher ein linearer Zusammenhang zwischen Spannung und Verschiebung. Sobald Gleichung (2-18) erfüllt ist setzt Schädigung ein und wird mittels linearer Degression mit einer skalaren Schädigungsvariablen D beschrieben. Letztere besitzt bei Schädigungsinitiierung noch den Wert 0 und steigt bei totalem Knotenversagen bis auf 1 an. Dadurch ergeben sich nach die Spannungskomponenten im Schädigungswachstum zu

$$\sigma_n = \begin{cases} (1 - D) \cdot \bar{\sigma}_n, & \bar{\sigma}_n \geq 0 \\ \bar{\sigma}_n, & \text{sonst} \end{cases} \quad (2-19)$$

$$\sigma_s = (1 - D) \cdot \bar{\sigma}_s \quad (2-20)$$

$$\sigma_t = (1 - D) \cdot \bar{\sigma}_t \quad (2-21)$$

mit den Spannungskomponenten $\bar{\sigma}_n$, $\bar{\sigma}_s$ und $\bar{\sigma}_t$ die für ein Verhalten ohne Schädigung vorliegen. Die Bruchenergie G_c ist dabei die gesamte Energie die benötigt wird, um ein vollständiges Versagen der Knotenpunkte zu verursachen und entspricht der gesamten Fläche unterhalb der Kurve aus Abbildung 2-15.

Aymerich et. al. [196] simulierten durch mechanische Vorschädigung hervorgerufene Delaminationen in CFK-Laminaten mittels CE und quadratischem Spannungskriterium. Das FE-Modell war dabei in der Lage, Schädigungen in einem weiten Bereich von Impactenergie korrekt vorherzusagen. In [197] wurden drei verschiedene Oberflächeninteraktionen, CE, CB und nicht lösbare tie-Verbindungen, verwendet, um das Schädigungsverhalten unter Biegebeanspruchung von CFK/Stahl-Rohren zu beschreiben und die Ergebnisse miteinander zu vergleichen. Es stellte sich heraus, dass die Versagensmechanismen von CFK-Bruch sowie Delamination sehr gut mittels CE und CB simuliert werden konnten. Eine Simulation mit anschließender Validierung von mechanisch gefügten FVK erfolgte in [198]. Hierbei wurden das Versagen und die Festigkeit von CFK-Laminaten untersucht, wobei die Krafteinleitung mittels einer Bolzenverbindung und die Beschreibung der

Grenzfläche über CE und quadratischem Spannungskriterium erfolgte. Es zeigten sich bezüglich der maximal ertragbaren Lasten gute Übereinstimmungen zwischen Simulation und Experiment. Eingebettete Inserts wurden bereits von Schwarz et. al. [46; 47] simuliert. Dabei wurde das Krafeinleitungselement mittels unlösbarer tie-Verbindung modelliert. Trotz dieser Vereinfachung der Grenzfläche Insert/Laminat konnten die Maximalkräfte gut vorhergesagt werden, wobei das Deformationsverhalten des Inserts nicht beschrieben wurde.

3 Probenherstellung und Geometrien

In diesem Kapitel werden die einzelnen Komponenten, Herstellung und Geometrien der Proben beschrieben. Falls nicht anders erwähnt, wurden alle Herstellungsschritte am Institut für Produktionstechnik – wbk am Karlsruher Institut für Technologie (KIT) im Rahmen der Kooperation des Schwerpunktprogrammes 1712 „Intrinsische Hybridverbunde für Leichtbaustrukturen“ der Deutschen Forschungsgemeinschaft innerhalb des Teilprojektes 3 „Grundlagenuntersuchung intrinsisch gefertigter FVK/-Metall-Verbunde – vom eingebetteten Insert zur lasttragenden Hybridstruktur“ durchgeführt.

3.1 Halbzeug und Insertgeometrien

Für sämtliche in dieser Arbeit untersuchten Bauteile wurde zunächst ein Biaxialgelege der Firma Hexcel (NLT00) mit einem Flächengewicht von 200 g/m^2 in Quadrate von $146 \times 146 \text{ mm}^2$ und $153 \times 153 \text{ mm}^2$ auf dem in Abbildung 3-1 gezeigten Cuttertisch zugeschnitten.



Abbildung 3-1: Schneidisch der Firma Cuttec GmbH Typ CT175N [199]

Exemplarische Bilder mitsamt den jeweiligen Maßangaben der in dieser Arbeit verwendeten Insertvarianten sind in Abbildung 3-2 dargestellt. Beide Inserts bestehen aus dem Edelstahl 1.4301 (X5CrNi18-10). Die Grundplatte des Referenzinserts hat einen Durchmesser von 30 mm und eine Dicke von 1 mm , daher wird das Referenzinsert im Folgenden mit D30H1 abgekürzt. Die Grundplatte wird nachfolgend mittels Bolzenschweißverfahren mit einer M6 Innengewindebuchse gefügt. Das nach [2] optimierte Insert (vgl. Kapitel 2.4.1) ist eine am IAM-WK gedrehte Variante mit identischem Durchmesser und Gewicht des Referenzinserts.

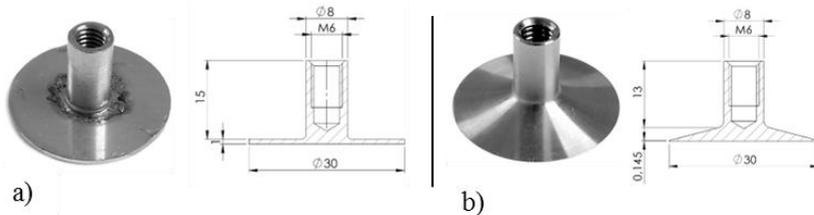


Abbildung 3-2: Exemplarisches Bild und Schnittdarstellung von a) D30H1 (Referenz) und b) optimiertem Insert [200]

Für das Preforming werden nun 4 Lagen der kleineren Quadrate in gleicher Ausrichtung aufeinander gelegt und jede Lage mit Sprühkleber (Airtec 2E®) fixiert. Dann wird das jeweilige Insert mittig positioniert und ein spitz zulaufender Einsatz mit Silikon in das Gewinde des Inserts eingeschraubt. Dieser Schritt dient dazu, die Fasern der nachfolgenden Lagen nicht zu beschädigen. Dazu werden drei Lagen kleiner Quadrate mitsamt einer Decklage eines großen Quadrates spiegelverkehrt zu den ersten vier Lagen über das Insert gestülpt. Die einzelnen Preformschritte sind für beide Insertvarianten in Abbildung 3-3 und Abbildung 3-4 dargestellt.



Abbildung 3-3: Einzelne Preformschritte des D30H1 Inserts [199]

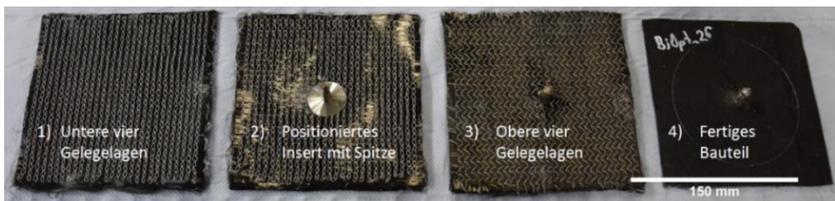


Abbildung 3-4: Einzelne Preformschritte des optimierten Inserts [199]

3.2 RTM-Verfahren und Probengeometrien

Das für das RTM-Verfahren benötigte Werkzeug wurde eigens vom wbk – Institut für Produktionstechnik konstruiert und gefertigt und bestand aus vier Kavitäten, womit eine gleichzeitige, zentrale Infiltration von 4 Bauteilen möglich war. Zur Bauteilherstellung wurde dieses Werkzeug in der Hydraulikpresse (Lauffer Typ RP 400) montiert, wodurch der Schließdruck von 60 bar und die Temperierung des Werkzeuges von 70 °C sichergestellt waren. Das Werkzeug als CAD-Modell und im eingebauten Zustand ist in Abbildung 3-5 zu sehen. Für die Herstellung der beiden Insertvarianten wurden unterschiedliche Einsätze benötigt, weshalb diese austauschbar konstruiert wurden. Die mittige Positionierung der Inserts wurde durch die Gewindebuchsen im Werkzeug realisiert.

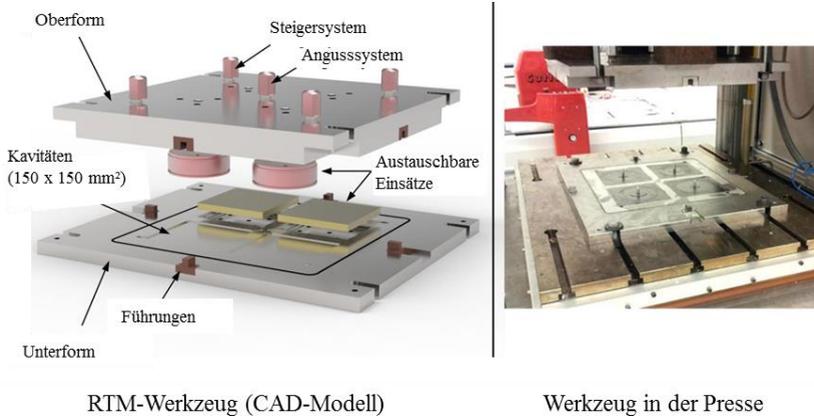


Abbildung 3-5: CAD-Modell und Bild des RTM-Werkzeuges im eingebauten Zustand [2]

Die Bauteilherstellung begann mit dem Eintrennen der Kavitäten mit dem Formtrennmittel HP-HGR5 der Firma HP-Textiles. Vier Preforms wurden daraufhin in die Kavitäten eingelegt. Die Infiltration erfolgte nach dem Schließen der Presse mit der Infiltrationsanlage (Firma Tartler Typ Nadopur VS-2K). Das Harzsystem war von Sika® und bestand aus dem Harz Biresin® CR170 und dem Härter Biresin® CH150-3, welche unmittelbar vor der Infiltration in dem Mischkopf in einem Mischungsverhältnis von 100:24 zusammengeführt wurden. Die Infiltration wurde beendet, sobald aus den Steigern keine Luftblasen mehr ausgetreten sind. Anschließend wurden die Steiger verschlossen und der Regeldruck von 9 bar aufgebaut, um schlussendlich auch den Anguss zu verschließen. Die Bauteile härteten dann 60 Minuten bei der Werkzeugtemperatur von 70 °C aus. Der Abbildung 3-6 können die Probengeometrie für alle in dieser Arbeit verwendeten Bauteile entnommen werden. Der rechnerische FVG aller Proben ergibt sich nach [2] mit den o.g. Faserhalbzeugparametern und der Dicke des Laminats zu 44,2%.

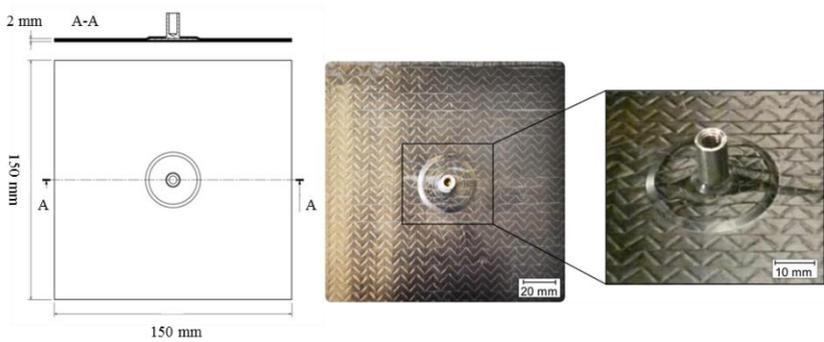


Abbildung 3-6: Probengeometrie und Bild einer Probe mit einem D30H1 Insert [2; 25]

4 Versuchseinrichtungen und Durchführung

Dieses Kapitel beinhaltet die Beschreibung der verwendeten Versuchsaufbauten, sowie der durchgeführten Versuche. Wie bereits in Kapitel 2.4.1 erwähnt wurde in [25] bereits gezeigt, dass der kritische Beanspruchungszustand eingebetteter Inserts die Zugbeanspruchung darstellt, welche mit einem Auszugversuch realisiert wurde. Da sich in dieser Arbeit sämtliche Untersuchungen auf diesen Lastfall beschränken, wird daher nur auf diesen eingegangen, wobei verschiedene Beanspruchungsgeschwindigkeiten betrachtet werden.

4.1 Quasistatische Zugbeanspruchung

Zum Einsatz kam für alle quasistatischen Auszugversuche eine Universalzugprüfmaschine der Firma Zwick mit einer maximalen Prüfkraft von 200 kN. Der Aufbau inklusive einer eingespannten Probe ist in Abbildung 4-1 dargestellt. Zunächst wurde diese in die in Abbildung 4-2 gezeigte, quadratische Vorrichtung nach [25] eingespannt und mit dem unteren Querhaupt fest verschraubt. Durch die in das Insert eingeschraubte M6 Verbindungsschraube (Festigkeitsklasse 12.9) wurde die Kraft F direkt in das Insertgewinde und damit in die Probe eingeleitet. Dazu wurde die obere Traverse lagegeregelt mit $1,5 \text{ mm/min}$ verfahren. Die Aufzeichnung und Auswertung der Messwerte erfolgte über die Software testXpert 2 von Zwick. Die eigentliche Prüfung startet nach dem Erreichen der vorher eingestellten Vorkraft von 50 N und ist als beendet definiert, sobald die Kraft auf 40 % der Maximalkraft abfällt. Es wurden pro Insertvariante fünf gültige Proben geprüft.

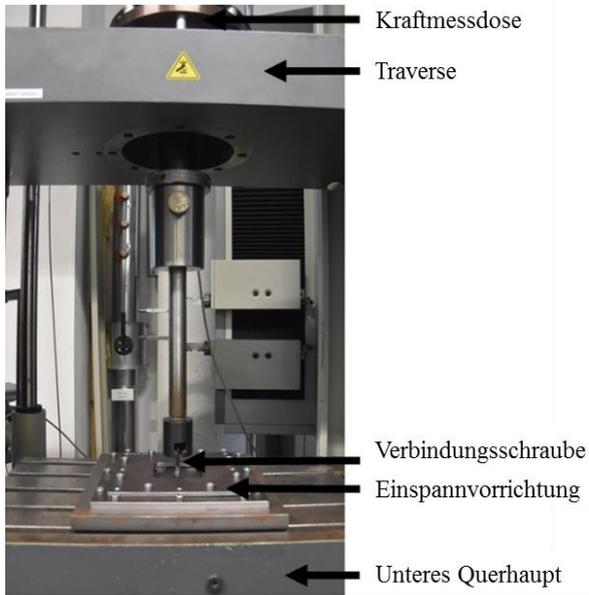


Abbildung 4-1: Versuchsaufbau für quasistatischen Auszugversuch [199]

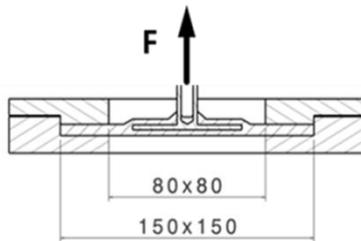


Abbildung 4-2: Quadratische Einspannvorrichtung für Auszugversuche nach [25]

4.2 Dynamische Beanspruchung

Die in dieser Arbeit durchgeführten dynamischen Versuche beschränkten sich auf Hochgeschwindigkeitsauszug- und Vorschädigungsversuche, welche im Folgenden getrennt voneinander beschrieben werden. In beiden Versuchen wurden pro Prüfgeschwindigkeit und Energieniveau je fünf gültige Proben je Insertvariante geprüft.

4.2.1 Hochgeschwindigkeitszugversuch

Die in Kapitel 4.1 vorgestellte Zugprüfung wurde sowohl mit $1,5 \text{ mm/min}$, als auch mit der 100-fachen Geschwindigkeit von $0,0025 \text{ m/s}$ durchgeführt. Für Prüfgeschwindigkeiten von $0,250 \text{ m/s}$ und 15 m/s musste die in Abbildung 4-2 gezeigte Einspannvorrichtung auf eine Hochgeschwindigkeitszugprüfmaschine der Firma Zwick des Typs Amsler HTM5020 mit einer Kapazität von 50 kN und 20 m/s (s. Abbildung 4-3) montiert werden.



Abbildung 4-3: Aufbau des Hochgeschwindigkeitszugversuches [201]

Vor der eigentlichen Prüfung muss dazu zunächst der Beschleunigungsweg ermittelt werden, damit bei Start der Prüfung die gewünschte Prüfgeschwindigkeit vorliegt. Dazu fährt der Kolben der Traverse um die benötigte Vor-

laufstrecke nach unten. Abstandshalter verhindern währenddessen ein Abfallen des Verbindungsstückes von Schraube zu Insert. Die Geschwindigkeiten von $0,250 \text{ m/s}$ und 15 m/s sind zu hoch für die Regelung des Prüfungsendes bei einem Kraftabfall von 40 % der Maximalkraft. Aus diesem Grund wurde das Insert grundsätzlich vollständig aus dem Laminat herausgezogen.

4.2.2 Vorschädigungsversuch (Impact)

Sämtliche Vorschädigungsversuche wurden an einem Fallwerk der Firma Instron dynatup vom Typ 9250HV durchgeführt. Der prinzipielle Aufbau ist in Abbildung 4-4 zu sehen.

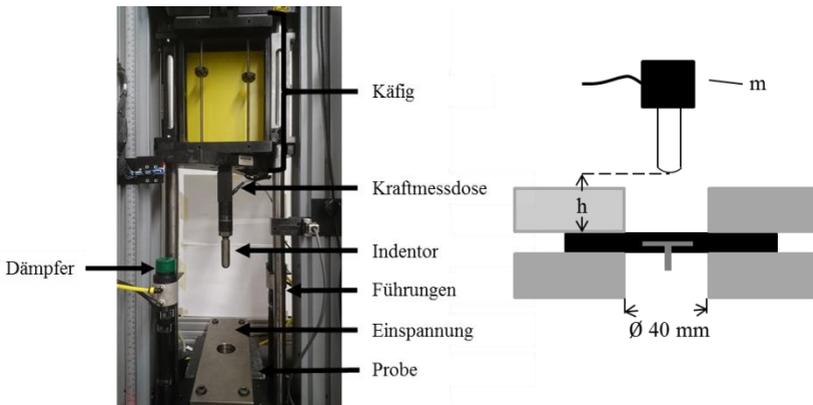


Abbildung 4-4: Versuchsaufbau für die Probenvorschädigung mit eingespannter Probe [202]

In Anlehnung an die DIN EN 6038 [203] wurden die Proben mit unterschiedlichen Energien W vorgeschädigt. Um unterschiedliche Aufprallenergien zu erreichen, wurde unter Beibehaltung der Fallmasse ($m = 5,1 \text{ kg}$) jeweils die Fallhöhe h variiert. Aus Gleichung (4-1) ergibt sich mit der Erdbeschleunigung g und unter Vernachlässigung der Reibung an den Führungen die in Tabelle 4-1 zusammengefassten Aufprallenergien.

$$h = \frac{W}{m \cdot g} \quad (4-1)$$

Tabelle 4-1: Aufprallenergien und Fallhöhen zur Vorschädigung

W [J]	h [m]
6	0,12
9	0,18
12	0,24
16	0,32

Mit Hilfe einer Positionierhilfe wurden die Proben so eingespannt, dass die Vorschädigung mittig unter der Insertbuchse auf der Rückseite des Laminates stattfinden konnte. Der Durchmesser der Bohrungen der Einspannung betrug 40 mm . Nach dem ersten Aufprall verhinderten ausfahrende Dämpfer ein mehrmaliges Auftreffen des Indentors auf die Proben. Auf diese Weise wurden die Proben mit Referenzinsert mit den in Tabelle 4-1 gezeigten Energien beaufschlagt. Das optimierte Insert hingegen wurde bereits bei einer Aufprallenergie von 12 J und 16 J aus dem Laminat herausgeschlagen, weshalb auf diese Energien verzichtet wurde.

4.3 Zyklische Beanspruchung

In dieser Arbeit wurden die Prüfkörper sowohl mittels thermischer Zyklisierung vorgeschädigt, als auch einer mechanisch zyklischen Beanspruchung ausgesetzt, welche in diesem Kapitel daher getrennt voneinander beschrieben werden.

4.3.1 Mechanisch zyklische Beanspruchung

Die mechanisch zyklischen Versuche wurden auf einer servohydraulischen Prüfmaschine der Firma Schenk durchgeführt. Dazu wurde die Einspannung aus Abbildung 4-2 verwendet, wobei die Krafteinleitung nicht über eine Verbindungsschraube erfolgte, sondern über einen in Abbildung 4-5 gezeig-

ten Gewindestift, der in die obere, feststehende Traverse hydraulisch eingespannt wurde.

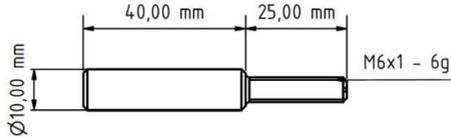


Abbildung 4-5: Gewindestift für die zyklischen Versuche [199]

Mit Hilfe eines weiteren Gewindestiftes wurde die gesamte Einspannung auf den unteren Hydraulikzylinder eingespannt. In Abbildung 4-6 ist der gesamte Aufbau der zyklischen Versuche zu sehen.

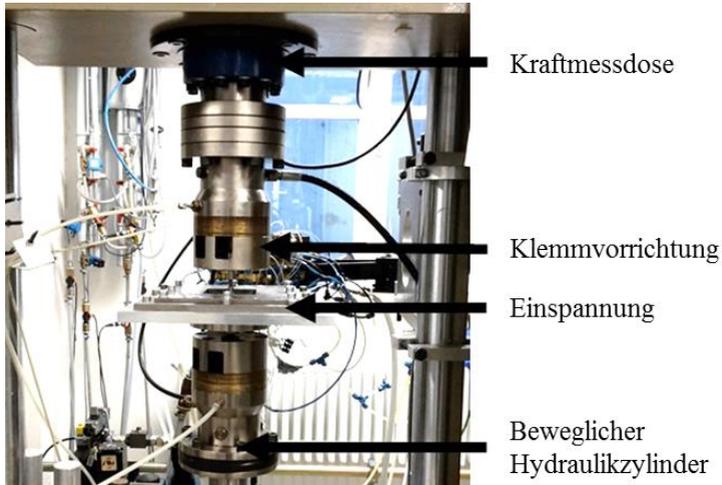


Abbildung 4-6: Versuchsaufbau der zyklischen Versuche [199]

Die Steuerung der Maschine und Auswertung der Ergebnisse erfolgte über eine institutseigene Software basierend auf dem MS-DOS® Betriebssystem. Es wurden jeweils die Kraft und der Kolbenweg ausgewertet. Um einer durch den Kunststoff bedingten inneren Erwärmung während der Beanspruchung vorzubeugen wurde ein Sinusverlauf mit der Frequenz von 1 Hz eingestellt. Da die bereits in [25] erwähnte kritische Beanspruchung die Zugbeanspruchung darstellt wurde für sämtliche Versuche ein Zugschwellbereich mit einem Lastverhältnis von Unter- zu Oberspannung $R = 0,1$ gewählt. Die zu prüfenden Lastniveaus orientierten sich zunächst an den im quasistatischen Auszugversuch ermittelten Festigkeiten. Für beide Insertvarianten wurde als Startwert der Laststeigerungsversuche eine Maximalkraft von 25% der quasistatischen Maximalkraft der Referenzinserts festgelegt und nach Erreichen der Sättigung sukzessive um 500 N gesteigert. Das Lastniveau der Wöhlerversuche beinhaltete bei beiden Inserts eine Maximalkraft von 50% der jeweiligen im quasistatischen Versuch ermittelten Maximalkraft.

4.3.2 Thermisch zyklische Beanspruchung

Thermisch zyklerte Versuche wurden in einer Klimakammer der Firma Vötsch vom Typ VCL 7010 durchgeführt. Dazu wurden die Proben 10, 100 und 1000 Zyklen lang dem in gezeigten Abbildung 4-7 Temperaturzyklus ausgesetzt. Die Restfestigkeit wurde für beide Insertvarianten an 5 Proben pro Temperaturzyklus im nachfolgenden quasistatischen Auszugversuch ermittelt.

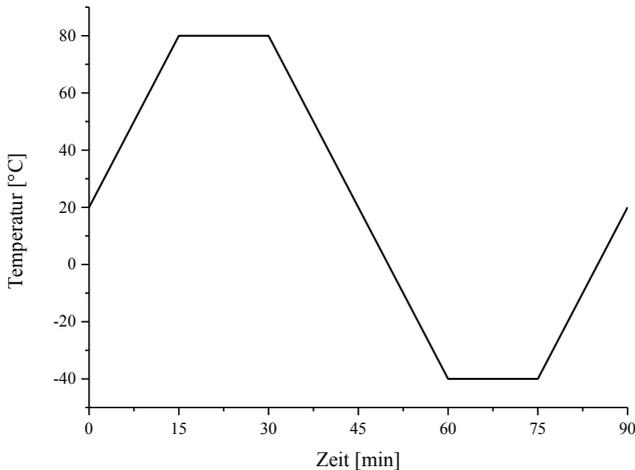


Abbildung 4-7: Temperaturzyklus der thermischen Belastung [204]

4.4 Versuchseinrichtungen und Aufbau zur Bestimmung des Schädigungsverhaltens

Das Schädigungsverhalten der Inserts wurde neben rein visueller Betrachtung auch mittels der Schallemissionsanalyse und der in situ-CT Methode bewertet. In beiden der in diesem Kapitel vorgestellten Methoden wurde pro Insertvariante ein exemplarischer Versuch unter quasistatischer Beanspruchung ausgewertet.

4.4.1 In situ-CT Prüfvorrichtung

Die Versuchseinrichtung und Durchführung der in situ-CT Prüfung von eingebetteten Inserts wurden in Pottmeyer et. al. [205] erstmals vorgestellt. Die in situ-CT Prüfvorrichtung ist eine am IAM-WK entwickelte und hergestellte Zugprüfmaschine mit einer Maximalkraft von 10 kN, welche bereits

Verwendung in [205–207] fand. Der Versuch findet hierbei im CT statt, somit können Schädigungsmechanismen während der Belastung detektiert und analysiert werden. In Abbildung 4-8 ist die Skizze und ein 3D-Modell des Aufbaus mitsamt eingebauter Probe enthalten.

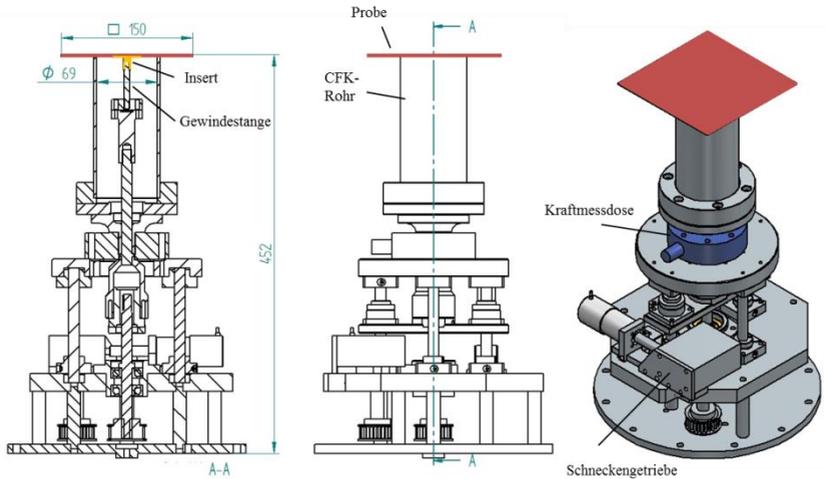


Abbildung 4-8: Skizze und 3D-Modell der in situ-CT Prüfvorrichtung mit eingebauter Probe [205]

Dazu wird wie in Abbildung 4-8 ersichtlich eine M6-Gewindestange in das Insert eingeschraubt und die gesamte Probe auf ein als Niederhalter fungierendes CFK-Rohr gelegt. Die freie Fläche zwischen Insert und Aufstandspunkt des Niederhalters ist kleiner als bei der quasistatischen Einspannvorrichtung (vgl. Abbildung 4-2), was jedoch einen vernachlässigbaren Einfluss auf das Versagensverhalten und die Festigkeit hat. In Abbildung 4-9 ist die im CT montierte Prüfvorrichtung zu sehen. Das CT der Firma Yxlon.CT® besteht aus einer Röntgenquelle, die über ein Target die Röntgenstrahlung emittiert, einem Flächendetektor der Firma PerkinElmer® und einem als Probenhalter dienenden Drehteller. Die Beschleunigungsspannung wurde auf

200 *kV* und der Röhrenstrom auf 0,75 *mA* gesetzt. Es wurden pro Scan 2430 Projektionen in einer Integrationszeit von je 500 *ms* aufgenommen. Mit den gegebenen Abständen Probe/Detektor und Target/Probe ergibt sich eine Auflösung im Detektor von 46,5 $\mu\text{m}/\text{voxel}$.

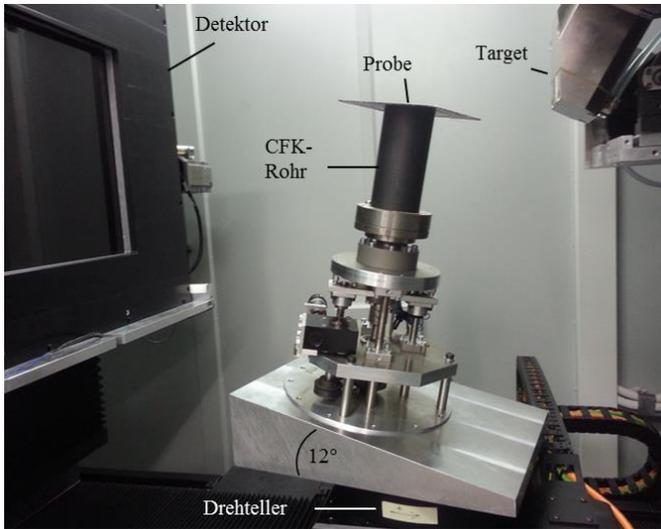


Abbildung 4-9: Aufbau der in situ-CT Prüfvorrichtung innerhalb des CT [205]

Die Strahlauvhärtung der polychromatischen Röntgenstrahlung wurde in diesem Aufbau reduziert, indem die Durchstrahlungslänge der Probe verkleinert wurde [208]. Aus diesem Grund ist die gesamte Prüfvorrichtung um 12° geneigt. Zur weiteren Reduzierung der Strahlauvhärtung wurde zusätzlich eine 1 *mm* dicke Platte aus Zinn vor das Target geschraubt. Die Steuerung der Prüfmaschine erfolgte über eine am IAM-WK entwickelte Software, welche es erlaubt die Maschine jederzeit anzuhalten und Kraft/Weg-Verläufe aufzuzeichnen. Das selbsthemmende Schneckengetriebe verhindert eine Zu- bzw. Abnahme des Verfahrensweges während des Anhaltens der Prüfmaschine. Beim Start der Prüfung wird über ein Schneckengetriebe die Gewindestange lageregert mit 1,5 *mm/min* nach unten verfahren und somit eine Zugbeanspru-

chung auf das Insert eingeleitet. Sobald Schädigung in der Probe aufgrund von Kraftabfällen vermutet wird, wird die Prüfmaschine angehalten und der CT-Scan gestartet. Sobald der Scan abgeschlossen war, wurde die Prüfmaschine zum nächsten Haltepunkt verfahren und gescannt. Insgesamt wurden damit Scans an 9 Haltepunkten bis zum Versagen der Probe durchgeführt.

4.4.2 Vorrichtung und Aufbau der Schallemissionsanalyse

Für die Untersuchung der Schädigungsentwicklung kam zusätzlich zur in situ-CT Analyse die Schallemissionsanalyse zum Einsatz. Die Versuchseinrichtung und Durchführung der Schallemissionsanalyse wurden in Pottmeyer et. al. [207] erstmals vorgestellt. Es wurde ein AMSY-4 System der Firma Vallon mit SEAP3 Vorverstärkern und integriertem Bandpassfilter verwendet. Der maximale Vorverstärkungsfaktor (Gain) wurde auf 49 dB gesetzt. Für beide untersuchten Insertvarianten wurden an 3 Positionen, wie in Abbildung 4-10 dargestellt, SEA-Sensoren über einen Schaumstoff mittels Magnetstativ im Abstand von 60 mm zueinander auf der Probe befestigt. Als Kopplungsmittel wurde Rübensirup der Firma Grafshafter Krautfabrik verwendet.



Abbildung 4-10: SEA-Sensoren 1 bis 3 angeordnet im Abstand von 60 mm zueinander [207]

Bei den hier verwendeten Sensoren handelte es sich um Breitbandsensoren B-1025 der Firma DigitalWave®. Eine exemplarische Sensorempfindlichkeitskurve zeigt Abbildung 4-11.

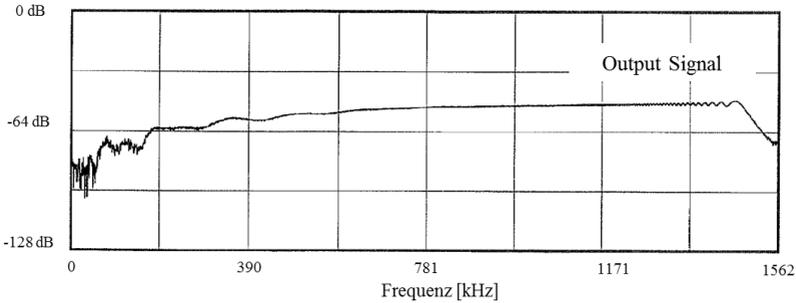


Abbildung 4-11: Sensorempfindlichkeitskurve des Breitbandsensors B-1025 [209]

Zur Vermeidung von Hintergrundgeräuschen wurde der in Vorversuchen ermittelte Schwellwert auf 28 dB gesetzt. Die gesamten Einstellungen des Schallemissionsanalysemessgerätes sind Tabelle 4-2 zu entnehmen.

Tabelle 4-2: Parameter der Schallemissionsanalyse

Gain [dB]	THR [dB]	RAT [ms]	DDT [μs]	S_r [MHz]	Bandpassfilter [kHz]
49	28	0,4	200	5	95 - 2000

Die Schallgeschwindigkeit v des CFK-Laminates wurde innerhalb eines Abstandes von 120 mm zwischen 2 Sensoren direkt auf einer Probe mittels Pulsing unabhängig von 0° bzw. 90° Richtung zu 5450 m/s bestimmt. Diese ist sehr ähnlich zu der in [210] für CFK-UD/Gewebe bestimmten Schallgeschwindigkeit von 5700 m/s . Somit ergibt sich nach

Gleichung (2-17) eine maximal mögliche Messgenauigkeit für die Schädigungslokalisierung von $dx = 1,09 \text{ mm}$.

4.4.2.1 Induktiver Wegaufnehmer (IWA)

Zur gleichzeitigen Bestimmung der Ablösung des Inserts von dem unteren Laminat kam außerdem ein induktiver Wegaufnehmer zum Einsatz, welcher mittig unterhalb der Probe befestigt wurde. Somit konnte der Weg der unteren Laminatfläche direkt unterhalb des Inserts bestimmt werden. In Abbildung 4-12 ist der induktive Wegaufnehmer im in der aus Abbildung 4-2 dargestellten Einspannvorrichtung eingebauten Zustand abgebildet.

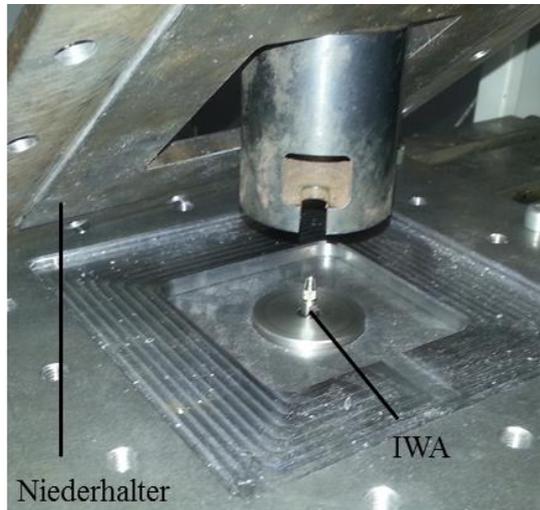


Abbildung 4-12: Induktiver Wegaufnehmer im eingebauten Zustand [207]

4.4.2.2 Mustererkennungsverfahren

Zur Mustererkennung wurde das in [169; 170; 183; 187] ebenfalls an FVK verwendete Verfahren von Herrn Prof. Dr. habil. Markus G. R. Sause vom Institut für Materials Resource Management der Universität Augsburg

angewendet. Das Verfahren ist in Matlab® umgesetzt und das prinzipielle Vorgehen in Abbildung 4-13 beschrieben.

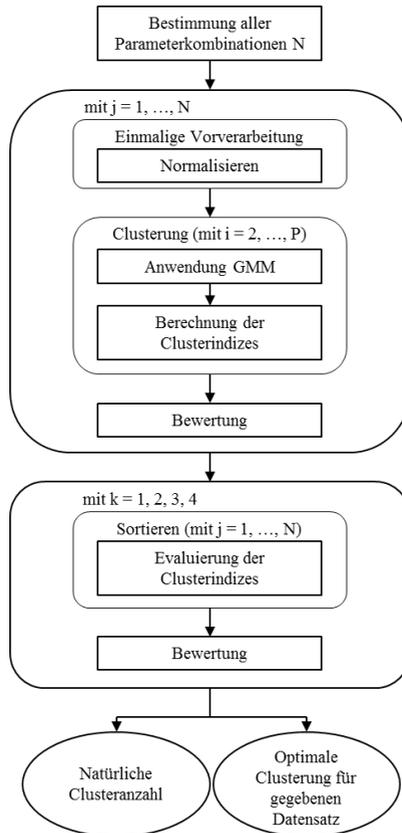


Abbildung 4-13: Prinzipielles Vorgehen des Mustererkennungsverfahrens nach Sause [187]

Dazu wurden die gesamten Datensätze beider Insertvarianten anhand der in Tabelle 4-3 genannten Wellenformparameter ausgewertet.

Tabelle 4-3: Wellenformparameter für Mustererkennungsverfahren [187]

Wellenformparameter	Definition
Zentrierte Frequenz [Hz] (frequency centroid)	$f_{cog} = \frac{\int f \cdot \hat{U}(f) df}{\int \hat{U}(f) df}$ mit $\hat{U}(f)$: Fouriertransformation des Signales $U(t)$
Anfangsfrequenz [Hz] (Initiation frequency)	$f_{init} = \frac{N_{peak}}{t_{peak}}$ mit der Anzahl an Counts bis zur Maximalamplitude N_{peak} in der Zeit t_{peak}
Durchschnittliche Frequenz [Hz] (Average Frequency)	$\langle f \rangle = \frac{N_{AE}}{t_{AE}}$ mit N_{AE} : Gesamtanzahl der Counts und t_{AE} : Zeitdauer des Signales
Abklingfrequenz [Hz] (reverberation frequency)	$f_{rev} = \frac{N_{AE} - N_{peak}}{t_{AE} - t_{peak}}$
Maximalfrequenz [Hz] (Peak Frequency)	f_{max} : Frequenz des Maximums der FFT-Größe
Gewichtetes Frequenzmaximum [Hz] (Weighted Peak Frequency)	$\langle f_{max} \rangle = \sqrt{f_{max} \cdot f_{cog}}$
Frequenzanteile 1-4 [%] (Partial Power 1-4)	$\frac{\int_{f_1}^{f_2} \hat{U}^2(f) df}{\int_0^{1200 \text{ kHz}} \hat{U}^2(f) df}$ Frequenzanteil 1: $f_1 = 0 \text{ kHz}; f_2 = 150 \text{ kHz}$ Frequenzanteil 2: $f_1 = 150 \text{ kHz}; f_2 = 300 \text{ kHz}$ Frequenzanteil 3: $f_1 = 300 \text{ kHz}; f_2 = 450 \text{ kHz}$ Frequenzanteil 4: $f_1 = 450 \text{ kHz}; f_2 = 600 \text{ kHz}$

Der erste Schritt des in Abbildung 4-13 gezeigten Vorgehens beinhaltet zunächst die Bestimmung aller Parameterkombinationen N . Aus Tabelle 4-3 geht hervor, dass die maximale Anzahl an zu untersuchenden Parameter gleich 10 ist. Die minimale Anzahl für das Mustererkennungsverfahren wurde auf 3 festgesetzt. Somit ergeben sich in dem festgelegten Bereich der Clusteranzahl von mindestens zwei und höchstens $P = 8$ die möglichen Parameterkombinationen zu $N = (P - 1) \cdot \sum_{i=3}^{10} \binom{10}{i} = 6776$. Der nächste Schritt umfasst das Normalisieren der jeweiligen Parameterkombination, um dadurch genauere Ergebnisse während der Clusterung zu erzielen [211]. Die Datensätze wurden anschließend mittels gaussian mixture models (GMM) geclustert. Dieses Verfahren bietet viele Vorteile hinsichtlich des überschaubaren Rechenaufwandes und des verständlichen statistischen Modells [212]. Hierbei wird angenommen, dass ein bestehender Datensatz aus einer Mischung mehrerer Normalverteilungen modelliert werden kann [213; 214]. Dazu wird zunächst die Summe von M gewichteten Normalverteilungen (Cluster) $g_j(\vec{x})$ bestimmt [215; 216]

$$p(\vec{x}|\lambda) = \sum_{j=1}^M \pi_j g_j(\vec{x}), \quad (4-2)$$

wobei \vec{x} ein D -dimensionalen Vektor und π_j die a-priori Wahrscheinlichkeiten für die Auswahl der j -ten Normalverteilung beschreiben. Die D -variate Normalverteilung $g_j(\vec{x})$ folgt der Gleichung [216]

$$g_j(\vec{x}) = \frac{1}{(2\pi)^{D/2} |\Sigma_j|^{1/2}} \exp \left\{ -\frac{1}{2} (\vec{x} - \vec{\mu}_j)^T \Sigma_j^{-1} (\vec{x} - \vec{\mu}_j) \right\}, \quad (4-3)$$

mit dem $D \times 1$ Erwartungsvektor $\vec{\mu}_j$ und der $D \times D$ Kovarianzmatrix Σ_j . Um den Rechenaufwand möglichst gering zu halten, wird wie in dieser Arbeit häufig die Kovarianzmatrix für alle Cluster gleich gehalten [217–219]. Das gesamte GMM kann demnach mit $\lambda = \{\pi_j, \vec{\mu}_j, \Sigma_j\}, j = 1, \dots, M$ beschrieben werden. Diese Parameter der GMM λ müssen daraufhin so bestimmt werden, dass $p(\vec{x}|\lambda)$ die Verteilung der Vektoren \vec{x} bestmöglich trifft [215]. Dies kann durch den Expectation-Maximization (EM) Algorithmus durchgeführt werden [217; 220]. Durch abwechselnde Klassifikation (Expectation, E-Schritt) und anschließende Anpassung der Modellparameter λ (Maximizati-

on, M-Schritt) wird dabei die Wahrscheinlichkeit maximiert (\vec{x}) durch das GMM abzubilden [221]. Dazu wird nach jeder Iteration die log-likelihood Funktion der Form

$$L(\lambda) = \sum_{i=1}^n \log(p(x_i | \lambda)) \quad (4-4)$$

maximiert [222; 223]. Der E-Schritt beinhaltet zunächst das Abschätzen der a-posteriori Wahrscheinlichkeit für das Auftreten eines Datenpunktes x_i aus (\vec{x}), $i = 1, \dots, n$ und ist definiert als:

$$r_{ij} = \frac{\pi_j \cdot g_j(x_i | \mu_j, \Sigma_j)}{\sum_{j'=1}^M \pi_{j'} \cdot g_{j'}(x_i | \mu_{j'}, \Sigma_{j'})} \quad (4-5)$$

Der darauffolgende M-Schritt bestimmt mit $n_j = \sum_{i=1}^n r_{ij}$ die neuen Parameter $\bar{\lambda}$ mit: $\pi_j = \frac{n_j}{n}$; $\mu_j = \frac{1}{n_j} \sum_{i=1}^n r_{ij} x_i$ und $\Sigma_j = \frac{1}{n_j} \sum_{i=1}^n r_{ij} (x_i - \mu_j)(x_i - \mu_j)^T$ [224]. Im letzten Schritt wird mittels Gleichungen (4-2) und (4-3) die log-likelihood Funktion aus Gleichung (4-4) neu berechnet und auf Konvergenz geprüft [225]. Für das hier angewendete Mustererkennungsverfahren entspricht die Anzahl an Parametervariationen N eines jeden Iterationsschrittes der Dimension D des zu untersuchenden Raumes. Die hierzu jeweilige Anzahl an Cluster P entspricht der Anzahl gewichteter Normalverteilungen $g_j(\vec{x})$. Mit Hilfe der Arbeit von Günter und Bunke [226] wurden für jeden Iterationsschritt die Cluster bewertet. Dazu wurden zunächst verschiedene Clusterindizes nach berechnet, um so das Optimum der Anzahl der Cluster zu erhalten. Berechnet wurden dabei der Tou-Index [227], der Davies-Bouldin-Index (DB) [228], Rousseeuws Silhouette Wert [229] und die Gamma Statistik nach Hubert [230]. Die jeweiligen Indizes finden sich in den genannten Veröffentlichungen wieder. Die Erklärung über die Funktionsweise eines solchen Index soll hier nur für den DB-Index erfolgen, der definiert ist als:

$$DB = \frac{1}{M} \sum_{i=1}^M \max_{i=1, \dots, M; j \neq i} (d_{ij}), \text{ mit } d_{ij} = \frac{\sigma_i + \sigma_j}{d(c_i, c_j)} \quad (4-6)$$

In M zu untersuchenden Clustern ist σ_i die durchschnittlichen euklidischen Distanzen der Datenpunkte des Clusters i zu dem Zentrum c_i und $d(c_i, c_j)$

entspricht der Länge des Abstandes der Clusterzentren. Der DB-Index korreliert direkt mit $d(c_i, c_j)$ und eine gute Clusterung ist bei kleinen Werten gegeben, sobald Cluster i und j kompakt und deren Zentren weit voneinander entfernt sind. Unter Verwendung der restlichen drei Indizes korreliert eine gute Clusterung jedoch mit hohen Werten. Die Bewertung der Cluster erfolgt nach jedem Iterationsschritt, indem alle vier der o.g. Indizes berechnet werden. Die Bewertung an sich erfolgt über ein Punktbewertungssystem nach Günter und Bunke [226]:

1. Die Clusteranzahl mit der besten Indexperformance erhalten P Punkte
2. Die Clusteranzahl mit der zweitbesten Indexperformance erhalten (P-1) Punkte
3. Die Clusteranzahl mit der schlechtesten Indexperformance erhalten 2 Punkte

Die minimale Punktezahl von 2 ergibt sich durch die minimale Clusteranzahl von 2. Damit werden alle 4 Indizes berechnet und die Funktion (Voting Points) als Summe aller Indizes nach dem globalen Maximum an Punkten bewertet. In Abbildung 4-14 ist dieses Vorgehen an einem Beispiel dargestellt [187].

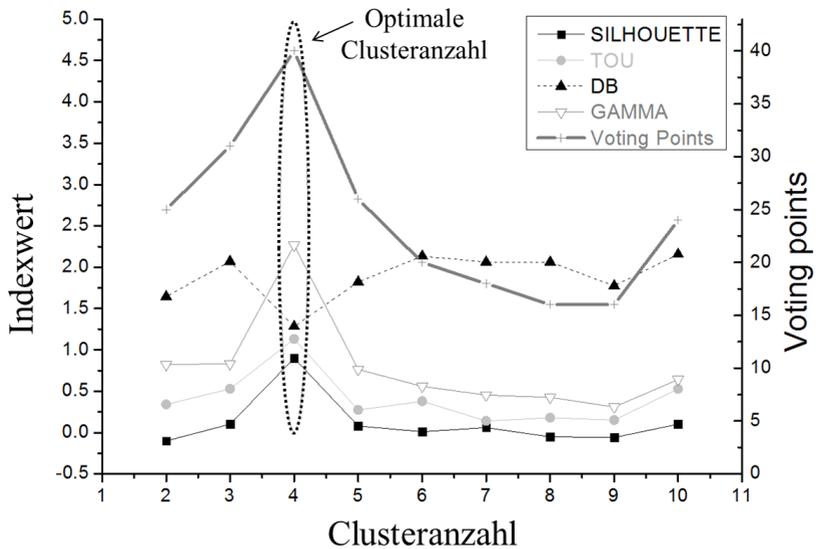


Abbildung 4-14: Prinzipielles Vorgehen der Suche nach dem globalen Optimum der Clusteranzahl [187]

Unabhängig von dem gewählten Index, ist die optimale Clusteranzahl vier. Somit ergeben sich die Voting points bei einer maximalen Anzahl an Clustern von $P=10$ zu 40 Punkten. Die so ermittelte Clusteranzahl ist jetzt Bestandteil eines weiteren Schrittes des Mustererkennungsverfahrens, um die optimale Parameterkombination zu erhalten. Für jeden der vier angewendeten Indizes werden für jede Parameterkombination die 25 besten anhand der Indexwerte beurteilt und folgendermaßen bewertet [187]:

1. Die Parameterkombination mit der besten Indexperformance erhält 25 Punkte
2. Die Parameterkombination mit der zweitbesten Indexperformance erhält 24 Punkte

3. Die Parameterkombination mit der drittbesten Indexperformance erhält 23 Punkte

Damit ergibt sich für eine Parameterkombination, die von jedem Index als optimal eingestuft wurde, für die in dieser Arbeit verwendete Anzahl an Indices von 4 maximal 100 Punkte (siehe Abbildung 4-18 $k = 4$). In [187] konnte bereits gezeigt werden, dass bereits 60 Voting Points nicht geeignet sind natürliche Cluster zu identifizieren.

4.4.3 Modell zur Simulation der Insertdeformation

Das Modell zur Simulation der Insertdeformation wurde im Zusammenhang mit der in situ-CT Prüfung in Pottmeyer et. al. [205] erstmals vorgestellt. Zur Modellierung der Insertdeformation bei quasistatischer Beanspruchung wurde ein in Abbildung 4-15 gezeigtes Viertelschnittmodell des Verbundes mit ABAQUS® aufgebaut.

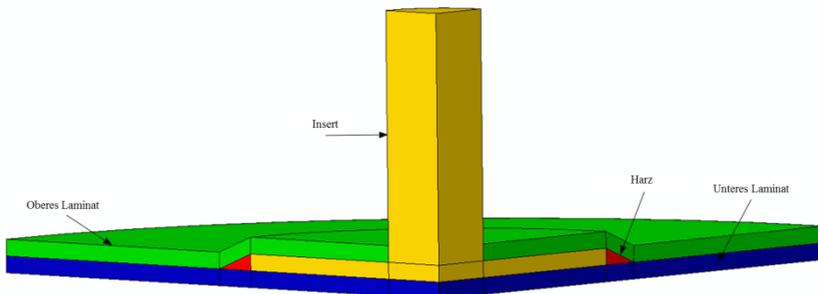


Abbildung 4-15: Aufbau des Viertelschnittmodells des Verbundes [205]

Der Verbund setzte sich nach [231] aus zwei Laminaten zusammen, wobei sowohl das obere als auch das untere Laminat aus je 8 90° zueinander orientierten UD-Lagen aufgebaut wurde, wodurch die Faserorientierungen berücksichtigt wurden. Der Durchmesser des Laminates entsprach dem des Innen-

durchmessers des CFK-Rohres aus Kapitel 4.4.1 von 69 mm . Die Harztasche, die sich herstellungsbedingt um das Insert herumlegt wurde als zusätzliche Phase des Inserts modelliert, jedoch mit den Materialeigenschaften des Harzes wodurch das Insert aus zwei Abschnitten bestand. Die Krafteinleitung erfolgte mittels wegeregelter Randbedingung in axialer Richtung über die äußere Insertgrundfläche. Der Niederhalter wurde realisiert indem die axiale Verschiebung im Randbereich des Laminats gesperrt wurde (in Abbildung 4-16 y-Richtung). Diese Randbedingungen wurden, wie nachfolgend dargestellt, in x, z-Richtung symmetrisch aufgebaut.

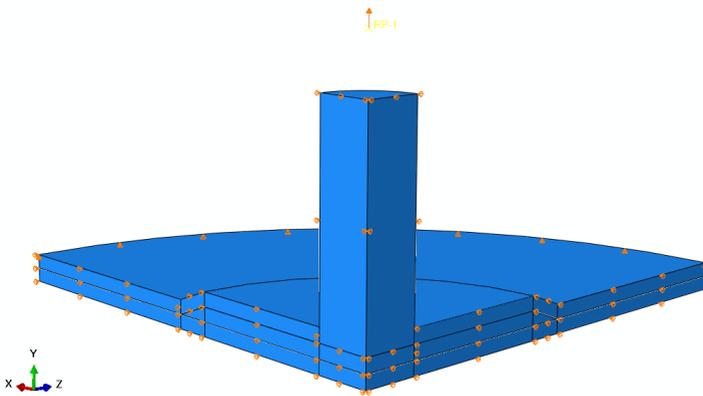


Abbildung 4-16: In x, z- Richtung symmetrische Randbedingungen des Modells; axiale (y-) Richtung ist gesperrt [205]

Das Insert wurde mittels 3D solid mit isotropen Materialeigenschaften modelliert. Das Netz des Inserts und des Laminates bestand aus quadratischen, (20-Knoten) sechsflächigen C3D20R (3D Kontinuumelemente mit je 20 Knoten und reduzierter Integration) Elementen. Wie aus der in Abbildung 4-17 gezeigten Konvergenzstudie hervorgeht, sind bereits 4024 Elemente ausreichend, um gute Ergebnisse zu erhalten. Um den darauffolgenden Rechenaufwand möglichst gering zu halten, wurde das Netz, wie in Abbildung 4-18 dargestellt, aus 4024 Elementen aufgebaut.

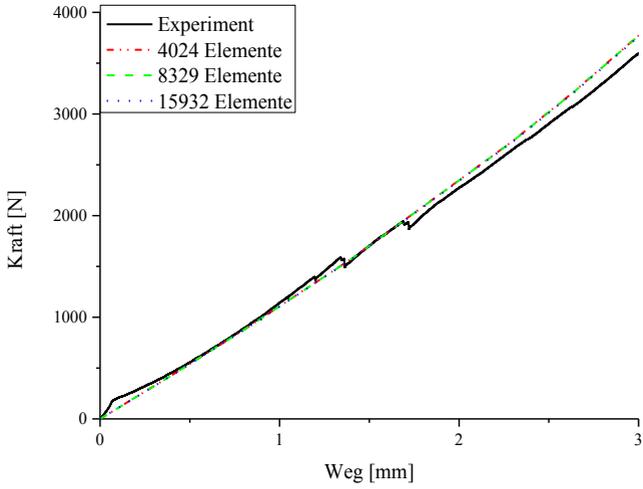


Abbildung 4-17: Konvergenzstudie zur Ermittlung des Einflusses der Anzahl der Elemente [205]

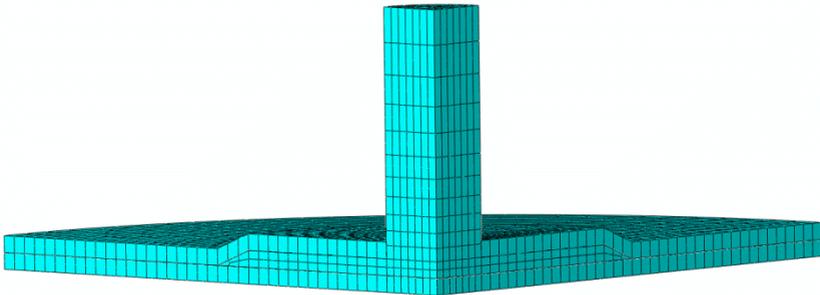


Abbildung 4-18: Netz des Verbundes mit 4024 C3D20R Elementen [205]

Die Grenzfläche Insert/Laminat wurde mittels CB einschließlich MSK (siehe Gleichung (2–18) - (2–21)) modelliert, wohingegen diejenige zwischen den CFK-Lagen mittels tie-Verbindung festgesetzt wurde. Die Materialeigenschaften des Harzes und der Carbonfaser sind aus den jeweiligen Datenblättern entnommen [232; 233] und die Eigenschaften der CFK-UD Schichten wurde mittels Mischungsregel nach Voigt [234] und Reuss [235] berechnet. Die Materialkennwerte des Stahls wurden experimentell mittels Zugversuch bestimmt. Die für das CB notwendigen Parameter zur Beschreibung des Schädigungsverhaltens der Insertablösung sind experimentell mittels Kopfzugversuch, Shear-Edge-Test aus [236] und der Literatur bestimmt worden.

Tabelle 4-4: Parameter der Modellbildung [205]

Modellparameter								
<i>Material</i>	σ_{wahr} [MPa]	ε_{ln}^{pl} [-]	E_1 [MPa]	E_2/E_3 [MPa]	ν_{12}/ν_{13} [-]	ν_{23} [-]	G_{12}/G_{13} [MPa]	G_{23} [MPa]
<i>CFK</i>			107420	5494	0.281	0.35*	2037	2037*
<i>Stahl</i>	199	0	200000		0.24			
	939	0.48						
<i>Harz</i>			3000		0.35		1111	
Schädigungsverhalten								
<i>Grenzfläche</i>	G_{Ic} [N/mm]	$\left\{ \begin{matrix} t_n^o \\ t_s^o \\ t_t^o \end{matrix} \right\}$ [MPa]						
<i>Stahl/CFK</i>	0.35 [237]	2.5** 4***[236] 4***[236]						

*geschätzt, **gemessen mittels Kopfzugversuch, ***gemessen mittels Shear-Edge-Test

5 Ergebnisse

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der in Kapitel 1 beschriebenen Versuche zusammenfassend vorgestellt.

5.1 Quasistatische Beanspruchung

5.1.1 Referenzinsert

Die Ergebnisse des in Kapitel 4.1 beschriebene quasistatische Auszugversuchs sind in Abbildung 5-1 für die Referenzinserts dargestellt. Es wurden pro Insertvariante fünf Proben geprüft und ausgewertet.

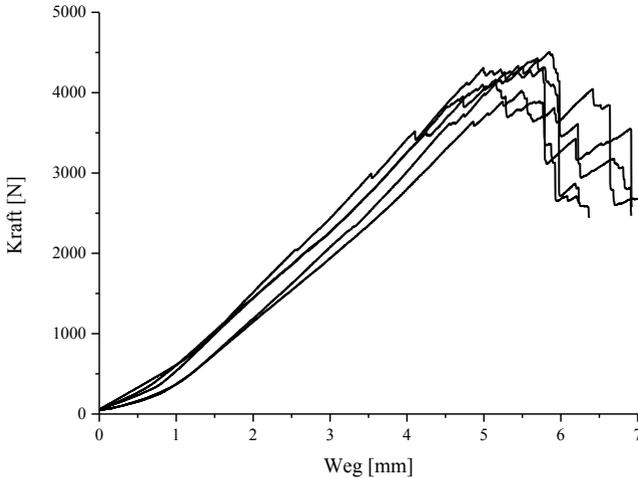


Abbildung 5-1: Ergebnisse des quasistatischen Auszugversuches mit D30H1 Insert

Die mittlere, quasistatische Festigkeit der Referenzinserts ergibt sich zu 4458 N mit einer Standardabweichung von 262 N . Die Steifigkeitssprünge unterhalb ab *ca.* 1 mm Traversenweg ergeben sich wahrscheinlich aus der Ausrichtung des in Abbildung 4-1 gezeigten Gestänges der Krafteinleitung. Sämtliche Proben mit Referenzinsert sind charakterisiert durch die multiplen Kraftabfälle in einem Bereich zwischen 2000 N und 4000 N . In Abbildung 5-2 sind exemplarisch Schädigungsbilder des Referenzinserts enthalten. Zu sehen sind die charakteristischen, kreuzförmigen Faserrisse um die Insertbuchse. In dem Schliffbild (in Abbildung 5-2 c)) ist außerdem die mit den Faserbrüchen einhergehende plastische Deformation des Inserts zu erkennen.

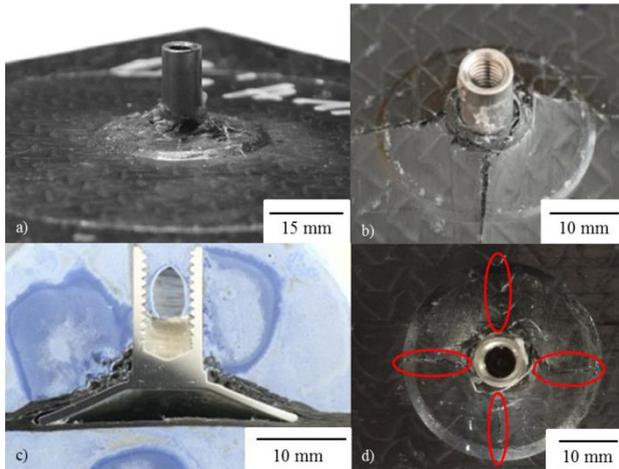


Abbildung 5-2: Bilder einer geprüften Referenzprobe unter quasistatischer Beanspruchung a) und b), c) das Schliffbild zeigt die Deformation der Insrerts, d) charakteristische, kreuzförmige Faserrisse (rot) um die Insertbuchse [2; 25; 200; 207]

5.1.2 Optimiertes Insert

In Abbildung 5-3 sind die Ergebnisse der fünf geprüften, optimierten Insertvarianten dargestellt. Die Kraft/Weg-Verläufe sind dabei gekennzeichnet

durch einen schlagartigen Kraftabfall, der das Ende der Prüfung darstellt. Zwei der Proben weisen vor dem Versagen je einen kleinen Kraftabfall kurz vor dem Versagen der Probe auf. Ähnlich zu den Referenzinserts resultieren die Steifigkeitssprünge ab ca. 1 mm Traversenweg wahrscheinlich aus der Ausrichtung des in Abbildung 4-1 gezeigten Gestänges der Krafteinleitung.

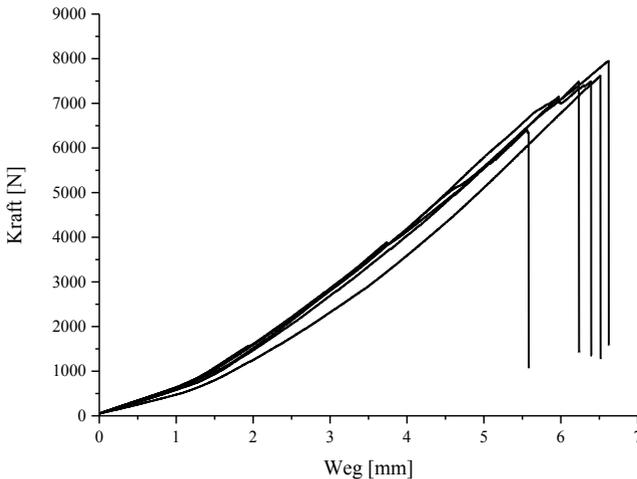


Abbildung 5-3: Ergebnisse des quasistatischen Auszugversuches mit optimierten Inserts

Abbildung 5-4 enthält ein exemplarisches Schädigungsbild der optimierten Insertvariante. Faserbrüche entstehen immer im Übergangsbereich Insert/Laminat, welche senkrecht angeordnet sind, sodass das optimierte Insert im Randbereich einseitig ausbricht (vgl. Abbildung 5-4 a) und b)). Außerdem charakteristisch für diese Insertvariante ist die auftretende Schädigung der Laminatunterseite. Es entstehen teilweise kreuzförmig angeordnete Faserbrüche mittig unterhalb des Inserts welche zusammen mit einer Auswölbung auftreten (vgl. Abbildung 5-4 d)). In dem dazugehörigen Schliffbild (vgl. Abbildung 5-4 c)) ist diese Schädigung als Faserbruch innerhalb des Lamina-

tes zu sehen und eine damit auftretende CFK-Delamination ausgehend vom Randbereich des Inserts (vgl. Abbildung 5-4 c) weißer Pfeil).

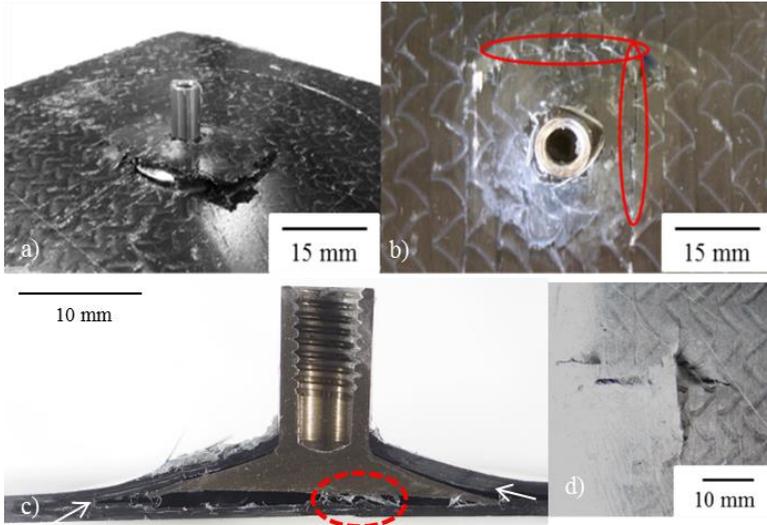


Abbildung 5-4: Bilder einer geprüften Probe mit optimiertem Insert (a), b) charakteristische, senkrecht angeordnete Faserrisse (rot) [200; 207], c) Schlichtbild mit Faserbruch unterhalb des Inserts (rot gestrichelt) und CFK-Delamination (weißer Pfeil) d) von der Laminatunterseite zur Verdeutlichung der Auswölbung und Faserbrüche

5.2 Dynamische Versuche

5.2.1 Referenzinsert

Die Ergebnisse der dynamischen Versuche mit Referenzinserts wurden in Pottmeyer et. al. [204] erstmals vorgestellt. Zur Untersuchung der Dehnratenabhängigkeit wurden dynamische Auszugversuche wie in Kapitel 4.2.1 beschrieben zusätzlich mit $0,0025\text{ m/s}$, $0,25\text{ m/s}$ und 15 m/s durchgeführt. In Abbildung 5-5 sind die Ergebnisse des Referenzinserts zusammengefasst.

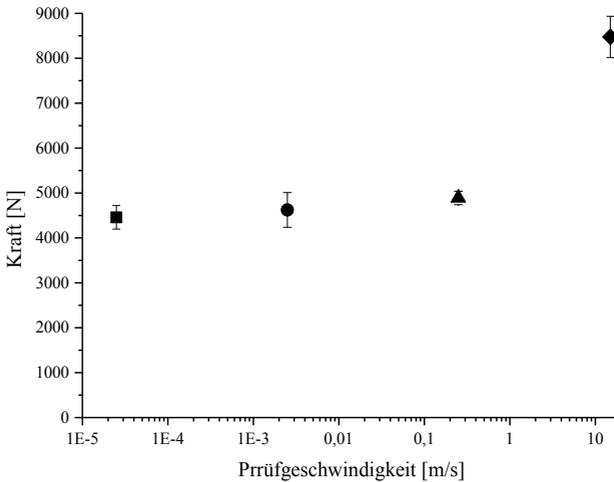


Abbildung 5-5: Zusammenfassung der Dehnratenabhängigkeiten des Referenzinserts [204]

Es zeigt sich bei einer 10000-fachen Erhöhung der quasistatischen Prüfgeschwindigkeit von $1,5 \text{ mm/min}$ auf $0,25 \text{ m/s}$ eine sehr geringfügige Steigerung der Festigkeit. Wird das Insert nochmals mit einer 60-fach höheren Geschwindigkeit beansprucht, erhöht sich die Festigkeit im Vergleich zur Ausgangsgeschwindigkeit jedoch um ca. 90%. In Abbildung 5-6 ist für jede Prüfgeschwindigkeit ein exemplarischer Kraft/Weg-Verlauf der Referenzprobe abgebildet. Der Kraft/Weg-Verlauf der mit $0,0025 \text{ m/s}$ geprüften Probe ist nicht mehr gekennzeichnet durch mehrere Kraftabfälle sondern verläuft nun schlagartig. In dem dazugehörigen Schädigungsbild aus Abbildung 5-7 ist zu erkennen, dass sich nun auch Faserbündelbrüche um die Insertbuchse anstatt einzelner Faserbrüche ausgebildet haben.

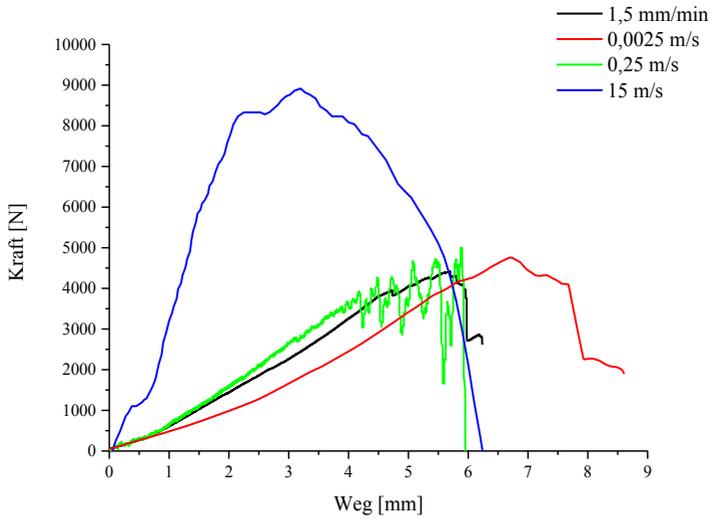


Abbildung 5-6: Exemplarische Kraft/Weg-Kurven des Referenzinserts mit unterschiedlichen Prüfgeschwindigkeiten

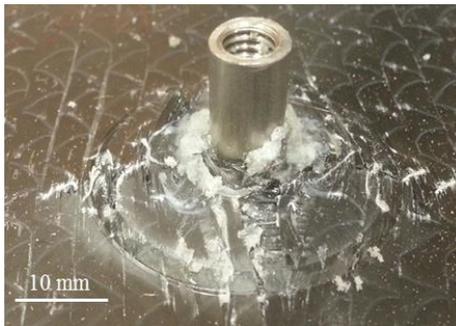


Abbildung 5-7: Post mortem Aufnahme einer mit 0,0025 m/s geprüften Probe mit Referenzinsert [204]

Für die Prüfgeschwindigkeiten von $0,25\text{ m/s}$ und 15 m/s wurde die Hochgeschwindigkeitszugprüfmaschine (vgl. Kapitel 4.2.1) verwendet, womit eine Regelung des Prüfungsendes bei Erreichen von 40 % der Maximalkraft nicht möglich war. Dadurch wurde die Prüfung beendet sobald das Insert vollständig aus dem Laminat herausgezogen wurde. Der exemplarische Kraft/Weg-Verlauf mit $0,25\text{ m/s}$ ist gekennzeichnet durch eine deutlich erhöhte Anzahl an Schwingungen ab ca. 4000 N . Dieses Verhalten ist durch die Überlagerung von Kraftabfällen bedingt durch Schädigungsmechanismen und Schwingungen in der Piezokraftmessdose zu erklären. Der letzte Kraftabfall ausgehend von 5000 N am Ende der Prüfung ist bedingt durch das Herausreißen des Inserts, dargestellt in Abbildung 5-8. Erkennbar sind ein großer CFK-Delaminationsbereich der oberen Laminathälfte, sowie eine plastische Deformation der Insertgrundplatte.

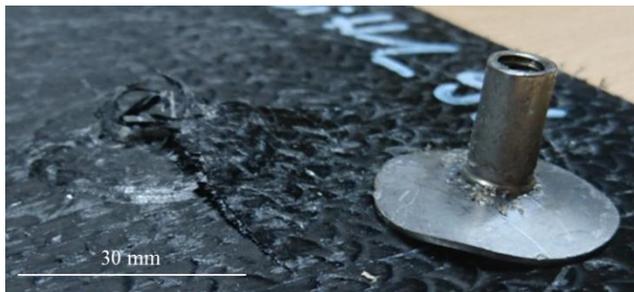


Abbildung 5-8: Bild einer mit $0,25\text{ m/s}$ geprüften Referenzprobe [201]

Die Schwingungen der Kraftmessdose sind in der Kraft/Weg-Kurve der Probe die mit 15 m/s in Abbildung 5-6 nicht mehr dargestellt, da diese erste nach dem Versagen der Probe und damit im negativen Kraftbereich aufgetreten sind. Das Insert wird auch bei dieser Prüfgeschwindigkeit vollständig aus dem Laminat herausgezogen. Das dazugehörige Schädigungsbild ist in Abbildung 5-9 dargestellt. Auffallend ist der Steifigkeitsanstieg der Proben unter einer Beanspruchung von 15 m/s im Vergleich zu denjenigen die mit $0,25\text{ m/s}$ geprüft wurden.



Abbildung 5-9: Bild einer mit 15 m/s geprüften Referenzprobe [201]

Da die Prüfgeschwindigkeiten von den vorgegebenen Geschwindigkeiten aufgrund der notwendigen Beschleunigungswege abweichen können, sind in Abbildung 5-10 die Soll- und Istgeschwindigkeiten mitsamt den Standardabweichungen gegeneinander aufgetragen. Dazu wurde von allen Proben jeweils die Durchschnittsgeschwindigkeit mit Hilfe der Geschwindigkeiten zu Beginn und Ende der Prüfung ermittelt und der Mittelwert aus den Ergebnissen gebildet. Wie in Abbildung 5-10 zu erkennen, wird die Geschwindigkeit von $0,0025\text{ m/s}$ zu jederzeit erreicht, wodurch sich die Standardabweichung von 0 ergibt. Die Geschwindigkeit von $0,25\text{ m/s}$ wird im Mittel nicht ganz erreicht, da gegen Ende der Prüfung die Geschwindigkeiten aufgrund der Überlagerung von Schädigung und Schwingungen zugenommen haben. Die Geschwindigkeit von 15 m/s wird aufgrund der sehr kurzen Prüfungsdauer jedoch gut erreicht.

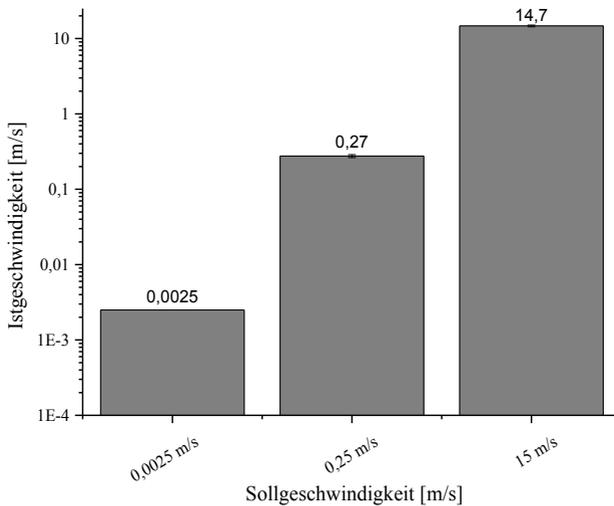


Abbildung 5-10: Vergleich der durchschnittlichen Istgeschwindigkeiten mit den Sollgeschwindigkeiten für die Referenzinserts

5.2.2 Optimiertes Insert

Die Ergebnisse der dynamischen Versuche mit optimierten Inserts wurden in Pottmeyer et. al. [202] erstmals vorgestellt. Die Ergebnisse der Untersuchung der Dehnratenabhängigkeit mit optimierten Inserts sind nachfolgend zu sehen. Zu erkennen ist ein leichter Anstieg der Festigkeit um bis zu 19% im Vergleich von $0,25 \text{ m/s}$ mit der quasistatischen Prüfgeschwindigkeit von $1,5 \text{ mm/min}$. Bei Prüfungen mit 15 m/s fällt die Festigkeit wieder leicht ab, liegt jedoch noch oberhalb der quasistatischen Festigkeit von 7393 N .

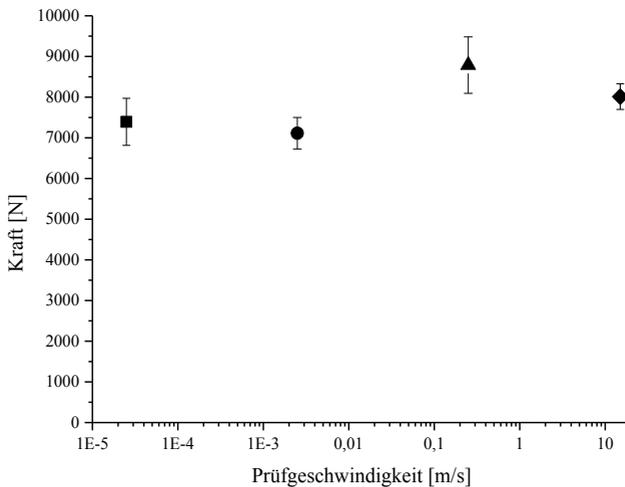


Abbildung 5-11: Zusammenfassung der Dehnratenabhängigkeiten des optimierten Inserts [202]

In Abbildung 5-12 sind beispielhafte Kraft/Weg-Verläufe aller Prüfgeschwindigkeiten dargestellt. Da kein eindeutiger Zusammenhang der Festigkeitssteigerung mit der Prüfgeschwindigkeit zu erkennen ist, sind in Abbildung 5-13 und Abbildung 5-14 die dazugehörigen Schädigungsbilder abgebildet. Aus Abbildung 5-13 geht hervor, dass bereits bei $0,0025 \text{ m/s}$ ein im Vergleich zur quasistatischen Beanspruchung deutlich spröderes Laminatversagen auftritt, welches an den Faserbündelbrüchen erkennbar ist. Weiter weist eine von drei geprüften Proben dieser Prüfgeschwindigkeit auch ein Versagen der Laminatunterseite (Abbildung 5-13 rechts) auf. Regel- bzw. steuerungsbedingt wird auch das optimierte Insert bei $0,25 \text{ m/s}$ und bei 15 m/s unter leichter plastischer Deformation vollständig aus dem Laminat herausgezogen (vgl. Abbildung 5-14). Erkennbar sind auch hier weite Bereiche von Faserbündelbrüchen, wobei die Laminatunterseiten sämtlicher

Bauteile die mit diesen beiden Geschwindigkeiten beansprucht wurden keine Schädigungen aufgewiesen haben.

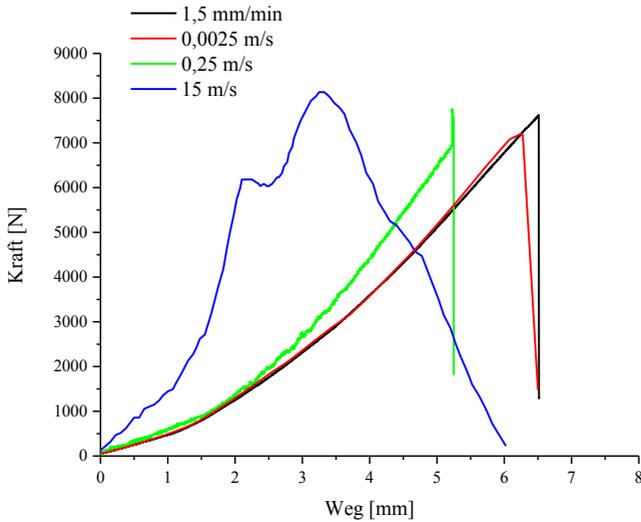


Abbildung 5-12: Kraft/Weg-Verläufe der Prüfungen mit unterschiedlichen Geschwindigkeiten mit optimierten Inserts [202]



Abbildung 5-13: Schädigungsbilder (Laminatober- und Unterseite) der optimierten Inserts mit einer Prüfgeschwindigkeit von 0,0025 m/s

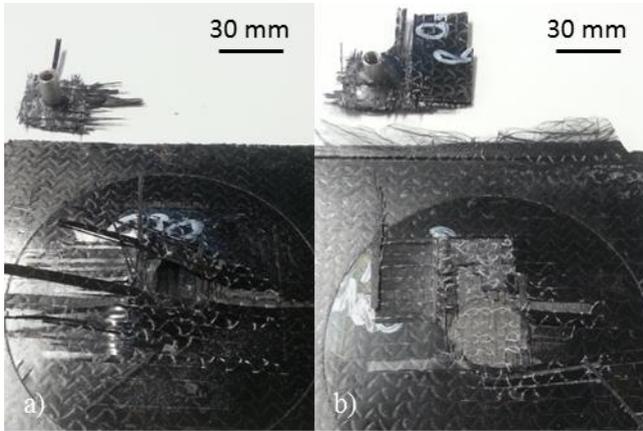


Abbildung 5-14: Schädigungsbilder der optimierten Inserts mit einer Prüfgeschwindigkeit von a) 0,25 m/s und b) 15 m/s

Die Untersuchung der Prüfgeschwindigkeiten ist in Abbildung 5-15 enthalten. Es wurde, wie bei den Referenzinserts, die Soll- und Istgeschwindigkeiten aller Prüfgeschwindigkeiten gegeneinander aufgetragen. Dazu wurden die Durchschnittsgeschwindigkeiten mit Hilfe der Anfangs- und Endgeschwindigkeit aller Versuche berechnet und der Mittelwert mitsamt der Standardabweichung bestimmt. Für alle durchgeführten Geschwindigkeiten wurden nur geringfügige Abweichungen der Sollgeschwindigkeiten erreicht.

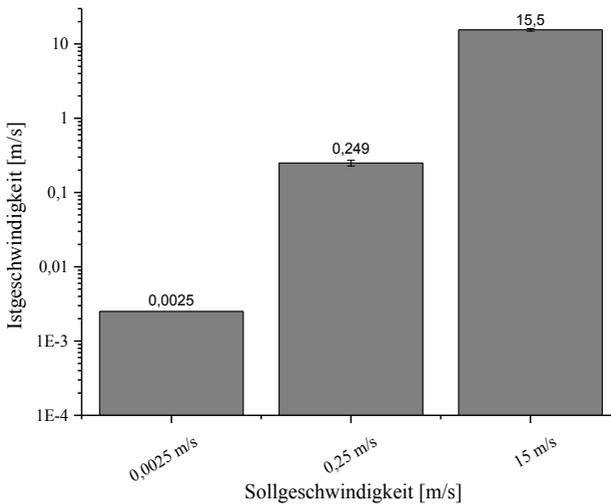


Abbildung 5-15: Vergleich der durchschnittlichen Istgeschwindigkeiten mit den Sollgeschwindigkeiten für die optimierten Inserts

5.3 Zyklische Beanspruchung

Die Ergebnisse der zyklischen Versuche beider Insertvarianten wurden in Muth et. al. [200] erstmals vorgestellt. Für sämtliche in zyklischen Versuchen geprüfte Proben wurde ein kraftbasiertes Versagenskriterium definiert. Das heißt, dass eine Probe erst dann als „versagt“ deklariert wurde, sobald die Kraft auf 0 N abgefallen ist und dadurch keine direkte Verbindung mehr zwischen den beiden Kolben der hydraulischen Prüfmaschine bestand. Dies konnte, wie nachfolgend gezeigt, entweder in Form einer Ermüdung der Insertgewindebuchse oder durch Herausziehen des Inserts erfolgen.

5.3.1 Ergebnisse Laststeigerungsversuche

Die in Kapitel 5.1 vorgestellten Ergebnisse der mittleren Festigkeit der D30H1 Inserts dienten als Anhaltspunkt für die nachfolgenden Laststeigerungsversuche. Dazu wurde das Startniveau in Anlehnung an ISO 13003 [238] auf 25% dieser Festigkeit festgelegt. Vorversuche zeigten dabei, dass 1500 Schwingspielen benötigt wurden, um das Eintreten der Sättigung zu gewährleisten. Nach Durchführung der Anzahl an Schwingspielen wurde die Maximalkraft des Lastniveaus jeweils um 500 N erhöht. Somit ergaben sich für beide Insertvarianten die in Tabelle 5-1 gezeigte Prüfvorschrift. Es wurden jeweils pro Insertvariante fünf Proben geprüft und ausgewertet.

Tabelle 5-1: Prüfvorschrift der Laststeigerungsversuche mit F_{max} : Maximalkraft, F_m : Mittelkraft, F_a : Kraftamplitude und N : Lastspielzahl [199]

Lastniveau	F_{max} in N	F_m in N	F_a in N	N [-]
1	1115	613	502	1500
2	1615	888	727	3000
3	2115	1163	952	4500
4	2615	1438	1177	6000
5	3115	1713	1402	7500
6	3615	1988	1627	9000
7	4115	2263	1852	10500
8	4615	2538	2077	12000
9	5115	2813	2302	13500
10	5615	3088	2527	15000
11	6115	3363	2752	16500
12	6615	3638	2977	18000
13	7115	3913	3202	19500
14	7615	4188	3427	21000
15	8115	4463	3652	22500

5.3.1.1 Referenzinserts

In Abbildung 5-16 ist ein exemplarischer Kraft/Weg-Verlauf einer Referenzprobe dargestellt. Aufgetragen ist jeweils der obere (s oben) und untere (s unten) Totpunkt des Kolbens über die Lastspielzahl. Außerdem sind die Lastniveaus mit Hilfe der Maximalkraft gekennzeichnet. Die mittlere Maximalkraft aller geprüften Referenzproben lag bei 3091 N. Sämtliche Proben versagten im Übergang von dem vierten zum fünften Lastniveau oder wie in Abbildung 5-16 ersichtlich innerhalb des fünften Lastniveaus. Daher ergibt sich die geringe Standardabweichung von 57 N. Die mittlere Lastspielzahl lag bei 6216 bei einer Standardabweichung von 300. Probenversagen trat bei allen Proben durch Ablösung der Insertgewindebuchse von der Grundplatte auf, womit sich das Versagensbild gänzlich von dem in Kapitel 5.1 gezeigten Bild der plastischen Insertdeformation inklusive Faserbrüchen unterschied. Der in Abbildung 5-17 gezeigte CT Scan zeigt, dass die Gewindebuchse mitsamt Grundplatte aus dem Laminat herausgezogen wurde ohne jedoch weitere Schäden im Laminat zu verursachen. Die Grundplatte ist teilweise noch im Randbereich mit dem unteren Laminat verbunden.

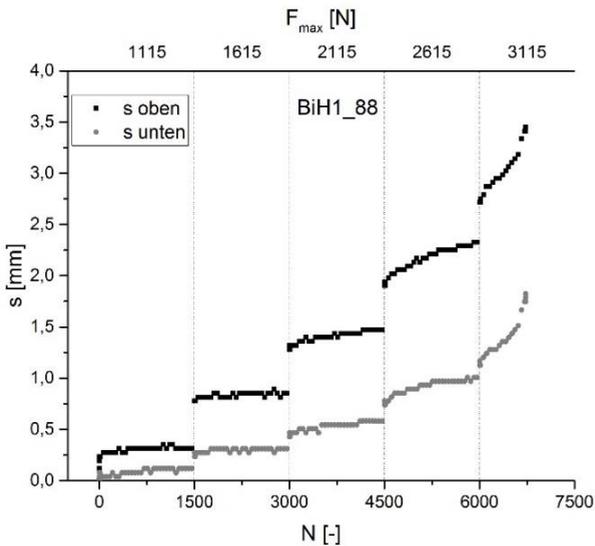


Abbildung 5-16: Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer Probe mit Referenzinsert (BiH1_88) – aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude [200]

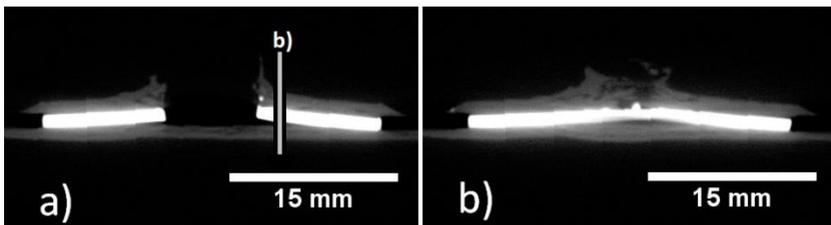


Abbildung 5-17: a) mittiger CT Scan einer im Laststeigerungsversuch versagten Probe mit Referenzinsert und b) Scan an markierter Position in a) [200]

Es ist anzunehmen, dass der Riss ausgehend von der Gewindebuchse im Übergangsbereich zur Insertgrundplatte stabil wächst. In Abbildung 5-18 b) ist eine REM-Aufnahme einer Gewindebuchse zu sehen. Gut zu erkennen ist

der Übergangsbereich von (geschweißter) Buchse zur Insertgrundplatte. In Abbildung 5-18 c) zeigt eine REM-Aufnahme im Bereich der oberen Insertgrundplatte typische Schwingstreifen. Aufgrund der in Abbildung 5-18 a) nachgewiesenen Wabenbrüche ist davon auszugehen, dass der Riss ausgehend von der Gewindebuchse im Übergangsbereich zur Insertgrundplatte stabil wächst und es nachfolgend im unteren Bereich der Insertgrundplatte zu einem Gewaltbruch kommt [239].

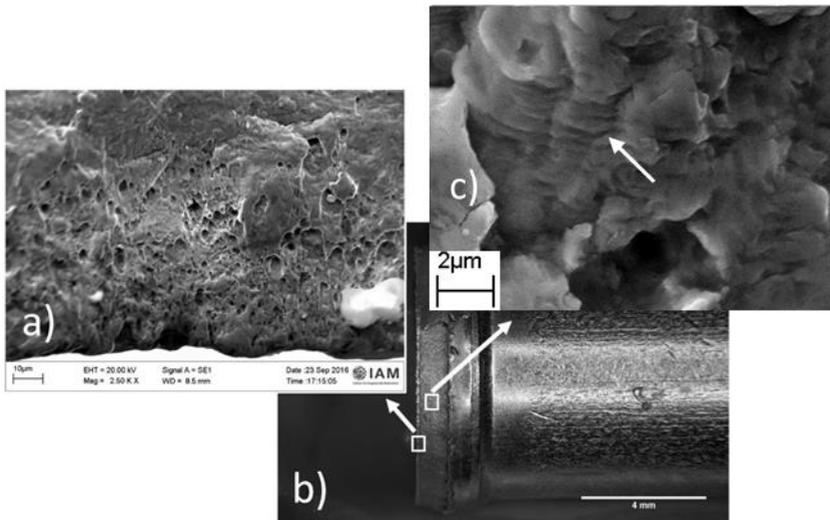


Abbildung 5-18: REM-Aufnahme einer Gewindebuchse einer im Laststeigerungsversuch versagten Referenzprobe zur Visualisierung a) des Gewaltbruchs (Wabenbruch), b) der gesamten Gewindebuchse mit Grundplatte und c) des stabilen Risswachstums (Schwingstreifen – weißer Pfeil) [199]

5.3.1.2 Optimiertes Insert

Ein exemplarischer Kraft/Weg-Verlauf einer Probe mit optimierter Insertvariante ist in Abbildung 5-19 dargestellt. Die mittlere Maximalkraft lag bei 7623 N bei einer Standardabweichung von 503 N. Letztere ist deutlich höher als bei den D30H1 Inserts, da die Proben innerhalb des Lastniveaus mit

$F_{max} = 7115 \text{ N}$ und $F_{max} = 8115 \text{ N}$ versagten. Versagen trat jedoch bei allen Proben, wie in Abbildung 5-20 a) gezeigt, aufgrund von Herauslösen des Inserts von dem Laminat, verbunden mit CFK-Delamination und leichter plastischer Insertdeformation, auf. Somit unterscheidet sich das Versagensbild der optimierten Insertvariante im Laststeigerungsversuch nicht von dem unter quasistatischer Beanspruchung (vgl. Abbildung 5-4 a) und b)). Das Herausreißen am Ende der Prüfung ist der Kraftregelung der zyklischen Prüfmaschine geschuldet. Drei von fünf Proben zeigten auch eine Schädigung der Laminatunterseite Abbildung 5-20 b), wie es auch unter quasistatischen Beanspruchungen erfolgte (vgl. Abbildung 5-4 c) und d)).

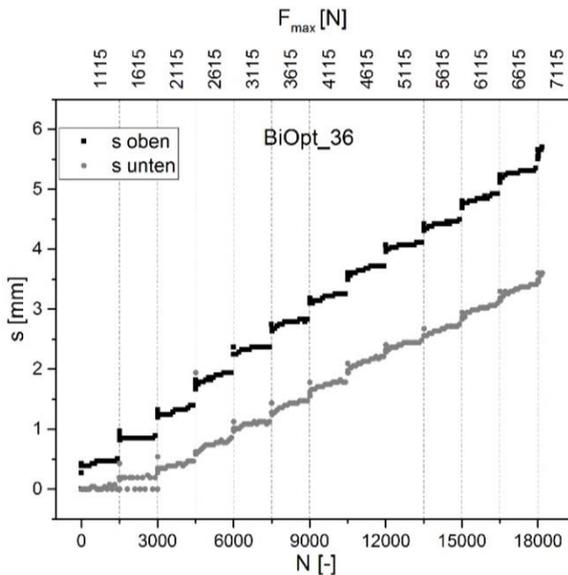


Abbildung 5-19: Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer Probe mit optimiertem Insert (BiOpt_36) [200] - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude

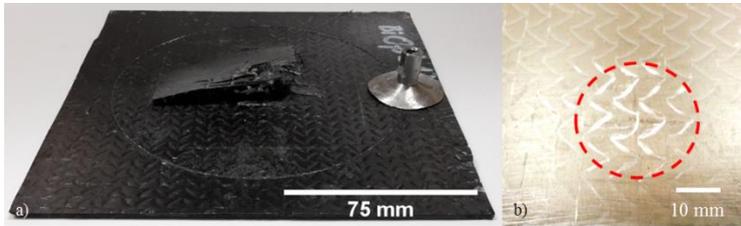


Abbildung 5-20: a) Versagensbild einer im Laststeigerungsversuch geprüften Probe mit optimiertem Insert und einseitigem Herausziehen des Inserts [200]; b) Versagensbild der Laminatunterseite mit Faserbruch (roter Kreis)

5.3.2 Lebensdauerprognose

Wie in Kapitel 2.4.5 dargelegt werden für die in dieser Arbeit verwendete Lebensdauerprognose, basierend auf dem Modell von Basquin-Morrow, die zyklischen Spannungs-Dehnungskurven (ZSD) benötigt. Letztere wird verwendet um in einer doppellogarithmischen Auftragung der Spannungs- und plastischen Dehnungsamplituden im Sättigungsbereich die Steigung zu ermitteln und anhand derer den Ermüdungsfestigkeitsexponenten b zu bestimmen. Da sämtliche in dieser Arbeit durchgeführten, mechanischen Versuche auf Bauteilebene durchgeführt wurden, war eine Bestimmung der Spannungs/- und Dehnungswerte nicht möglich. Somit wurden die aus der Prüfmaschine ausgewerteten Kraft- und Wegamplituden verwendet, um eine kraftbasierte ZSD zu bestimmen. Dieser Schritt ist insofern nachvollziehbar, da die ZSD immer in dem Bereich der Sättigung aufgetragen wird. Die Sättigung in Form von konstanten Wegamplituden innerhalb eines Lastniveaus wurde für beide Insertvarianten erreicht (vgl. Abbildung 5-16 und Abbildung 5-19). Somit werden die in Kapitel 2.4.5 vorgestellten Parameter im Folgenden mit einem zusätzlichen Index „F“ versehen, um die kraftgebundene Zugehörigkeit zu verdeutlichen. Weiter kann nach [124] der Ermüdungsfestigkeitsexponent σ'_B annähernd gleichgesetzt werden mit der im quasistatischen Zugversuch bestimmten Bruchspannung. In dieser Arbeit wird die quasistatische Festigkeit mit der im Auszugversuch bestimmten,

maximal erreichten Kraft gleichgesetzt. Dadurch wird die in Kapitel 5.1 bestimmten durchschnittlichen Maximalkräfte der Inserts für die jeweilige Bestimmung des Ermüdungsfestigkeitskoeffizienten verwendet.

5.3.2.1 Referenzinsert

In Abbildung 5-21 ist die gefittete ZSD der Proben mit D30H1 Inserts aus allen Laststeigerungsversuchen gezeigt. Im ersten und letzten Lastniveau sind die Werte der jeweiligen Proben teilweise identisch. Mit der Steigung von $n'_F = 0,47257$ ergibt sich mit Gleichung (2-14) $b_F = -0,1405$. Unter der nach [124] vorgeschlagenen Annahme der Gleichstellung von Ermüdungsfestigkeitsexponent σ'_B und quasistatischer Bruchspannung, wird in dieser Arbeit daher $\sigma'_{B,F} = 4458 \text{ N}$ festgesetzt was gleichbedeutend ist mit der mittleren, quasistatischen Maximalkraft (vgl. Kapitel 5.1).

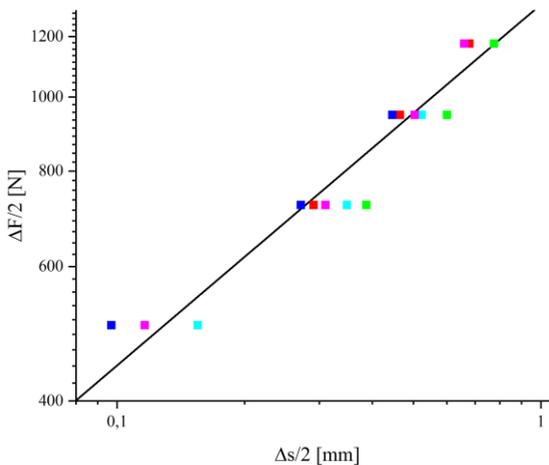


Abbildung 5-21: ZSD der D30H1 Proben aus den Laststeigerungsversuchen – die fünf geprüften Proben sind mit einer jeweils unterschiedlichen Farbe markiert

5.3.2.2 Optimiertes Insert

Die ZSD der optimierten Insertvariante ist in Abbildung 5-22 zu sehen. Aus dem Fit ergibt sich $n'_F = 1,14459$ und damit $b_F = -0,1703$. Mit $\sigma'_{B,F} = 7393 \text{ N}$ lässt sich daraus eine Lebensdauerprognose ableiten.

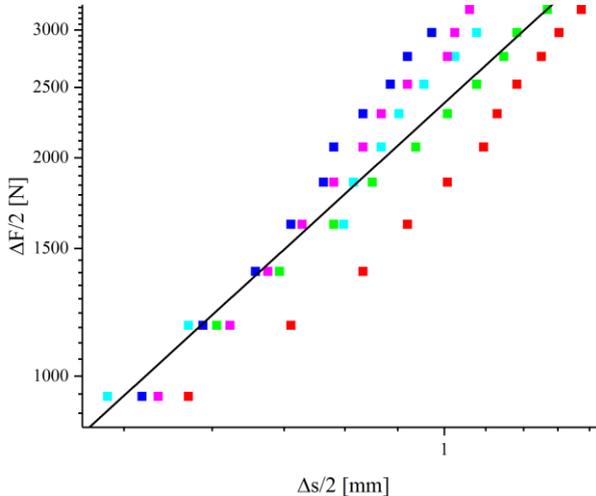


Abbildung 5-22: ZSD der optimierten Insertvariante aus den Laststeigerungsversuchen – die fünf geprüften Proben sind mit einer jeweils unterschiedlichen Farbe markiert

5.3.3 Wöhlerversuche

Im Anschluss an die Laststeigerungsversuche aus Kapitel 5.3.1 wurden Wöhlerversuche (Einstufenversuche) durchgeführt, um dadurch eine Abschätzung des Ermüdungsverhaltens zu erhalten. Dazu wurde zunächst in Anlehnung an ISO 13003 [238] mit dem Lastniveau von 50% der jeweiligen quasistatischen Festigkeit gestartet – F_{max} wurde so gewählt, dass diese einem prozentualen Anteil der jeweiligen quasistatischen Festigkeit entspricht.

Nachfolgend wurde weiterhin in Anlehnung an die ISO 13003 [238] die Lastniveaus stufenweise angepasst, um ein möglichst breites Spektrum an Lasthorizonten im Kurz-, Zeit und Dauerfestigkeitsbereich zu erhalten. Damit ergaben sich die in Tabelle 5-2 zusammengefassten Lastniveaus.

Tabelle 5-2: Lastniveaus der Wöhlerversuche beider Insertvarianten

Lastniveau	Insertvariante					
	D30H1			Optimiert		
	% quasist.	F_{max} in N	ΔF in N	% quasist.	F_{max} in N	ΔF in N
1	10	446	401	50	3696	3326
2	25	1115	1003	57,5	4262	3836
3	35	1560	1404	65	4805	4324
4	50	2230	2007	67,5	4990	4491
5				70	5174	4656
6				75	5544	4989

5.3.3.1 Referenzinsert

In Abbildung 5-23 ist die Wöhlerkurve mit den jeweiligen Kraftschwingbreiten der D30H1 Inserts abgebildet. Bei den aufgrund der 10^6 durchgeführten Lastspiele als dauerfest deklarierten Proben aus dem Lastniveau mit $F_{max} = 446 N$ konnten im nachfolgenden CT-Scan keine Schädigung detektiert werden (s. Abbildung 5-24). Allen versagten Proben ist gemeinsam, dass diese identisch zu den Laststeigerungsversuchen (vgl. Kapitel 5.3.1.1) durch Versagen der Insertgrundplatte und dem damit verbundenen Herausziehen der Gewindebuchse charakterisiert waren.

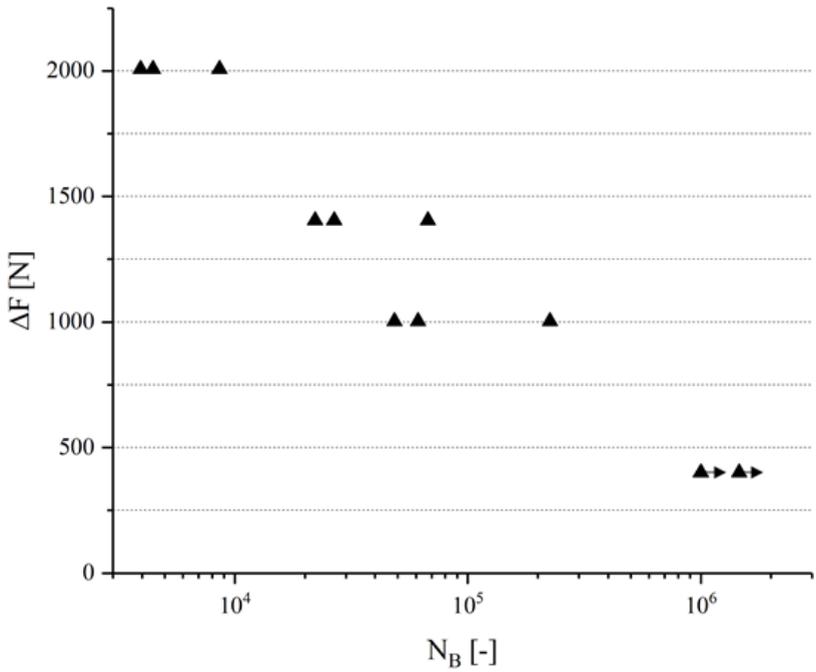


Abbildung 5-23: Ergebnisse der D30H1 Inserts im Einstufenversuch

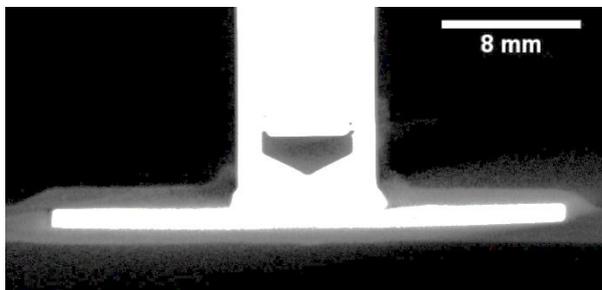


Abbildung 5-24: CT Scan eines Durchläufers mit D30H1 Insert ohne erkennbare Schädigung [200]

5.3.3.2 Optimiertes Insert

Die mit den optimierten Inserts durchgeführten Wöhlerversuche sind in Abbildung 5-26 dargestellt. Das Diagramm ist aufgeteilt in blaue und rote Versuchspunkte (schwarz markiert sind die Durchläufer). Die blauen Punkte kennzeichnen alle Proben die durch CFK-Delamination versagt haben, wobei sämtliche Proben hierbei ausnahmslos identisches Versagensverhalten wie die Proben aus dem Laststeigerungsversuch (vgl. Abbildung 5-20) aufgezeigt haben und somit gekennzeichnet waren durch einseitiges Herauslösen des Inserts verbunden mit einem großen CFK-Delaminationsbereich. Von den Durchläufern mit $F_{max} = 3696 N$ und $F_{max} = 4262 N$ wurden nachfolgend CT Scans durchgeführt. Wie in Abbildung 5-27 und Abbildung 5-28 zu sehen, weisen beide Proben einen großen CFK-Delaminationsbereich auf der sich mit Erhöhung des Lastniveaus weiter im Laminat ausbreitet. Diese Proben sind jedoch nicht definitionsbedingt versagt, da die Last weiterhin in das Laminat eingeleitet wurde. Ein gänzlich anderes Versagensbild wiesen die Proben auf, die mit $F_{max} = 4805 N$ und $F_{max} = 4990 N$ geprüft wurden (vgl. Abbildung 5-25 rot). Abbildung 5-29 enthält stellvertretend für dieses Versagensverhalten ein Schädigungsbild. Zu sehen ist ein unmittelbar vor dem Übergang zur Grundplatte vorhandener Gewindebruch der Gewindebuchse. In dem dazugehörigen CT Scan aus Abbildung 5-30 ist zu sehen, dass ein großer CFK-Delaminationsbereich ausgehend von der Insertgrundplatte entstanden ist. Außerdem ist in Abbildung 5-30 a) erkennbar, dass sich das Insert bereits von der oberen Laminathälfte gelöst hat und unterhalb des Inserts im Laminat Faserrisse, ähnlich zu dem quasistatischen Versagensverhalten (vgl. Abbildung 5-4 c) und d)), entstanden sind. In Abbildung 5-30 b) legt eine Schnittdarstellung dar, dass der äußere Randbereich des Inserts bereits gebrochen ist. Ein Versagen der Laminatunterseite zeigten sämtliche Proben im Einstufenversuch bis auf je eine Probe die $F_{max} = 4990 N$ und $F_{max} = 5544 N$ geprüft wurden.

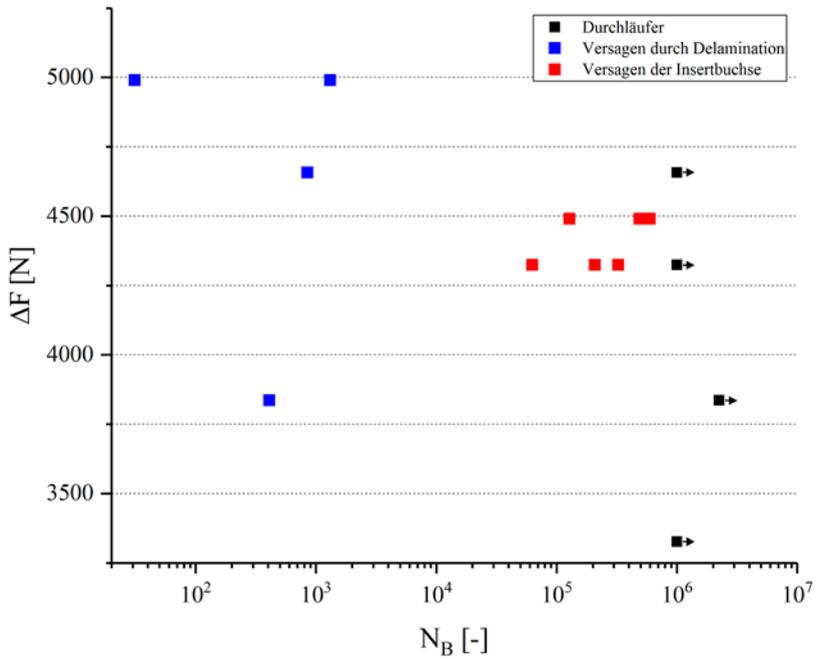


Abbildung 5-26: Ergebnisse der optimierten Inserts im Einstufenversuch mit unterschiedlichen Versagensmechanismen

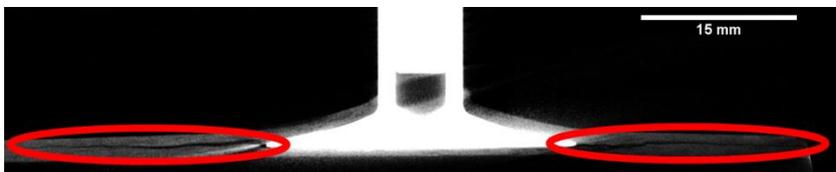


Abbildung 5-27: CT Scan des Durchläufers mit optimierten Insert $F_{max} = 3696 \text{ N}$ zur Visualisierung der Delamination (rot) [200]

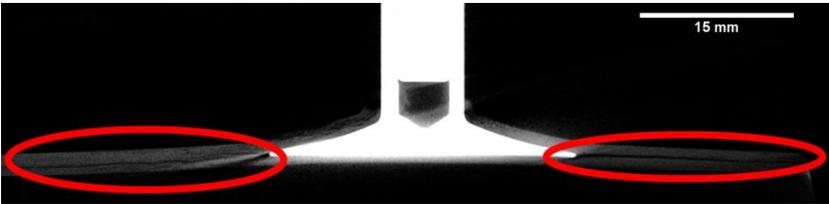


Abbildung 5-28: CT Scan des Durchläufers mit optimierten Insert mit $F_{max} = 4262 N$ zur Visualisierung der CFK-Delamination (rot) [200]



Abbildung 5-29: Versagte Probe mit optimierten Insert im Wöhlerversuch mit $F_{max} = 4990 N$ [199]

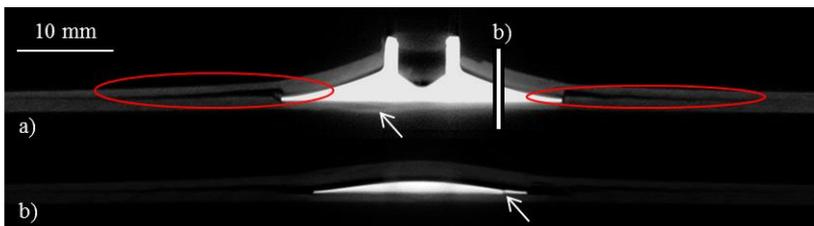


Abbildung 5-30: CT Scan einer mit $F_{max} = 4990 N$ geprüften Probe mit optimiertem Insert mit Insertbuchsenversagen zur Visualisierung der a) CFK-Delamination (rot) und Faserbruch im Laminat unterhalb des Inserts (weißer Pfeil) und b) des Bruches im äußeren Insertrandbereich

5.4 Restfestigkeitsmessungen

In diesem Kapitel werden die Restfestigkeiten nach thermischer und mechanischer Vorschädigung mittels Fallwerk dargestellt. Vor den eigentlichen Restfestigkeitsmessungen wurde zunächst das Ausmaß der jeweiligen mechanischen Vorschädigung hinsichtlich Schädigungen innerhalb des Laminates oder des Inserts untersucht. Die Ergebnisse der quasistatischen Restfestigkeitsmessungen nach mechanischer Vorschädigung wurden für die Referenzinserts in Pottmeyer et. al. [204] und für die optimierten Inserts in Muth et. al. [200] erstmals vorgestellt.

5.4.1 Vorschädigung mittels Fallwerk

5.4.1.1 Referenzinsert

Vor der Bestimmung der quasistatischen und zyklischen Restfestigkeit wurde die jeweilige Vorschädigung zunächst visuell untersucht. Wie aus Abbildung 5-31 ersichtlich, ist eine Schädigung der mit $6 J$ beaufschlagten Referenzproben äußerlich nicht und nach $9 J$ in Form von leichten Faserrissen sichtbar. Nach $12 J$ und $16 J$ sind bereits Indentoreindrücke im Laminat zu erkennen. Vor der Restfestigkeitsprüfung wurden die Proben außerdem im CT untersucht. In Abbildung 5-32 sind die CT Scans nach der Vorschädigung für die Referenzinserts enthalten. Im CT wird ersichtlich, dass $6 J$ Impactenergie trotz der nicht visuellen Schädigung Faserrisse innerhalb des Laminates (1), sowie leichte plastische Deformation des Inserts hervorgerufen hat. $9 J$ sind ausreichend, um durch die weiter fortschreitende plastische Deformation auch CFK-Delamination (2) zu verursachen. Die äußerliche Schädigung in Form eines Indentoreindrucks ist auch im CT als deutlicher Faserbruch/Laminatbruch (roter Kreis) zu erkennen.

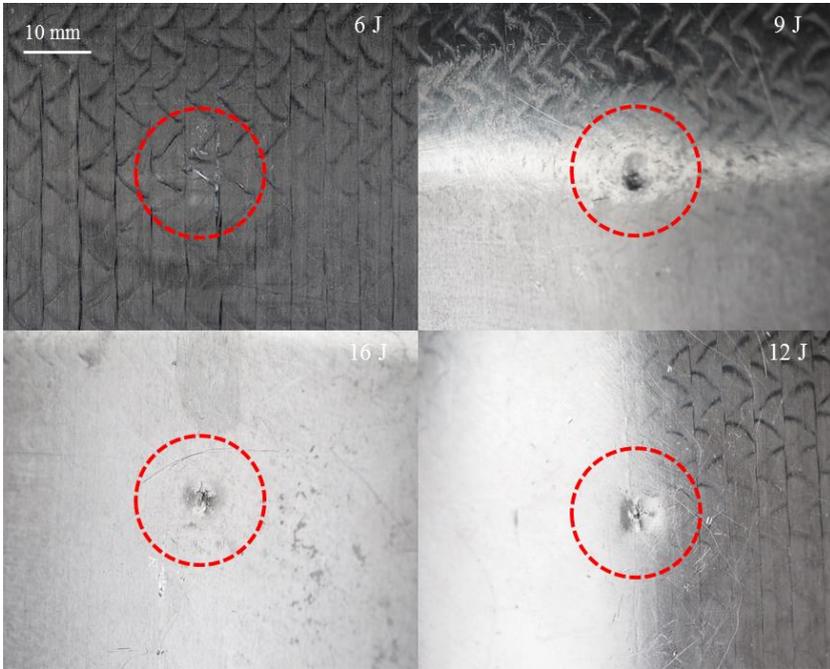


Abbildung 5-31: Bilder der Laminatunterseite der vorgeschädigten Referenzproben mit Indentordurchmesser (rot) in Abhängigkeit der Impactenergie

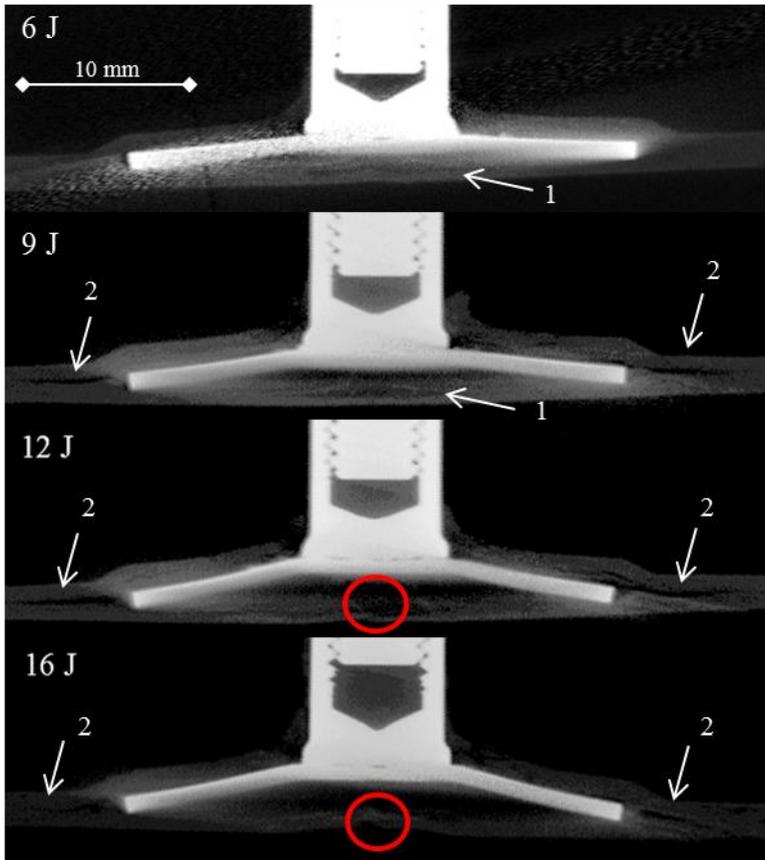


Abbildung 5-32: CT Scans der Referenzinserts nach der Vorschädigung zur Visualisierung de Faserbrüche (1), CFK-Delamination (2) und Laminatbruch (rot) [204]

5.4.1.2 Optimiertes Insert

Nach einer Beaufschlagung von 12 J und 16 J im Fallwerk wurde die optimierte Insertvariante vollständig aus dem Laminat herausgeschlagen, sodass nachfolgende Restfestigkeitsmessungen nicht mehr möglich waren (vgl. Abbildung 5-33 und Abbildung 5-34).

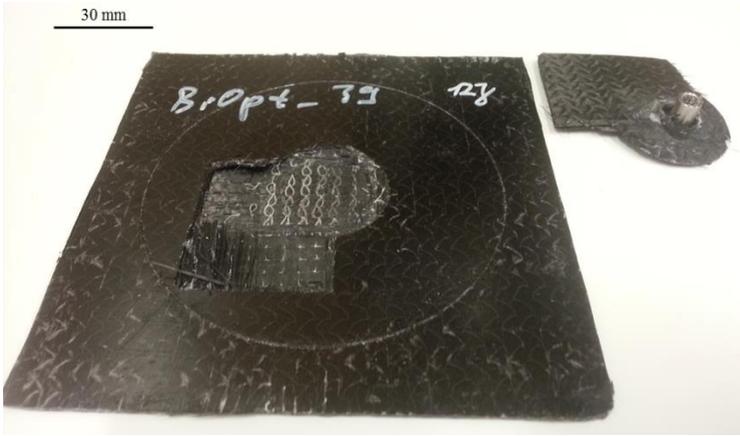


Abbildung 5-33: Bild einer mit 12 J beaufschlagten Probe mit optimiertem Insert – durch das herausgeschlagene Insert war eine nachfolgende Prüfung nicht mehr möglich



Abbildung 5-34: Bild einer mit 16 J beaufschlagten Probe mit optimiertem Insert – durch das herausgeschlagene Insert war eine nachfolgende Prüfung nicht mehr möglich

Die Impactenergien von 6 J und 9 J zeigten äußerlich, wie in Abbildung 5-35 zu sehen, nur eine leichte Schädigung der Laminatunterseite. Zu sehen ist ein leichter Eindruck des Indentors auf der Laminatunterseite (vgl. Abbildung 5-35 weißer Pfeil).

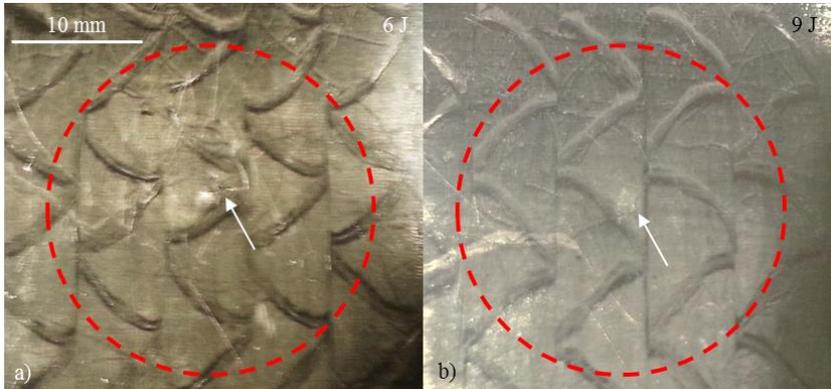


Abbildung 5-35: Bilder der Laminatunterseite der a) mit 6 J und b) mit 9 J vorgeschädigten optimierten Proben mit Indentordurchmesser (rot) zur Visualisierung der Schädigung (weißer Pfeil)

In den dazugehörigen CT Scans ist zu erkennen, dass diese Energien CFK-Delaminationen im Randbereich des Inserts verursachten (vgl. Abbildung 5-36) und die Bauteile somit deutlich vorgeschädigt wurden.

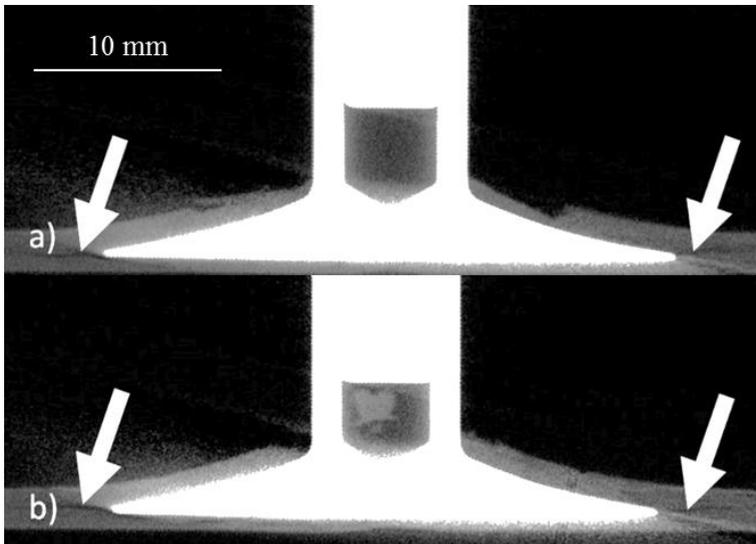


Abbildung 5-36: CT Scans der optimierten Variante zur Visualisierung der CFK-Delamination im Randbereich (weiße Pfeile) nach a) 6 J und b) 9 J Vorschädigung [200]

5.4.2 Quasistatische Restfestigkeit

5.4.2.1 Quasistatische Restfestigkeit nach Impact

Referenzinsert

Die Ergebnisse der quasistatischen Restfestigkeit sind in Abbildung 5-37 zusammengefasst.

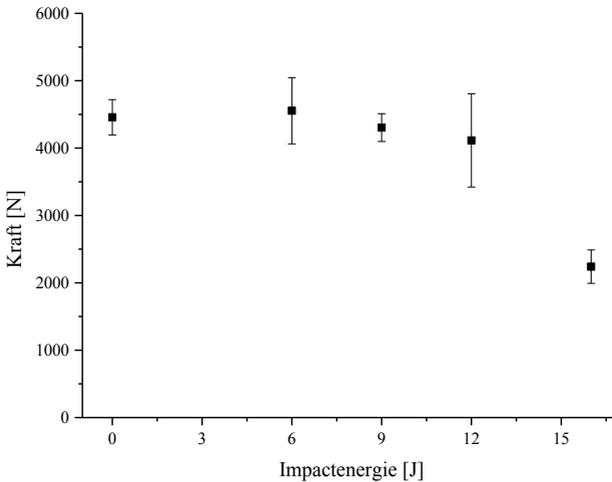


Abbildung 5-37: Übersicht der Restfestigkeit nach Impact für Referenzinserts [204]

Auffallend ist, dass der Einfluss auf die quasistatische Restfestigkeit bis einschließlich 12 J Impactenergie sehr gering ausfällt. Erst ab 16 J ist ein signifikanter Festigkeitsabfall erkennbar. In Abbildung 5-38 sind exemplarische Kraft/Weg-Verläufe der Restfestigkeitsmessungen der Referenzinserts nach Vorschädigung aufgetragen. Die hohe Anzahl an Kraftabfällen treten bei allen Proben mit bzw. ohne Vorschädigung auf. Die Impactenergie von 16 J scheint neben der Reduzierung der Restfestigkeit noch einen weiteren Einfluss bezüglich der Reduzierung der Steifigkeit auszuüben. In Abbildung 5-39 sind daher sämtliche Steifigkeiten $\frac{\delta F}{\delta s}$ über den Traversenweg s bis 2 mm aufgetragen. Zur Auswertungen der Steifigkeiten wurden die Kraft/Weg-Verläufe in dem gewählten Bereich bis 2 mm Traversenweg anhand von 500 Punkten mittels der Methode des gleitenden Durchschnitts geglättet, abgeleitet und ein weiteres Mal geglättet, um die sich durch die Ableitung ergebenden Randeffekte zu eliminieren. Die in Abbildung 5-39 erkennbaren Streuungen der Steifigkeiten aller Proben im Anfangsbereich

unterhalb von $0,25\text{ mm}$ Traversenweg sind vermutlich durch herstellungsbedingte Materialschwankungen und durch Reibungseffekte in der Einspannung zu erklären. Die Steifigkeiten aller Proben steigen ab ca. 1 mm Traversenweg durch die Ausrichtung des Gestänges an. Es ist zu erkennen, dass die Steifigkeiten bei drei Proben nach 16 J Vorschädigung tendenziell geringer ausfallen, als die restlichen Proben. Die in Abbildung 5-40 dargestellten Schädigungsbilder der vorgeschädigten Proben sind dem der nicht vorgeschädigten Probe (vgl. Abbildung 5-2) durch die kreuzförmig angeordneten Faserrisse um die Insertbuchse sehr ähnlich.

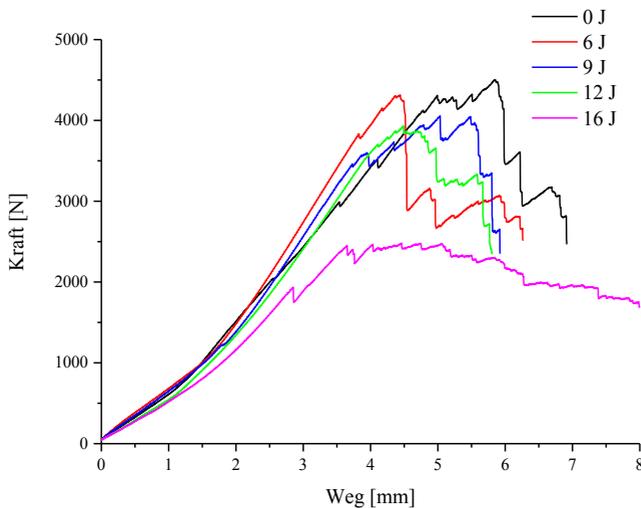


Abbildung 5-38: Exemplarische Kraft/Weg-Kurven der Referenzinserts nach Vorschädigung durch Impact

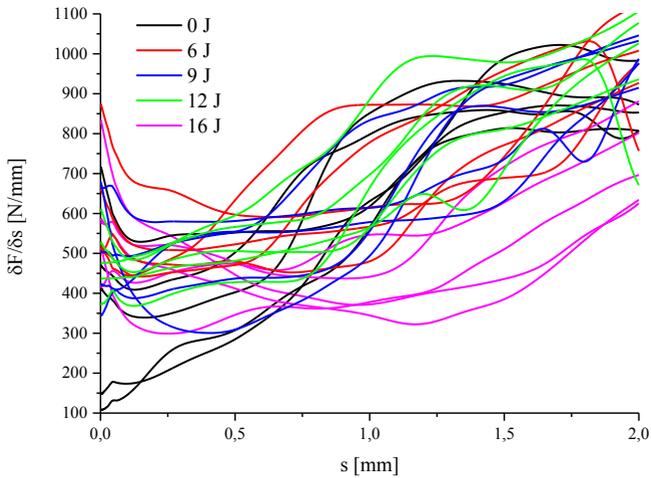


Abbildung 5-39: Auswertung der Steifigkeiten $\frac{\delta F}{\delta s}$ in Abhängigkeit des Weges s der Referenzinsets nach Vorschädigung durch Impact

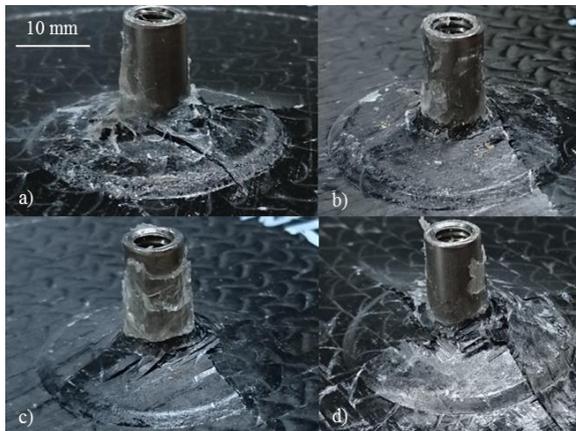


Abbildung 5-40: Schädigungsbilder nach der Restfestigkeitsprüfung der Referenzinsets nach a) 6 J, b) 9 J, c) 12 J und d) 16 J [201]

Optimiertes Insert

Bei den optimierten Inserts ist zunächst festzuhalten, dass das Prüfen der Proben mit 12 J und 16 J nicht möglich war, da diese Energien schon zu einem Totalversagen in Form von Herausschlagen des Inserts aus dem Laminat geführt haben. Die Ergebnisse der Vorschädigung und nachfolgender quasistatischer Restfestigkeitsmessung sind in Abbildung 5-41 abgebildet. Zu erkennen ist, dass bereits 6 J Impactenergie einen deutlichen Einfluss auf die Festigkeit ausüben und die Streuung nach einem Impact mit 9 J stark ansteigt. Die dazugehörigen exemplarischen Kraft/Weg-Verläufe sind in Abbildung 5-42 dargestellt, wobei sich sämtlich Kurven durch einen abrupten Kraftabfall auszeichnen. Somit ergeben sich auch die in Abbildung 5-43 gezeigten Schädigungsbilder, welche charakterisiert sind durch einseitiges Herausziehen des Inserts. Damit entsprechen die Schädigungen dem der nicht vorgeschädigten Proben (vgl. Abbildung 5-4), wobei jedoch keine der vorgeschädigten Proben eine sichtbare Schädigung der Laminatunterseite aufgewiesen hat.

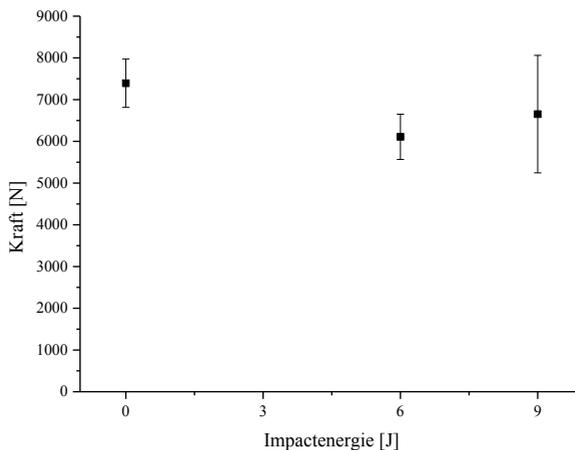


Abbildung 5-41: Übersicht der Restfestigkeit nach Impact für optimierte Inserts [202]

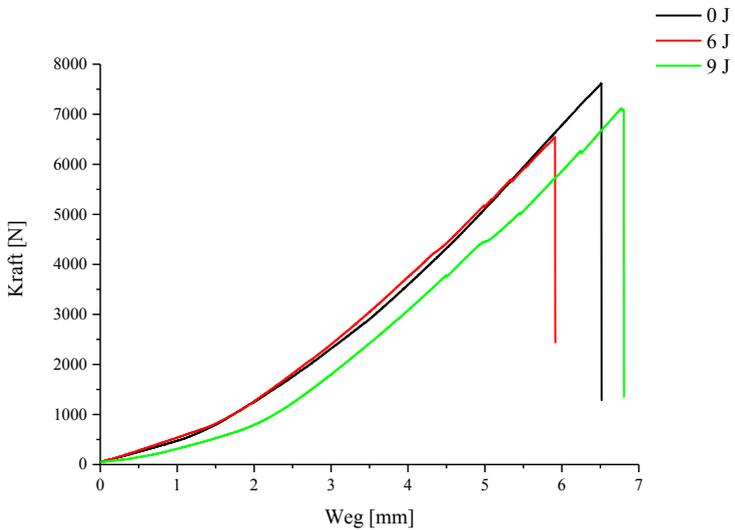


Abbildung 5-42: Exemplarische Kraft/Weg-Verläufe nach Vorschädigung der optimierten Inserts [202]

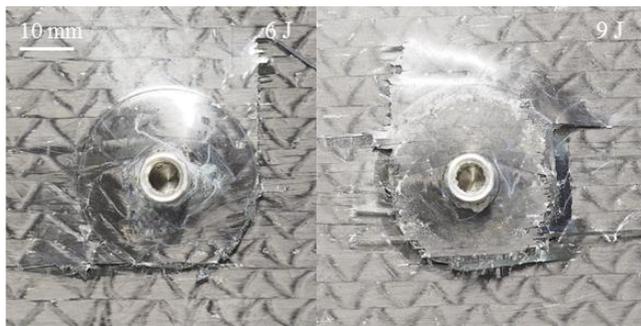


Abbildung 5-43: Schädigungsbilder der mit 6 J und 9 J vorgeschädigten Proben charakterisiert durch einseitiges Herausziehen des Inserts verbunden mit senkrecht angeordneten Faserbrüchen

In Abbildung 5-44 sind die Steifigkeiten $\frac{\delta F}{\delta s}$ sämtlicher Proben mit und ohne mechanischer Vorschädigung über den Traversenweg s bis 2 mm aufgetragen. Die Auswertung der Steifigkeiten erfolgte dabei wie bei den Referenzinserts, in dem die Kraft/Weg-Verläufe anhand von 500 Punkten mittels der Methode des gleitenden Durchschnittes geglättet, abgeleitet und ein weiteres Mal geglättet wurden. Wie in Abbildung 5-44 zu erkennen, nehmen die Steifigkeiten mit zunehmender Impactenergie ab und der Steifigkeitsanstieg aufgrund der Ausrichtung des Gestänges ab ca. 1 mm Traversenweg setzt mit zunehmender Impactenergie erst später ein.

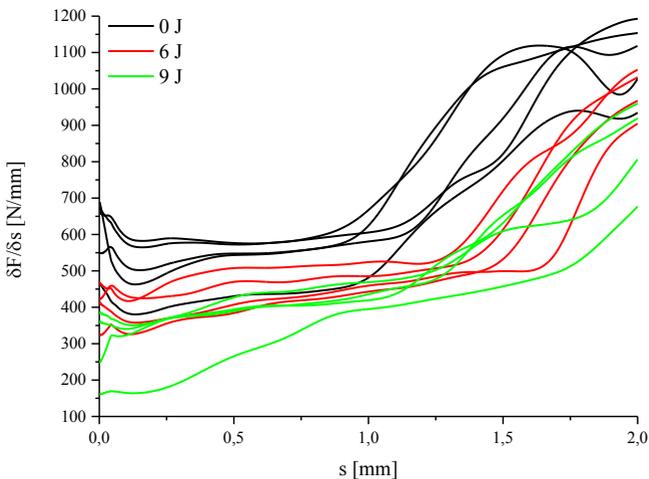


Abbildung 5-44: Auswertung der Steifigkeiten $\frac{\delta F}{\delta s}$ in Abhängigkeit des Weges s der optimierten Inserts nach Vorschädigung durch Impact

5.4.2.2 Quasistatische Restfestigkeit nach thermischer Zyklierung

Untersuchungen der Restfestigkeit wurden auch nach Vorschädigung durch thermische Zyklierung durchgeführt. Dazu wurden die Proben 10, 100 und

1000 Zyklen dem in Abbildung 4-7 gezeigten Temperaturzyklus ausgesetzt. Die quasistatische Restfestigkeit erfolgte dabei identisch zu dem Auszugversuch aus Kapitel 4.1. Beide Insertvarianten wurden nach der jeweiligen thermischen Zyklierung auf eine potentielle Vorschädigung hin untersucht, wobei keine Schädigung erkannt werden konnte.

Referenzinsert

Die Restfestigkeiten für die Referenzinserts sind in Abbildung 5-45 zusammengefasst.

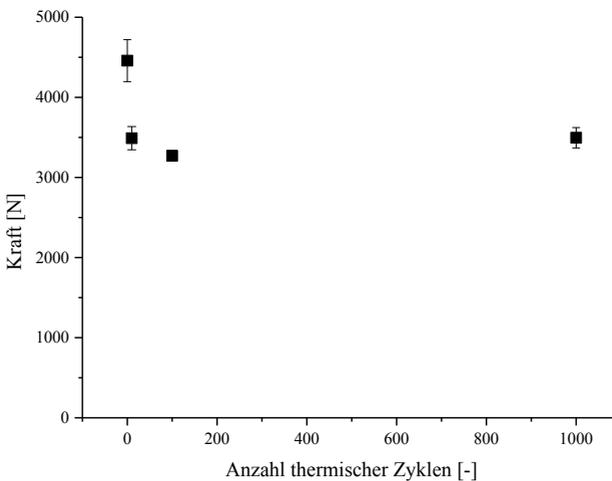


Abbildung 5-45: Zusammenfassung der quasistatischen Restfestigkeit der Referenzinserts nach thermischer Zyklierung [204]

Die Festigkeit fällt dabei bereits nach 10 Temperaturzyklen um etwa 22% ab. Dieser Wert ändert sich bei Erhöhung der Zyklen auf bis zu 1000 Zyklen nur noch geringfügig. Wie aus Abbildung 5-46 ersichtlich sind die Verläufe der

Kraft/Weg-Kurven gekennzeichnet durch die hohe Anzahl an Kraftabfällen sehr ähnlich zu den der nicht vorgeschädigten Proben. Auch zeigen die Schädigungsbilder bedingt durch die kreuzförmigen Faserrisse um die Insertbuchse und die plastische Deformation keinen großen Unterschied zu den nicht vorgeschädigten Proben (vgl. Abbildung 5-47).

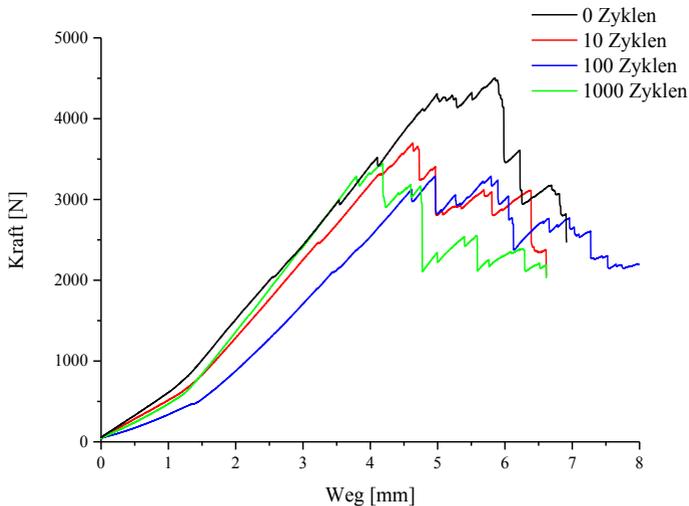


Abbildung 5-46: Exemplarische Darstellung der Kraft/Weg-Verläufe der Referenzinserts nach unterschiedlicher Anzahl an thermischen Zyklen



Abbildung 5-47: Exemplarische Schädigungsbilder des Referenzinserts nach a) 10, b) 100 und c) 1000 thermischen Zyklen [201]

In Abbildung 5-48 sind die ausgewerteten Steifigkeiten $\frac{\partial F}{\partial s}$, wie in Kapitel 5.4.2.1 beschrieben, für sämtliche Proben nach thermischer Zyklierung bis 2 mm aufgetragen. Zu erkennen ist eine tendenzielle Steifigkeitsabnahme bei den Proben nach 100 und 1000 thermischen Zyklen. Ab 2 mm Traversenweg steigen alle geprüften Proben auf ein ähnliches Steifigkeitsniveau an.

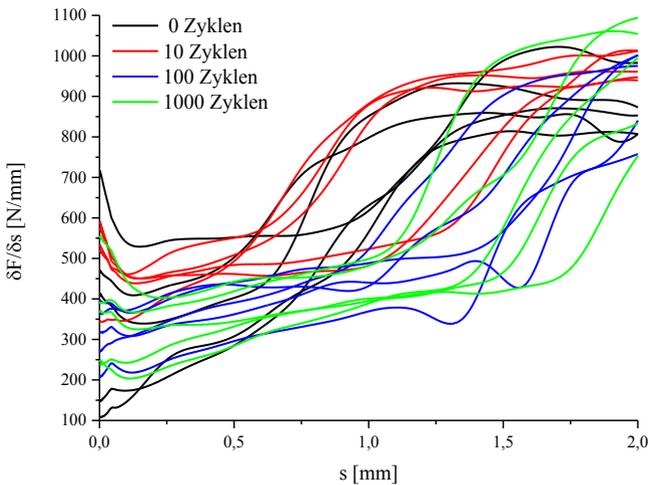


Abbildung 5-48: Auswertung der Steifigkeiten $\frac{\delta F}{\delta s}$ in Abhängigkeit des Weges s der Referenzinsets nach Vorschädigung durch thermische Zyklierung

Optimiertes Insert

Die Ergebnisse der Untersuchungen nach der quasistatischen Restfestigkeit nach thermischer Zyklierung sind in der nachfolgenden Abbildung zusammengefasst. Die Restfestigkeit fällt bereits nach 10 thermischen Zyklen um 31% ab und stagniert bis hin zu 1000 Zyklen. Exemplarische Kraft-/Weg Verläufe sind in Abbildung 5-50 abgebildet. Sämtliche Verläufe sind ge-

kennzeichnet durch einen schlagartigen Kraftabfall, wobei dieser nach thermischer Zyklisierung deutlich früher eintritt.

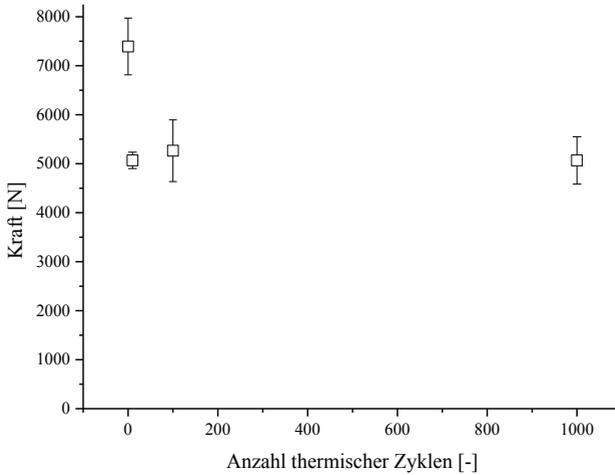


Abbildung 5-49: Zusammenfassung der quasistatischen Restfestigkeit der optimierten Inserts nach thermischer Zyklisierung

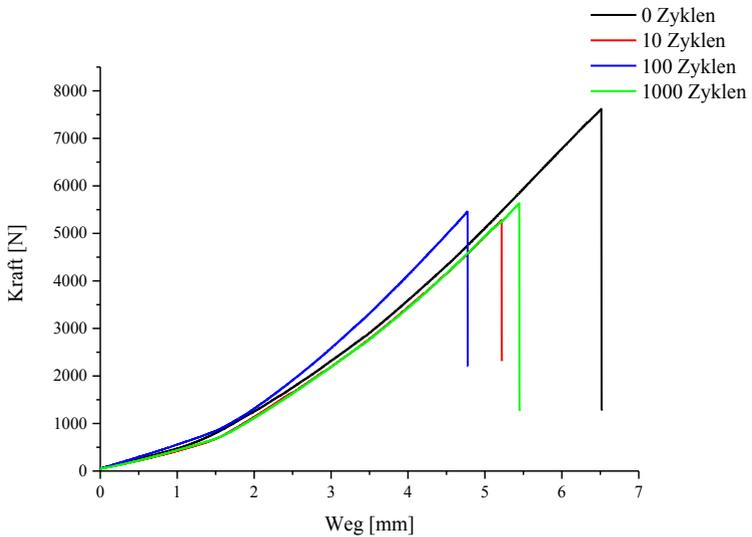


Abbildung 5-50: Exemplarische Darstellung der Kraft/Weg-Verläufe der optimierten Inserts nach unterschiedlicher Anzahl an thermischen Zyklen

In Abbildung 5-51 sind die ausgewerteten Steifigkeiten $\frac{\partial F}{\partial s}$, wie in Kapitel 5.4.2.1 beschrieben, für sämtliche Proben nach thermischer Zyklierung bis 2 mm ausgewertet. Zu erkennen ist ein durch die thermische Zyklierung bedingter, genereller Steifigkeitsabfall. Auffallend ist weiter die deutliche Reduzierung der Steifigkeit nach 1000 thermischen Zyklen.

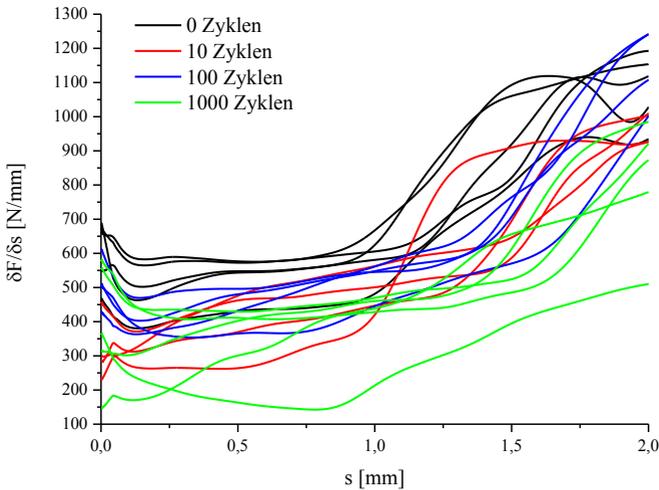


Abbildung 5-51: Auswertung der Steifigkeiten $\frac{\delta F}{\delta s}$ in Abhängigkeit des Weges s der optimierten Inserts nach Vorschädigung durch thermische Zyklierung

Aus den dazugehörigen Schädigungsbilder aus Abbildung 5-52 geht hervor, dass sich die Schädigung der Laminatoberseite unabhängig von der Anzahl der thermischen Zyklen nicht ändert. Ähnlich zum quasistatischen Schädigungsbild sind diese gekennzeichnet durch ein einseitiges Herausbrechen des Inserts, welches senkrecht zueinander stehende Risse zur Folge hat. Das Schädigungsbild der Laminatunterseite nach 10 thermischen Zyklen (Abbildung 5-52 b)) entspricht sehr gut dem unter quasistatischer Beanspruchung (vgl. Abbildung 5-4 c) und d)). Dieses trat bei drei von vier geprüften Proben auf. Die Laminatunterseite zeigte nach 100 und 1000 Zyklen keine Schädigungen auf.

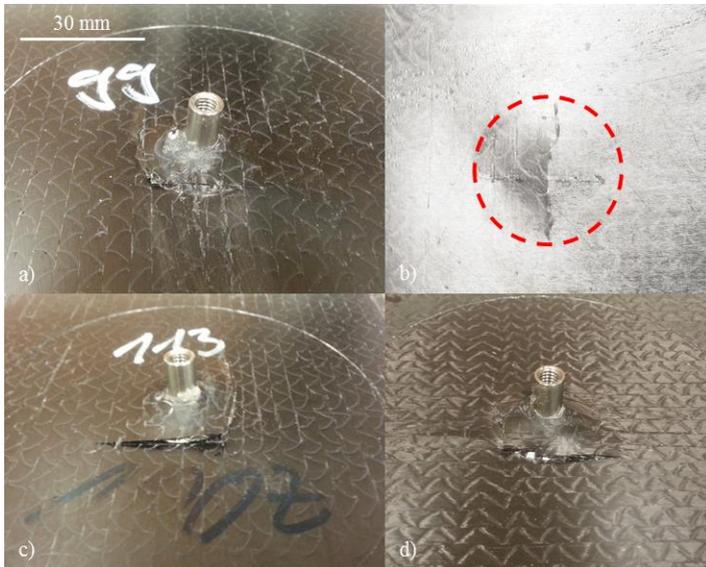


Abbildung 5-52: Schädigungsbilder der optimierten Inserts nach a) und b) 10 (Laminatunterseite rot eingekreist) c) 100 und d) 1000 thermischen Zyklen

5.4.3 Zyklische Restfestigkeit

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der zyklischen Restfestigkeiten beider Insertvarianten nach der bereits beschriebenen thermischen und mechanischen Vorschädigung dargelegt.

5.4.3.1 Zyklische Restfestigkeit nach Impact

Die Restfestigkeiten der in Kapitel 5.4.1 gezeigten, vorgeschädigten Proben wurden außerdem in zyklischen Versuchen mittels Laststeigerungsversuchen ermittelt.

Referenzinsert

In den nachfolgenden Abbildung 5-53 bis Abbildung 5-56 sind exemplarisch die Kraft/Weg-Verläufe eines Laststeigerungsversuches nach der jeweiligen Vorschädigung aufgetragen.

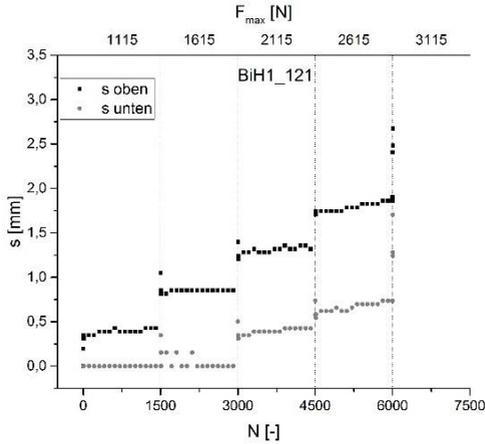


Abbildung 5-53: Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer mit 6 J vorgeschädigten D30H1 Probe (BiH1_121) [199] - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude

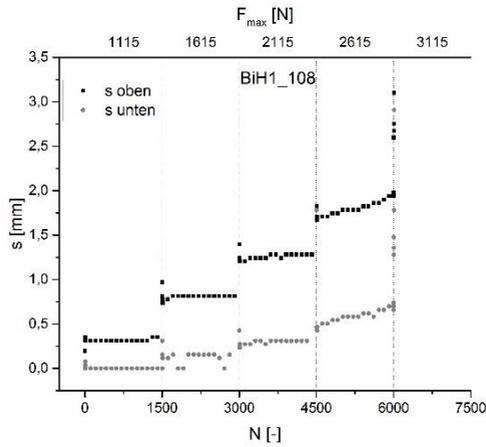


Abbildung 5-54: Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer mit 9 J vorgeschädigten D30H1 Probe (BiH1_108) [199] - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude

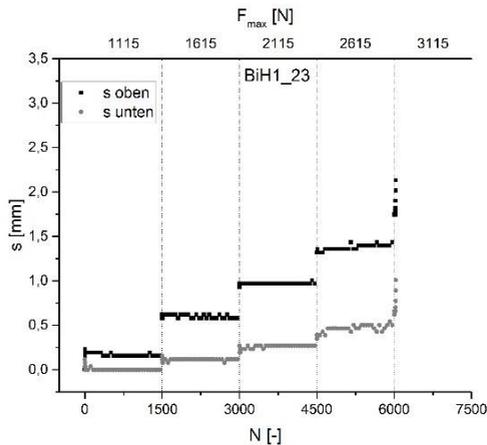


Abbildung 5-55: Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer mit 12 J vorgeschädigten D30H1 Probe (BiH1_23) [199] - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude

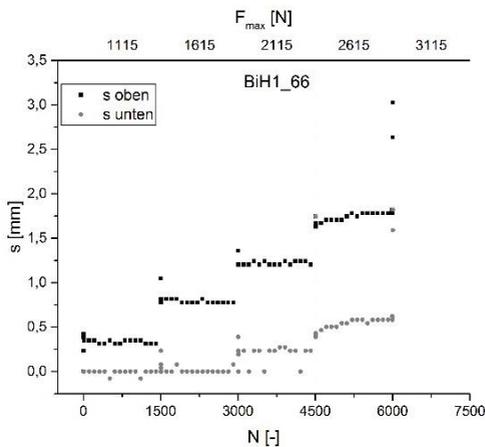


Abbildung 5-56: Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer mit 16 J vorgeschädigten D30H1 Probe (BiH1_66) [199] - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude

Die mittleren Bruchlastspielzahlen mit den dazugehörigen Lastniveaus sind in Abbildung 5-57 dargestellt. Zu sehen ist ein sehr ähnliches Verhalten wie die quasistatische Restfestigkeit. Sowohl 6 J als auch 9 J haben keinen Einfluss auf die zyklische Restfestigkeit. 12 J beeinflusst die Restfestigkeit dahingehend, dass die Standardabweichung stark ansteigt. Eine Impactenergie von 16 J verursacht eine drastische Abnahme der Bruchlastspielzahlen und des damit verbundenen Lastniveaus.

In Abbildung 5-58 ist stellvertretend für alle Proben das Schädigungsbild einer Probe mit 6 J Vorschädigung enthalten. Im Vergleich zur nicht vorgeschädigten Referenzprobe zeigten sich keine Unterschiede. Die Gewindebuchse mitsamt dem Bereich der Insertgrundplatte wurde unter leichter Verformung der Grundplatte aus dem Laminat gezogen. Gleiches Versagen trat teilweise auch bei den mit 9 J vorgeschädigten Proben auf. Jedoch trat auch Versagen durch Herauslösen des Inserts aus dem Laminat, verbunden mit weiterer plastischer Insertdeformation auf. Da aus Abbildung 5-32 hervorgeht, dass durch die Vorschädigung schon plastische Deformation

einhergeht, wird mit weiterer plastischer Deformation die durch den Laststeigerungsversuch bedingte Deformation der Insertgrundplatte bezeichnet. Eine Mischform aus beiden oben genannten Versagensformen, wie in Abbildung 5-59 dargestellt, also (teilweise) Versagen der Grundplatte unter Auszug aus dem Laminat wurde auch beobachtet.

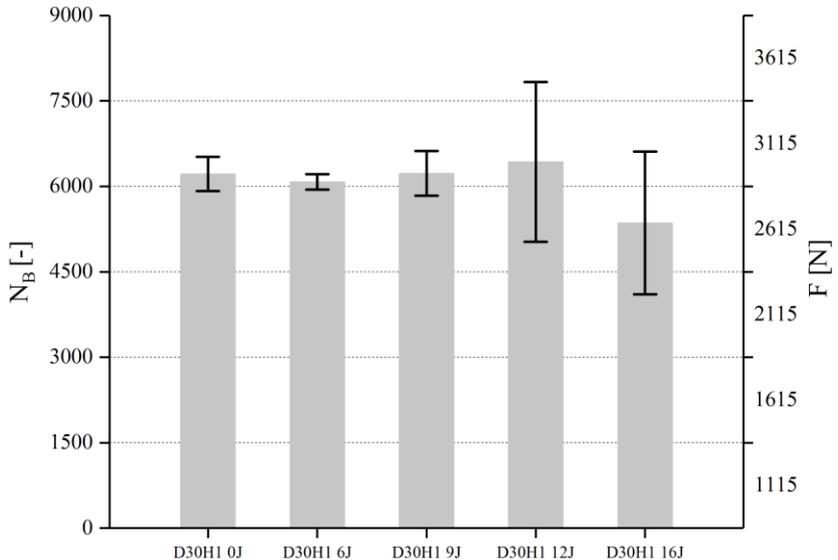


Abbildung 5-57: Gemittelte Bruchlastspielzahlen der vorgeschädigten Referenzproben im Laststeigerungsversuch mit den dazugehörigen Laststufen [199]

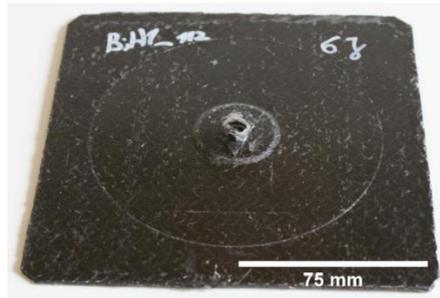


Abbildung 5-58: Schädigungsbild einer geprüften D30H1 Probe mit 6 J Vorschädigung charakterisiert durch Ermüdung der Insertgewindebuchse [199]

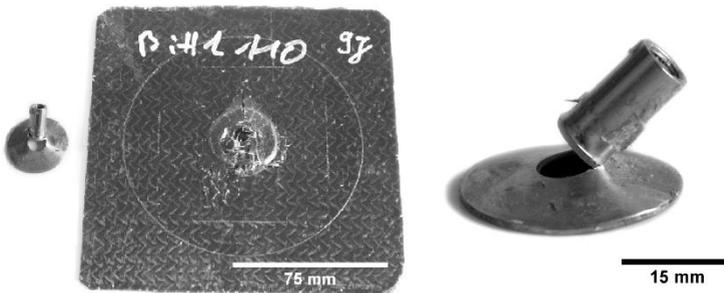


Abbildung 5-59: Schädigungsbild einer geprüften D30H1 Probe mit 9 J Vorschädigung charakterisiert durch teilweise Versagen der Insertgewindebuchse und Herausziehen des Inserts [200]

Das Versagensbild nach 12 J Vorschädigung änderte sich dahingehend, dass nur noch der bereits erwähnte Mischbruch (teilweise Versagen der Insertgewindebuchse mitsamt Insertauszug) und Insertauszug mit weiterer plastischer Deformation des Inserts beobachtet wurde (vgl. Abbildung 5-60). Proben mit 16 J Vorschädigung versagten daraufhin nur noch durch komplettes Herausziehen der Inserts, jedoch ohne weitere plastische Deformation der Insertgrundplatte. Das dazugehörige Versagensbild ist in Abbildung 5-61 zu sehen.

In Tabelle 5-3 sind die Versagensmechanismen sortiert nach den Vorschädigungen zusammengefasst.

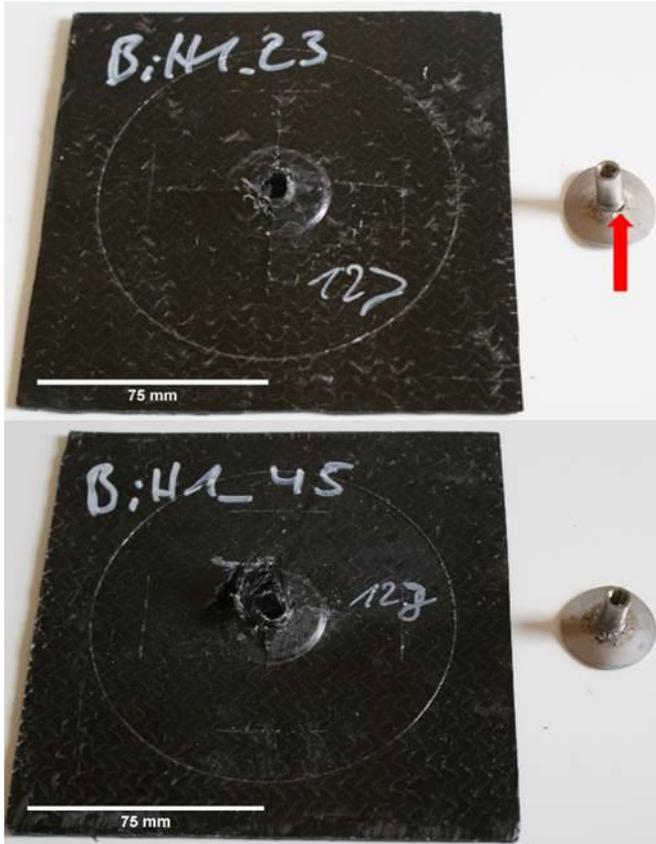


Abbildung 5-60: Schadensbilder einer geprüften, mit 12 J vorgeschädigten D30H1 Probe zur Veranschaulichung von Mischbruch (oben) und Herausziehen des Inserts verbunden mit plastischer Deformation (unten) [199]

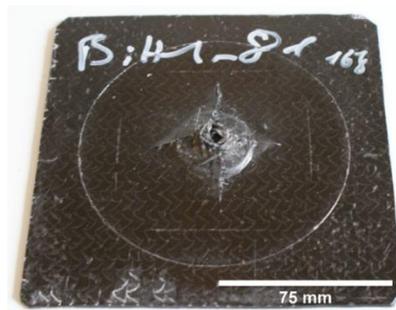


Abbildung 5-61: Bild einer mit 16 J vorgeschädigten geprüften D30H1 Probe charakterisiert durch Herausziehen des Inserts [199]

Tabelle 5-3: Übersicht der Versagensmechanismen der vorgeschädigten D30H1 Inserts nach Laststeigerungsversuchen [200]

Impac- tenenergie [J]	Bruch der Insert- grund- platte	Versagensmechanismus		
		Insertauszug		Mischform (Teilweise Bruch der Insertgrundplatte und Insertauszug)
		Mit weiterer plastischer Deformation	Ohne weitere plastische Deformation	
0	X			
6	X			
9	X	X		X
12		X		X
16			X	

Wie bereits in Kapitel 5.1.1 erwähnt ergeben sich ab ca. 1 mm Traversenweg und unterhalb 1000 N Steifigkeitssprünge aufgrund der Ausrichtung des Gestänges der Krafteinleitung. Da anzunehmen ist, dass dieser Effekt auch unter zyklischen Beanspruchungen auftritt wurden die oberen Kolbentotpunkte aus Abbildung 5-62 innerhalb des zweiten Lastniveaus mit $F_{max} = 1615\text{ N}$ und $N_B = 1512$ ausgewertet. Die Höhe der Lastspielzahl wurde gewählt, da hierbei stets die Soll- mit der Istkraft übereinstimmte. Wie aus Abbildung 5-62 ersichtlich, werden die Kolbenwege s nicht von der mecha-

nischen Vorschädigung beeinflusst und stellen somit kein Indikator für eine Vorschädigung dar.

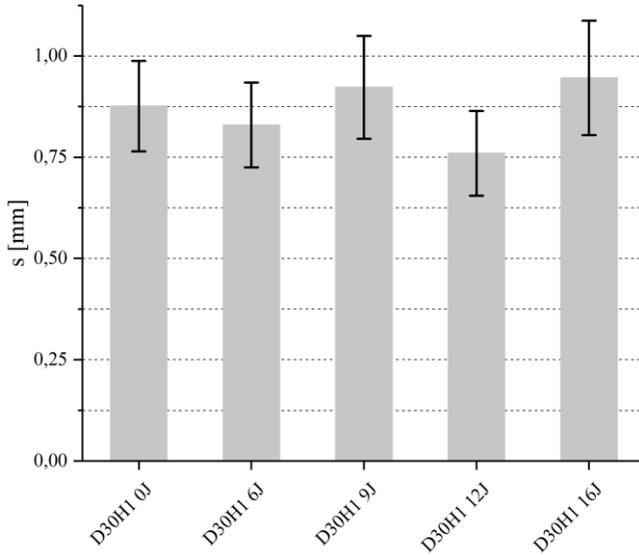


Abbildung 5-62: Vergleich der oberen Kolbentotpunkte s im zweiten Lastniveau in Abhängigkeit der mechanischen Vorschädigung in Laststeigerungsversuchen der Referenzinserts

Optimiertes Insert

Beispielhafte Kraft/Weg-Verläufe der Laststeigerungsversuche der optimierten Insertvariante nach 6 J und 9 J Vorschädigung sind in Abbildung 5-63 und Abbildung 5-64 gegeben. In Abbildung 5-65 sind die gemittelten Bruchlastspielzahlen mit den dazugehörigen Lastniveaus der optimierten Inserts dargelegt. Eine Vorschädigung von 6 J führt zu keiner signifikanten Änderung der Bruchlastspielzahlen. Die Vorschädigung von 9 J hingegen führt zu einem signifikanten Anstieg der Standardabweichung bei einer im Mittel reduzierten Bruchlastspielzahl.

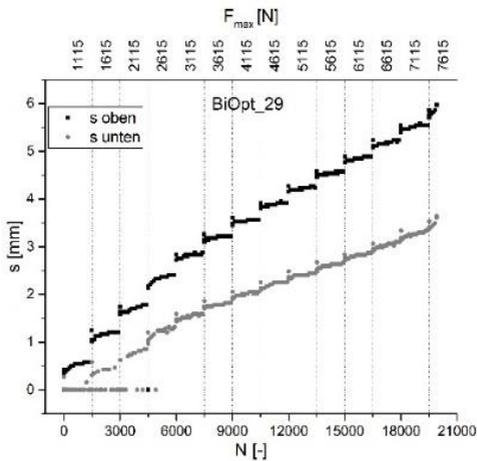


Abbildung 5-63: Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer mit 6 J vorgeschädigten optimierten Probe (BiOpt_29) [199] - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude

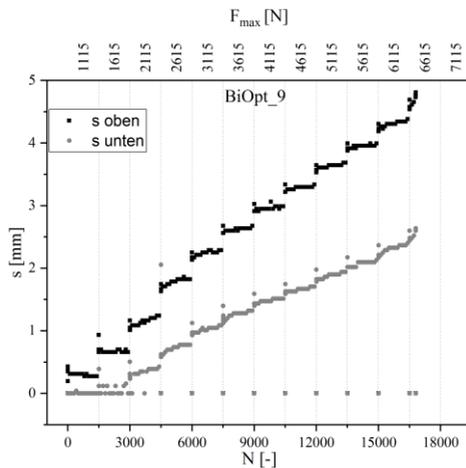


Abbildung 5-64: Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer mit 9 J vorgeschädigten optimierten Probe (BiOpt_9) [199] - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude

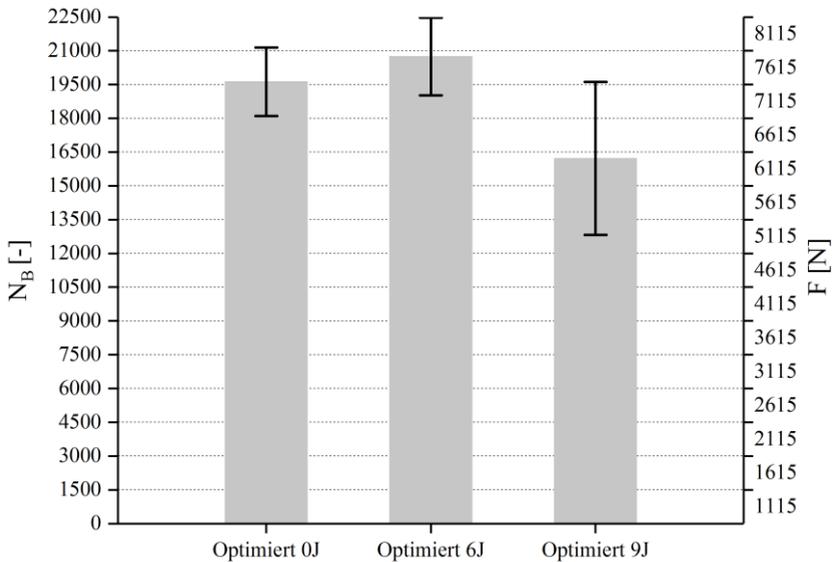


Abbildung 5-65: Gemittelte Bruchlastspielzahlen der vorgeschädigten, optimierten Proben mit den dazugehörigen Laststufen [199]

Die Schadensbilder der vorgeschädigten Proben, dargestellt in Abbildung 5-66 und Abbildung 5-67, sind sehr ähnlich zu den der nicht vorgeschädigten Proben (vgl. Abbildung 5-20) und ist charakterisiert durch Herausziehen des Inserts aus dem Laminat. Im Vergleich zum quasistatischen Schädigungsbild ist die Insertdeformation jedoch geringer. Auch tritt je bei einer der fünf geprüften Proben Schädigung in Form von Faserbruch und einer leichten Auswölbung auf der Laminatunterseite auf. Die restlichen Proben zeigten keine erkennbaren Schädigungen des Laminates.

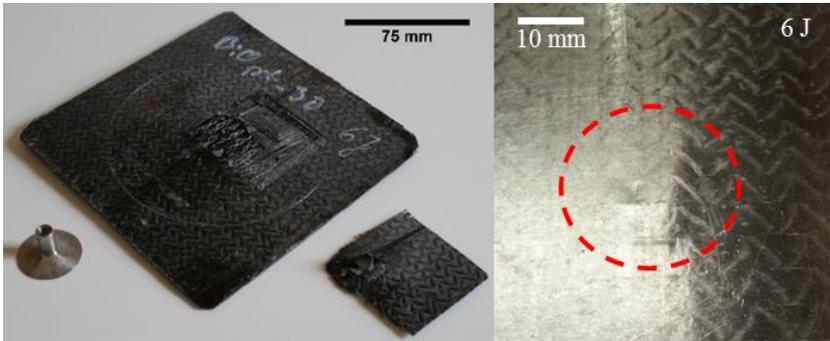


Abbildung 5-66: Exemplarisches Schädigungsbild der optimierten Inserts nach 6 J Vorschädigung [199]; Schädigung auf der Laminatunterseite ist rot eingekreist

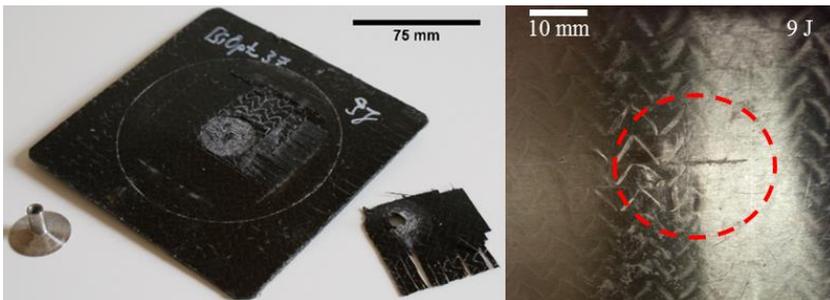


Abbildung 5-67: Exemplarisches Schädigungsbild der optimierten Inserts nach 9 J Vorschädigung [199]; Schädigung auf der Laminatunterseite ist rot eingekreist

Die Auswertung der Kolbentotpunkte im zweiten Lastniveau erfolgte identisch zu den Referenzinserts im vorigen Kapitel. Wie in Abbildung 5-68 zu erkennen, sind ähnlich zu den Referenzinserts auch hier keine eindeutigen Zusammenhänge bezüglich einer Wegzunahme in Abhängigkeit der mechanischen Vorschädigung auszumachen.

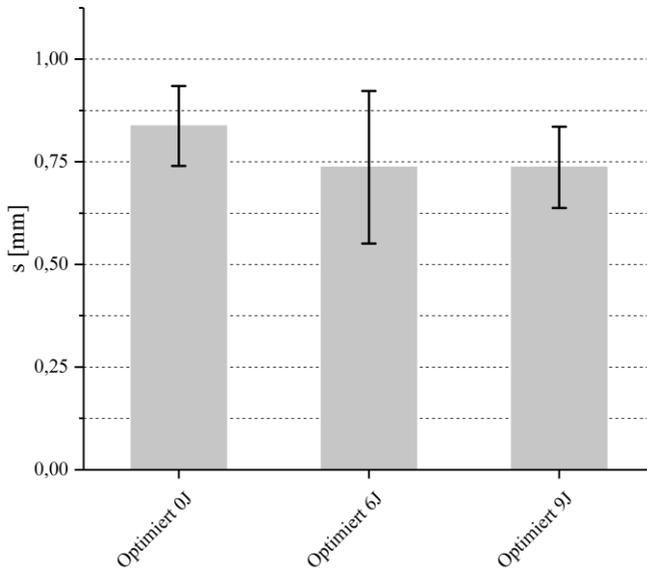


Abbildung 5-68: Vergleich der oberen Kolbentotpunkte s im zweiten Lastniveau in Abhängigkeit der mechanischen Vorschädigung in Laststeigerungsversuchen der optimierten Inserts

5.4.3.2 Zyklische Restfestigkeit nach thermischer Zyklisierung

Aufgrund der Ergebnisse aus Kapitel 5.4.2.2 und der damit verbundenen Erkenntnis, dass 1000 thermische Zyklen im Vergleich zu 100 Zyklen keine signifikante weitere Reduktion der Restfestigkeit verursachen, wurden für die nachfolgenden zyklischen Restfestigkeiten lediglich je fünf Proben pro Insertvariante nach 10 und 100 thermischen Zyklen untersucht.

Referenzinsert

Nachfolgend ist je ein exemplarischer Laststeigerungsversuch für das Referenzinsert nach 10 bzw. 100 thermischen Zyklen abgebildet. Alle Proben versagten im Lastniveau mit $F_{max} = 2615 N$ oder im Übergang in das Lastniveau $F_{max} = 3115 N$ (vgl. Abbildung 5-70).

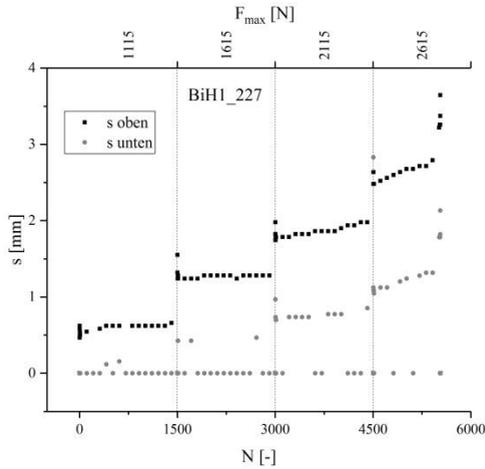


Abbildung 5-69: Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer mit 10 thermischen Zyklen (TZ10) vorgeschädigten Referenzprobe (BiH1_227) - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude

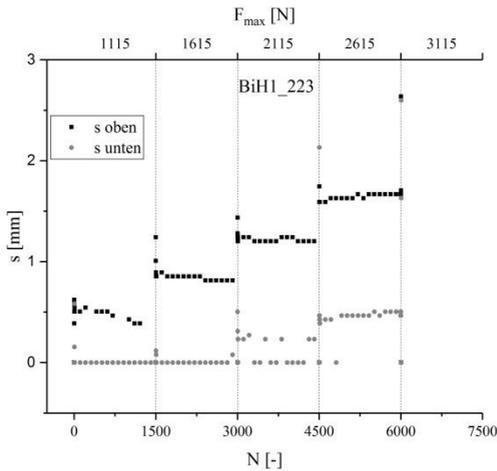


Abbildung 5-70: Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer mit 100 thermischen Zyklen (TZ100) vorgeschädigten Referenzprobe (BiH1_223) - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude

Die Schädigungsbilder unterscheiden sich grundlegend von den nicht vorgeschädigten Proben. Während letztere ausnahmslos durch Versagen der Insertgewindebuchse versagten, ist dieses Versagen nach 10 thermischen Zyklen bei drei von fünf Proben aufgetreten (vgl. Abbildung 5-71 a)). Die restlichen Proben versagten aufgrund einer Insertablösung verbunden mit der plastischen Deformation der Grundplatte und teilweisem Versagen der Gewindebuchse (vgl. Abbildung 5-71 b) roter Pfeil). Das Versagensbild nach 100 thermischen Zyklen unterscheidet sich dahingehend, dass das Versagen der Gewindebuchse vollends verschwindet und nur noch Insertablösung auftritt. Das dazugehörige Schädigungsbild ist in Abbildung 5-72 dargestellt. Es kommt hier zu einem Herausziehen des Inserts unter plastischer Deformation der Insertgrundplatte und bei zwei von fünf geprüften Probe trat das oben erwähnte Mischversagen auf, da die Insertgewindebuchse teilweise versagte.

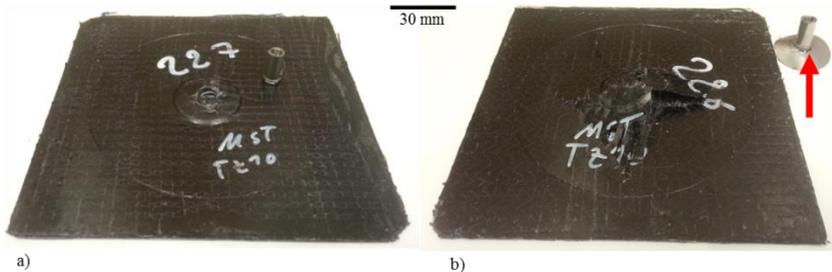


Abbildung 5-71: Schädigungsbilder nach Vorschädigung mit 10 thermischen Zyklen und anschließendem Laststeigerungsversuch der Referenz a) Versagen der Insertgewindebuchse b) Versagen durch Insertablösung und teilweise Versagen der Insertgrundplatte (roter Pfeil)

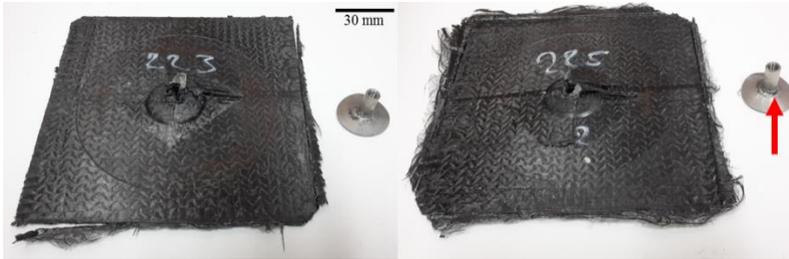


Abbildung 5-72: Schädigungsbilder nach Vorschädigung mit 100 thermischen Zyklen und anschließendem Laststeigerungsversuch der Referenz; der rote Pfeil veranschaulicht das teilweise Versagen der Insertgrundplatte

Um einen Überblick nach dem Einfluss der thermischen Vorschädigung zu erhalten sind in Abbildung 5-73 die Ergebnisse der nicht vorgeschädigten und thermisch zyklerten Proben zusammengefasst. Die Standardabweichung steigt nach 10 thermischen Zyklen zunächst an, wobei die maximalen Lastspielzahlen im selben Lastniveau leicht abfallen. Auffallend ist weiter der geringe Streubereich nach 100 thermischen Zyklen, wobei die zyklische Festigkeit bezüglich der Lastspielzahlen annähernd gleich bleibt.

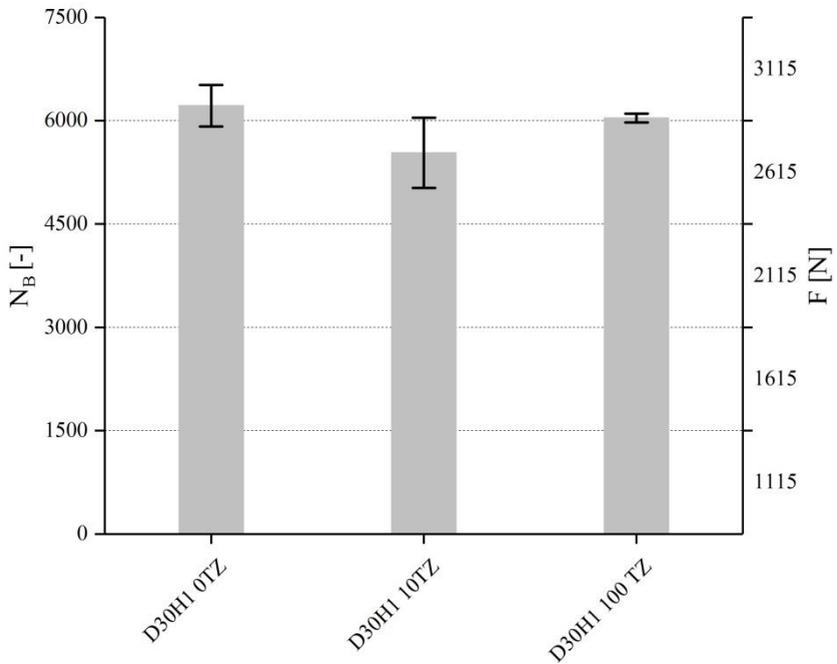


Abbildung 5-73: Zusammenfassung der Laststeigerungsversuche nach thermischer Vorschädigung für das Referenzinsert nach unterschiedlicher Anzahl thermischer Zyklen (TZ)

In Abbildung 5-74 sind die innerhalb des inneren des zweiten Lastniveaus mit $F_{max} = 1615 N$ und $N_B = 1512$ ausgewerteten Kolbentotpunkte s dargestellt. Auffallend ist die Zunahme der Kolbenwege nach einer thermischen Vorschädigung nach 10 bzw. 1000 thermischen Zyklen.

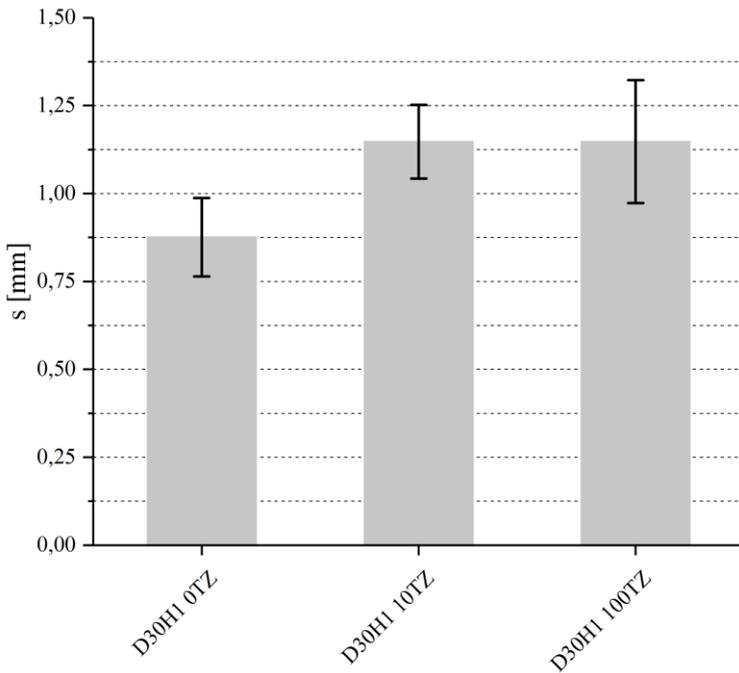


Abbildung 5-74: Vergleich der oberen Kolbentotpunkte s im zweiten Lastniveau in Abhängigkeit der thermischen Vorschädigung (TZ) in Laststeigerungsversuchen der Referenzinserts

Optimiertes Insert

Exemplarische Laststeigerungsversuche nach 10 und 100 thermischen Zyklen sind nachfolgend abgebildet.

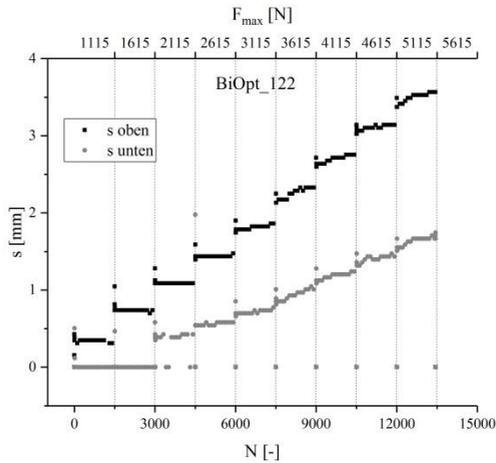


Abbildung 5-75: Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer mit 10 thermischen Zyklen (TZ10) vorgeschädigten optimierten Probe (BiOpt_122) - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude

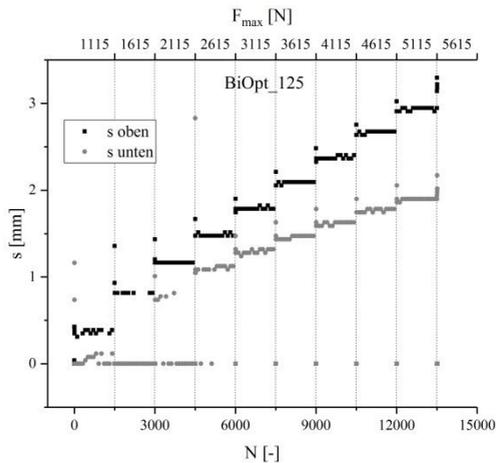


Abbildung 5-76: Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer mit 100 thermischen Zyklen (TZ100) vorgeschädigten optimierten Probe (BiOpt_125) - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude

In Abbildung 5-77 ist ein exemplarisches Schädigungsbild einer Probe nach 10 thermischen Zyklen gezeigt. Das Versagen auf der Oberseite des Laminates ändert sich nicht im Vergleich zur quasistatischen Beanspruchung und ist unter zyklischen Beanspruchungen charakterisiert durch Herausbrechen des Inserts. Das charakteristische Versagensbild der Laminatunterseite (Abbildung 5-77 roter Kreis) trat bei drei von fünf geprüften Proben auf.

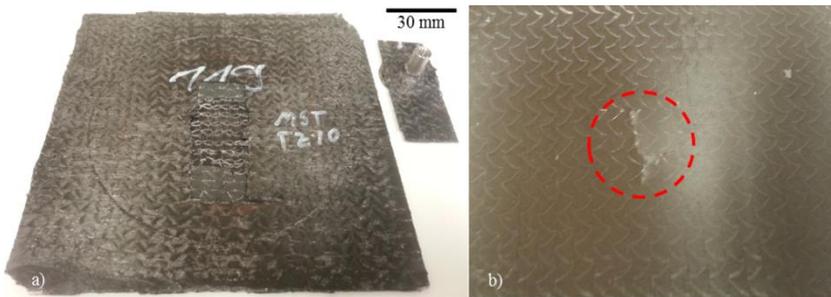


Abbildung 5-77: a) Schädigungsbild einer optimierten Probe nach 10 thermischen Zyklen
b) Schädigung der Laminatunterseite innerhalb des roten Kreises

In der nachfolgenden Abbildung ist ein exemplarisches Schädigungsbild der optimierten Insertvariante nach 100 thermischen Zyklen gezeigt. Es zeigt sich ein Versagen durch Insertablösung mit charakteristischen senkrecht angeordneten Rissen, die zur CFK-Delamination geführt haben. Sämtliche Proben nach 100 thermischen Zyklen versagten auf diese Art und Weise, wobei keine der fünf geprüften Proben Schädigungen auf der Laminatunterseite aufgewiesen haben. Wie in Abbildung 5-79 zu sehen, haben die thermischen Zyklierungen einen großen Einfluss auf die zyklische Restfestigkeit in Laststeigerungsversuchen. So kommt es zu einer signifikanten Abnahme der Lastspielzahlen bereits nach 10 thermischen Zyklen um 31%. Ähnlich der quasistatischen Restfestigkeit ändert sich dieser Einfluss nicht mit steigender Zykluszahl und stagniert bis 100 Zyklen.

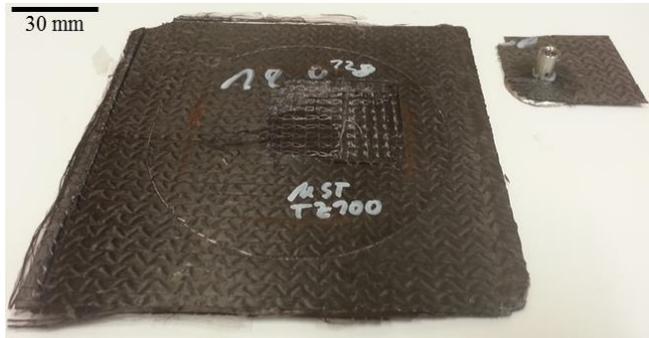


Abbildung 5-78: Schädigungsbild einer optimierten Probe nach 100 thermischen Zyklen mit Versagen durch CFK-Delamination und Herausziehen des Inserts

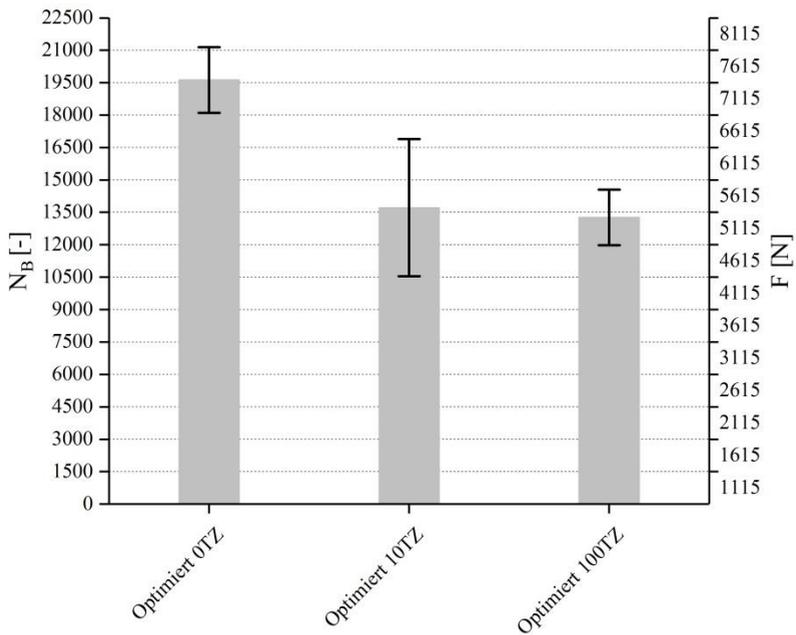


Abbildung 5-79: Zusammenfassung der Laststeigerungsversuche nach thermischer Zyklisierung für die optimierten Inserts in Abhängigkeit der Anzahl der thermischen Zyklen (TZ)

Die ausgewerteten Kolbentotpunkte im 2. Lastniveau der optimierten Inserts in Abhängigkeit der thermischen Zyklen sind in Abbildung 5-80 dargestellt. Ähnlich zu den mechanischen Vorschädigungen ist hierbei jedoch kein Zusammenhang bezüglich einer Änderung der Kolbenwege mit der thermischen Vorschädigung zu erkennen.

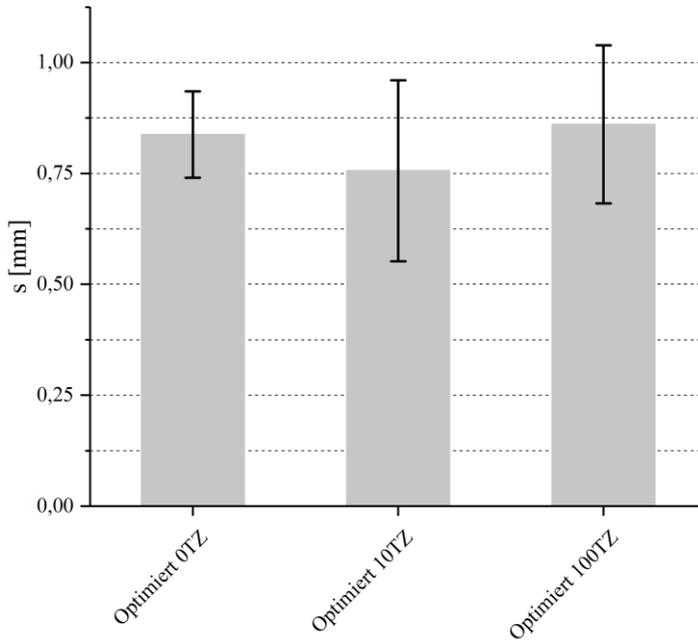


Abbildung 5-80: Vergleich der oberen Kolbentotpunkte s im zweiten Lastniveau in Abhängigkeit der thermischen Vorschädigung (TZ) in Laststeigerungsversuchen der optimierten Inserts

5.5 Schädigungsentwicklung

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der quasistatischen Schädigungsentwicklung, die mit Hilfe der in Kapitel 4.4 vorgestellten Methoden untersucht wurden.

5.5.1 In situ-CT Prüfung

5.5.1.1 Referenzinsert

Die Ergebnisse der in situ-CT Prüfung der Referenzinserts wurden in Pottmeyer et. al. [205] erstmals vorgestellt. Die Kraft/Weg-Kurve der in situ-CT Prüfung des Referenzinserts ist in Abbildung 5-81 dargestellt. Die gestrichelten Linien markieren dabei die Haltepunkte an denen, mit Ausnahme von Haltepunkt 1, durch aufgetretene Kraftabfälle Schädigung vermutet wurde. Der Kraftverlauf an sich ähnelt, bezogen auf die Maximalkraft von knapp 4500 N und die Höhe der Kraftabfälle, demjenigen aus dem quasistatischen Aufbau aus Kapitel 5.1. Somit ist anzunehmen, dass der sich unterscheidende Prüfaufbau keinen signifikanten Einfluss auf die Kraft/Weg-Verläufe der Inserts und das resultierende Schädigungsverhalten ausübt. Um Setzeffekte während des Scans zu vermeiden, wurde dieser erst nach fünf Minuten Haltezeit gestartet. In Tabelle 5-4 sind die Kräfte unmittelbar nach dem Anhalten der Prüfmaschine F_S und während des Scans F_{CT} aufgetragen. In Abbildung 5-82 sind die Ergebnisse der ersten beiden Haltepunkte zu sehen. Schädigung in Form einer Insertablösung oder Faserbrüche ist zunächst nicht zu sehen. Erkennbar ist jedoch eine leichte Insertdeformation an Haltepunkt 2. An Haltepunkt 3 tritt ein zusätzlicher Kraftabfall auf, an dem weiter Schädigung vermutet wird. Der dazugehörige Scan ist in Abbildung 5-83 dargestellt. Aus der Schnittdarstellung aus a) lässt sich bis auf die weiter zugenommene Insertdeformation keine weitere Schädigung erkennen. Im Randbereich der Insertbuchse (vgl. Abbildung 5-83 b) und d)) lässt sich jedoch ein erster Faserbruch ausmachen. Auch zeigt das post mortem Schädigungsbild der Probe aus Abbildung 5-83 c) an derselben Stelle einen Faserbruch.

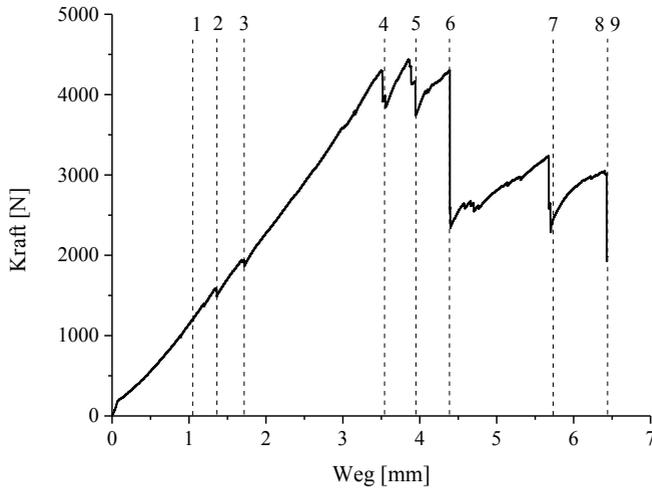


Abbildung 5-81: Kraft/Weg-Verlauf der in situ-CT Prüfung des D30H1 Inserts [205]

Tabelle 5-4: Übersicht der durchgeführten Haltepunkte des in situ-CT Scans mit D30H1 Insert [205]

Scan	F_S [N]	F_{CT} [N]
1	1380	1366
2	1508	1490
3	1900	1896
4	3970	3838
5	3833	3744
6	2500	2340
7	2555	2287
8	1954	1944
9	0	0

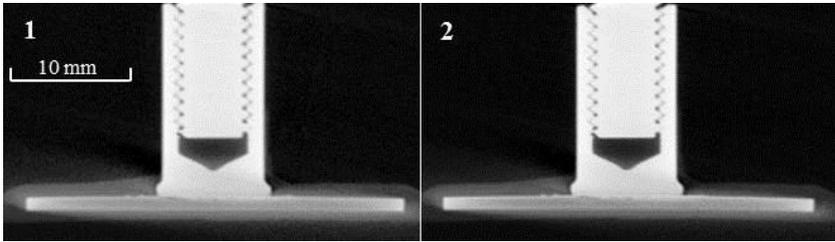


Abbildung 5-82: CT Scans der Haltepunkte 1 und 2 des Referenzinsets mit leichter Insertdeformation an Haltepunkt 2 [205]

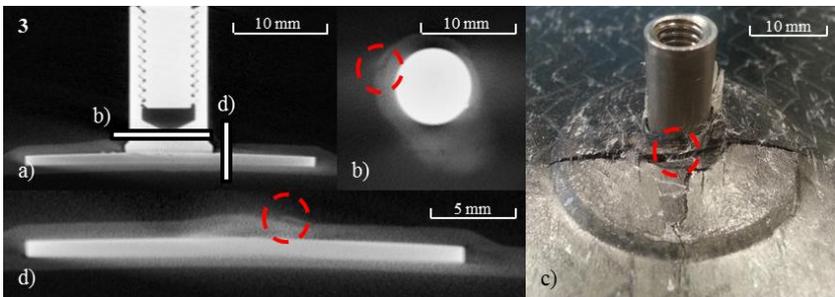


Abbildung 5-83: CT Scan des Haltepunktes 3 des Referenzinsets a) Schnittdarstellung b) Draufsicht zur Visualisierung des Faserbruches um die Insertbuchse c) post mortem Schädigungsbild mit dem dazugehörigen Faserbruch (rot) d) Exzentrischer Schnitt von a) zur Veranschaulichung des Faserbruches (rot)

Der Scan an Haltepunkt 4 wurde nach einem großen Kraftabfall (ΔF ca. 500 N) durchgeführt und es zeigt sich wie aus Abbildung 5-84 ersichtlich ein bereits weit fortgeschrittenes Schädigungsbild. In Abbildung 5-84 a) und b) ist zu erkennen, dass sich durch die weitere Insertdeformation das Insert von dem unteren Laminat im Bereich der Insertbuchse sichtbar ablöst. Die Schädigung beginnt dabei unterhalb des Inserts im Übergangsbereich Insertbuchse/Grundplatte (Abbildung 5-84 b) grüner Kreis). Diese Ablösung geht weiter mit einem deutlichen Faserbruch in unmittelbarer Nähe zur Insertbuchse einher. Diese sind beispielhaft in einer geschnittenen Darstellung in Abbildung 5-84 c) und d) zu sehen. In Abbildung 5-85 ist zudem die 3D Darstellung

lung des Scans sowie der dazugehörige Ausschnitt des post mortem Schädigungsbildes enthalten. Letzterer befindet sich auf der gegenüberliegenden Seite von Abbildung 5-83 c) und beschreibt dadurch einen gänzlich neu entstandenen Riss auf der Laminatoberseite. Wie in Abbildung 5-85 zu erkennen stimmen die Lage und die Anordnung der Risse oberhalb des Laminates gut überein (in Abbildung 5-85 schwarze Pfeile).

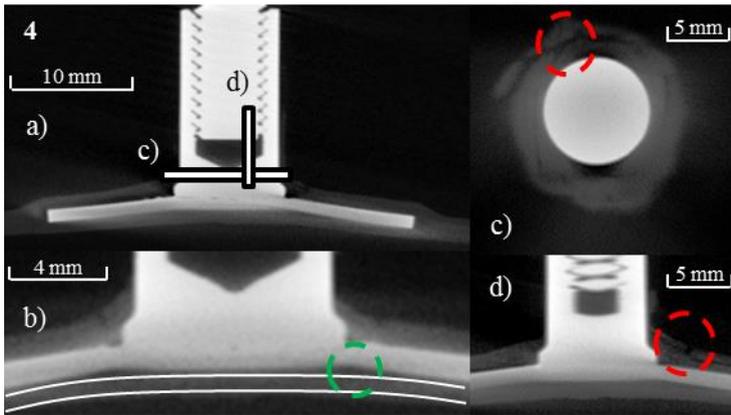


Abbildung 5-84: CT Scan des Haltepunktes 4 des Referenzinserts a) Schnittdarstellung b) zur besseren Visualisierung sind die Grenzen des unteren Laminates aus a) weiß gekennzeichnet und der Beginn der Insertablösung grün dargestellt [205] c) Draufsicht zur Visualisierung des Faserbruches um die Insertbuchse (rot) d) Exzentrischer Schnitt von a) zur Veranschaulichung des Faserbruches (rot)

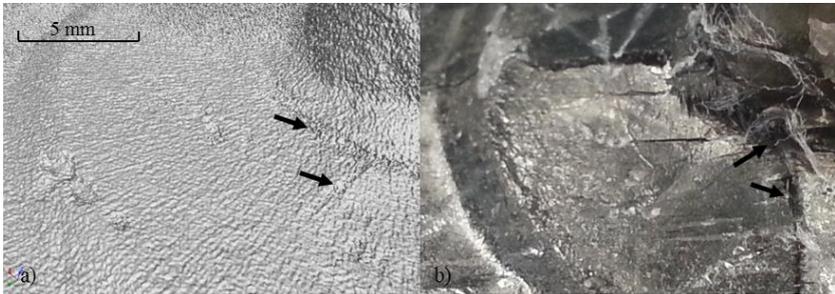


Abbildung 5-85: CT Scan des Haltepunktes 4 des Referenzinsets zur Veranschaulichung der Faserbrüche (schwarzer Pfeil) a) 3D Ansicht des CT Scans b) post mortem Aufnahme

Der nächste größere Kraftabfall findet an Haltepunkt 5 statt. Wie aus Abbildung 5-86 a) und b) ersichtlich ist zu diesem Zeitpunkt die Insertablösung weiter fortgeschritten. Die damit verbundenen fortgeschrittenen Faserbrüche sind in Abbildung 5-86 c) und d) zu sehen. Die 3D Darstellung des CT Scans sowie die post mortem Aufnahme aus Abbildung 5-87 zeigen denselben Ausschnitt aus Haltepunkt 4. Veranschaulicht sind durch die schwarz gestrichelten Pfeile zunächst die Risse, die bereits an Haltepunkt 4 identifiziert wurden (vgl. Abbildung 5-85). Der Risswachstum ist in durchgängigen, schwarzen Pfeilen dargestellt. Diese neu entstandenen Faserrisse sind auch auf der post mortem Aufnahme eindeutig sichtbar.

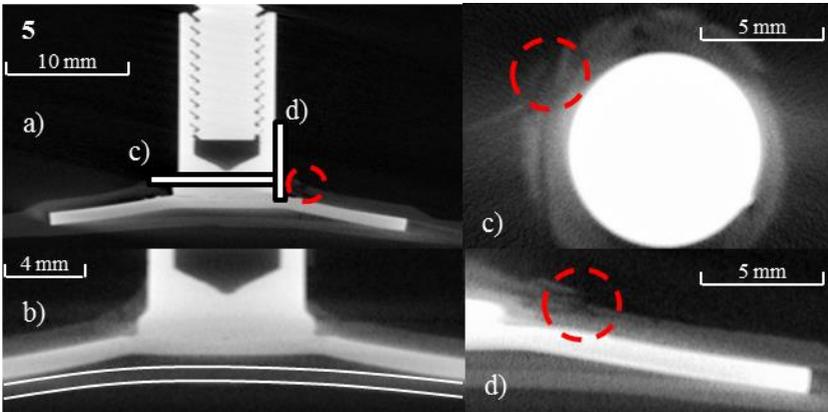


Abbildung 5-86: CT Scan des Haltepunktes 5 des Referenzinserts a) Schnittdarstellung b) zur besseren Visualisierung sind die Grenzen des unteren Laminates aus a) weiß gekennzeichnet [205] c) Draufsicht zur Visualisierung des Faserbruches um die Insertbuchse (rot) d) Exzentrischer Schnitt von a) zur Veranschaulichung des Faserbruches (rot)

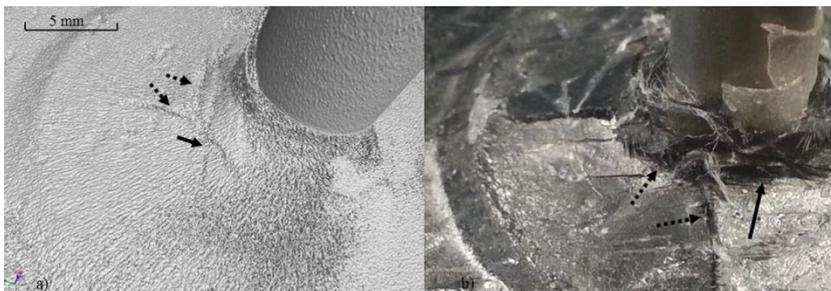


Abbildung 5-87: CT Scan des Haltepunktes 5 des Referenzinserts zur Veranschaulichung der fortgeschrittenen Faserbrüche (schwarzer Pfeil) im Vergleich zu den an Haltepunkt 4 vorhandenen Faserrissen (schwarz gestrichelter Pfeil) a) 3D Ansicht des CT Scans b) post mortem Aufnahme

Der höchste Kraftabfall entsteht bei Haltepunkt 6. Wie in Abbildung 5-88 zu sehen ist dies bedingt durch die nun fortschreitende Insertablösung zum äußeren Rand der Insertgrundplatte hin. Spätestens zu diesem Zeitpunkt sind die nun kreuzförmig angeordneten Faserrisse eindeutig auf der Laminatoberseite zu sehen (Abbildung 5-88 b)). Auch zeigen die 3D Darstellungen der Laminatoberseite zur Veranschaulichung der Faserrisse aus Abbildung 5-89 eine gute Übereinstimmung mit der jeweiligen Ansicht der post mortem Aufnahme (vgl. Abbildung 5-89 a) mit b) und c) mit d)). Der aus Abbildung 5-88 a) ersichtliche Faserriss (weißer Pfeil) zwischen oberem Laminat und Insert ermöglicht nun an Haltepunkt 7 (vgl. Abbildung 5-90) einen annähernd linearen Verlauf der Biegung der Insertgrundplatte, da diese nun in Belastungsrichtung weiter ausgebeult werden kann. Zudem ist die Insertablösung weiter fortgeschritten. CFK-Delamination an Haltepunkt 8 (rot in Abbildung 5-90) entsteht durch das fortschreitende Herausziehen des Inserts.

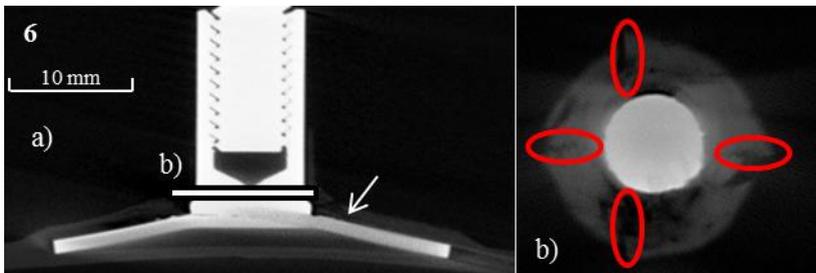


Abbildung 5-88: CT Scan des Haltepunktes 6 des Referenzinserts a) Schnittdarstellung und Veranschaulichung des eingetretenen Risses zwischen Insert und Laminatoberseite (weißer Pfeil) [205] b) Draufsicht zur Visualisierung der kreuzförmig angeordneten Faserbrüche um die Insertbuchse (rot)

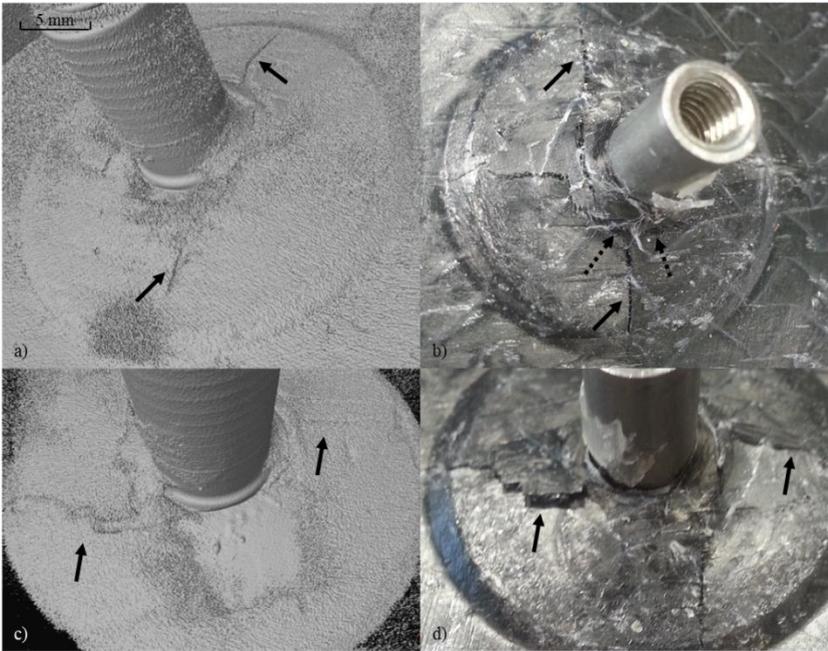


Abbildung 5-89: CT Scan des Haltepunktes 6 des Referenzinserts zur Veranschaulichung der kreuzförmig angeordneten Faserbrüche a) bzw. c) 3D Ansicht des CT Scans mit eingezeichneten Faserbrüchen (schwarze Pfeile) im Vergleich zur jeweiligen Ansicht der post mortem Aufnahme aus b) bzw. d) mit den bereits vorher entstandenen Faserbrüchen (schwarz gestrichelte Pfeile)

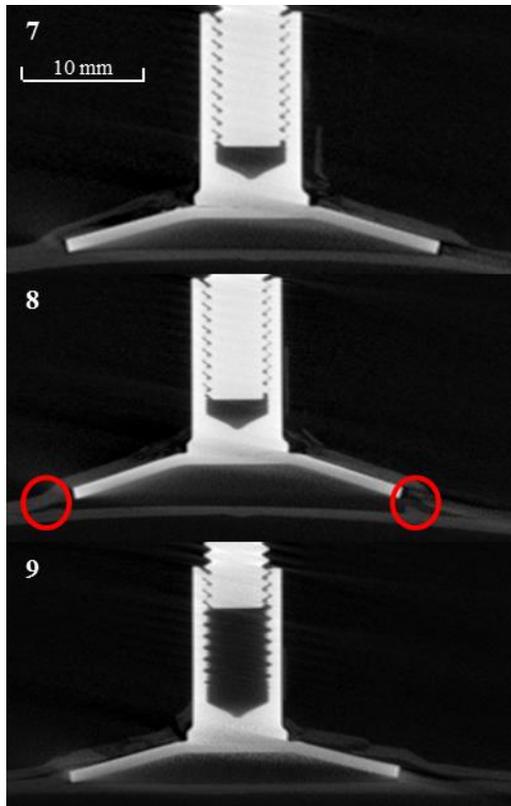


Abbildung 5-90: CT Scans der Haltepunkte 7, 8 und 9 des Referenzinserts mit an Haltepunkt 8 entstandener CFK-Delamination (rot) [205]

5.5.1.2 Optimiertes Insert

Die Ergebnisse der in situ-CT Prüfung der optimierten Inserts wurden in Pottmeyer et. al. [207] erstmals vorgestellt. Der Kraft/Weg-Verlauf der optimierten Insertvariante aus dem in situ-CT Versuch ist in Abbildung 5-91 abgebildet. Ähnlich zum Referenzinsert stimmt der Verlauf auch hier mit dem in Kapitel 5.1 gezeigten Verlauf hinsichtlich Maximalkraft und Anzahl der Kraftabfälle gut überein. Die gestrichelten Linien markieren auch in

diesem Versuch die Haltepunkte der CT Scans. Der Kraftabfall bei Haltepunkt 1 resultiert aus Setzeffekten nach dem Anhalten der Prüfmaschine. In Tabelle 5-5 sind die Kräfte unmittelbar nach dem Anhalten der Prüfmaschine F_S und während des Scans F_{CT} aufgetragen.

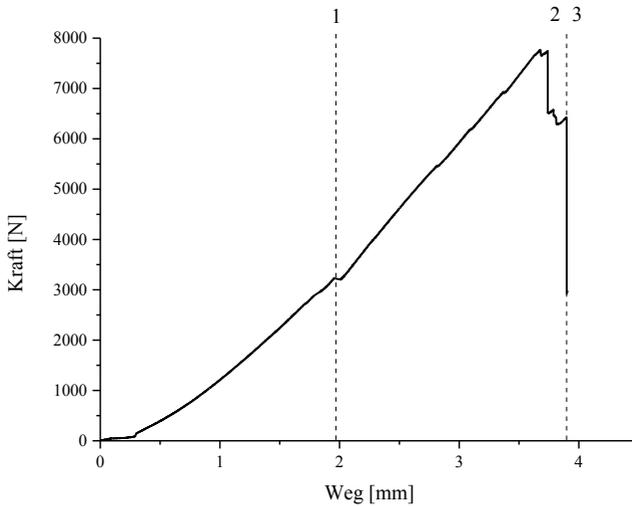


Abbildung 5-91: Kraft/Weg-Verlauf der optimierten Insertvariante im in situ-CT Versuch [207]

Tabelle 5-5: Übersicht der durchgeführten Haltepunkte des in situ-CT Scans mit optimiertem Insert

Scan	F_S [N]	F_{CT} [N]
1	3320	3200
2	2580	2500
3	0	0

Wie in Abbildung 5-92 c) zu sehen, ist während der Prüfung bis zum Haltepunkt 1 eine Auswölbung auf der Unterseite des Laminates entstanden. Diese befindet sich unterhalb des Inserts und ist im CT Scan auch als CFK-Delamination/Faserbrüche sichtbar. Außerdem ist eine CFK-Delamination im Randbereich des Inserts zu erkennen. In Abbildung 5-92 b) ist ein exzentrischer Schnitt von Abbildung 5-92 a) enthalten, um die CFK-Delamination/Faserbrüche besser zu veranschaulichen (weiße Pfeile).

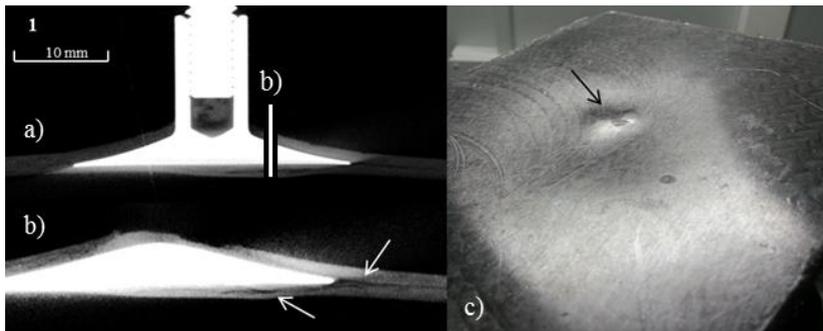


Abbildung 5-92: CT Scan der optimierten Variante im Haltepunkt 1 a) Schnittdarstellung b) Exzentrischer Schnitt von a) zur besseren Darstellung von CFK-Delamination und Faserbruch (weißer Pfeil) c) Bild der noch unter Last stehenden Probe zur Veranschaulichung der Auswölbung auf der Unterseite des Laminates (schwarzer Pfeil) [207]

Die oben erwähnte Auswölbung ist spätestens im Haltepunkt 2 einem Riss auf der Unterseite des Laminates gewichen, zu sehen in Abbildung 5-93 c) (schwarzer Pfeil). Dieser Riss ist auch noch in Abbildung 5-93 c) im exzentrisch geschnittenen Laminat nachweisbar (weißer Pfeil). Die CFK-Delamination ist außerdem ausgehend von dem Randbereich weiter in das Laminat quer zur Belastungsrichtung gewachsen (in Abbildung 5-93 a)). Damit verbunden ist die Grenzfläche Insert/Laminat vollständig abgelöst.

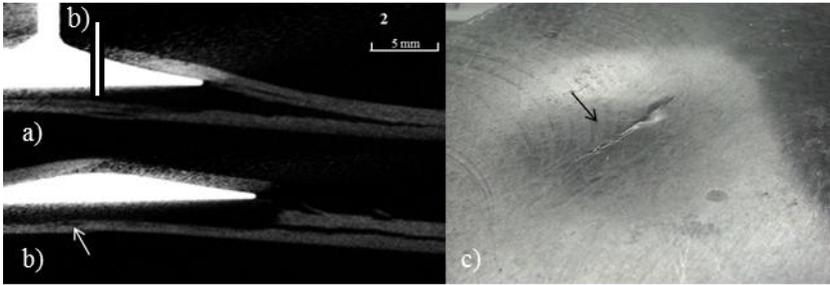


Abbildung 5-93: CT Scan der optimierten Variante im Haltepunkt 2 a) Schnittdarstellung b) Exzentrischer Schnitt von a) zur besseren Visualisierung des abgelösten Inserts und des Risses innerhalb des Laminates (weißer Pfeil) c) Rissbildung auf der Laminatunterseite [207]

Der CT Scan nach dem Kraftabfall auf 0 N (Punkt 3) ist in Abbildung 5-94 und Abbildung 5-95 zu sehen. Die exzentrischen Schnittdarstellungen aus Abbildung 5-94 b) und c) zeigen das vom unteren Laminat abgelöste Insert und das charakteristische einseitige Herausbrechen des Inserts. Das post mortem Schädigungsbild (Abbildung 5-95 b) stimmt mit dem aus dem quasistatischen Versuch überein (vgl. Abbildung 5-4). Da das Insert nicht mehr belastet wird liegt dies teilweise auf dem Laminat auf – die Grenzfläche Insert/Laminat ist jedoch vollständig delaminiert. Die geprüfte Probe ist demnach charakterisiert durch einen großflächigen CFK-Delaminationsbereich (Abbildung 5-95 a)) verbunden mit einem einseitigen Herausbrechen des Inserts (Abbildung 5-94 c) und Abbildung 5-95 b)) und einer Schädigung der Laminatunterseite in Form von Faserrissen (Abbildung 5-95 c)).

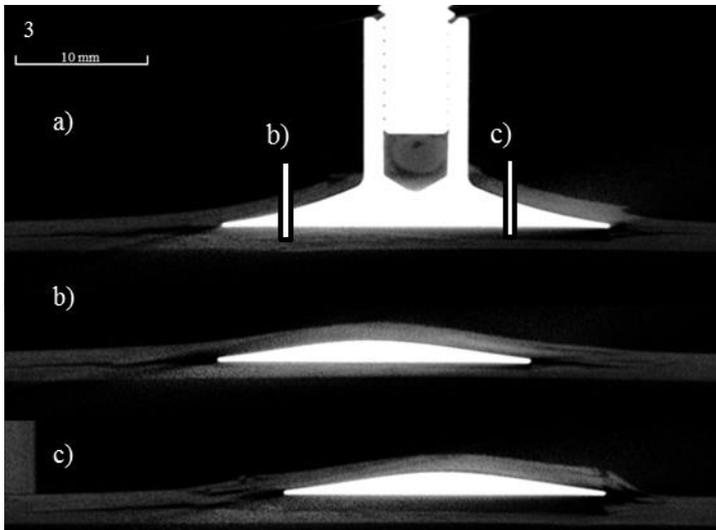


Abbildung 5-94: CT Scan der optimierten Variante im Haltepunkt 3 a) Schnittdarstellung b) und c) Exzentrischer Schnitt von a) [207]

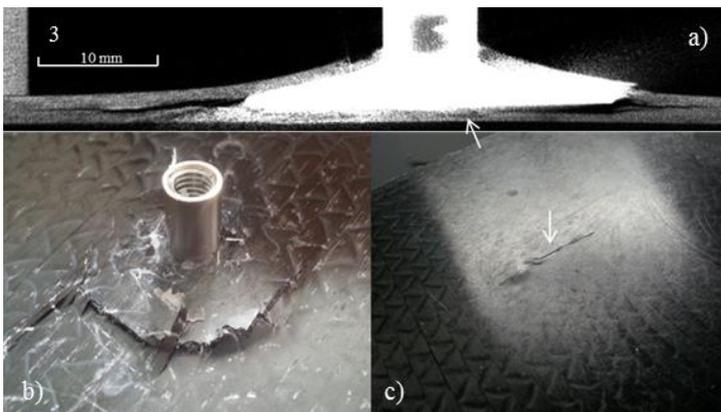


Abbildung 5-95: CT Scan der optimierten Variante im Haltepunkt 3 a) überbelichtete Schnittdarstellung zur Visualisierung der CFK-Delamination und des Faserbruches unterhalb des Inserts (weißer Pfeil) b) post mortem Schädigungsbild c) Rissbildung auf der Laminatunterseite (weißer Pfeil) [207]

5.5.2 Simulation der Insertdeformation und Validierung

Die Ergebnisse der Simulation der Insertdeformation und der dazugehörigen Validierung der Referenzinserts wurden in Pottmeyer et. al. [205] erstmals vorgestellt. Die Simulation des in situ-CT Auszugversuches beinhaltete zunächst eine Vorhersage der Insertdeformation bis zum Haltepunkt 4 (vgl. Abbildung 5-81 und Tabelle 5-4), da ab diesem Punkt neben der Insertablösung und der damit verbundenen Deformation noch die Schädigungsmechanismen des Faserbruches und CFK-Delamination berücksichtigt werden müssen. Zur Vermeidung von Fehlern bei der Annahme der Materialparameter wurden zunächst für die in Kapitel 4.4.3 beschriebene Simulation des Auszugversuches mit dem Referenzinsert die simulativen Verläufe der quasistatischen Zugversuche sowohl des verwendeten CFK-Biaxialgeleges als auch des Stahls mit dem jeweiligen Experiment verglichen. Wie in Abbildung 5-96 gezeigt, stimmen die simulativen Verläufe mit den experimentellen gut überein. So wurde anschließend auch ein Abgleich der simulativen und experimentellen Verläufe des Verbundes durchgeführt, in dem der Auszugversuch gänzlich mit tie-Verbindungen bis zum Haltepunkt 4 simuliert wurde. Wie in Abbildung 5-97 zu erkennen stimmen die simulativen mit den experimentellen Verläufen auch gut überein. Dadurch lässt sich zunächst festhalten, dass die in Tabelle 4-4 angegebenen Materialparameter für die weitere Simulation akzeptiert werden können.

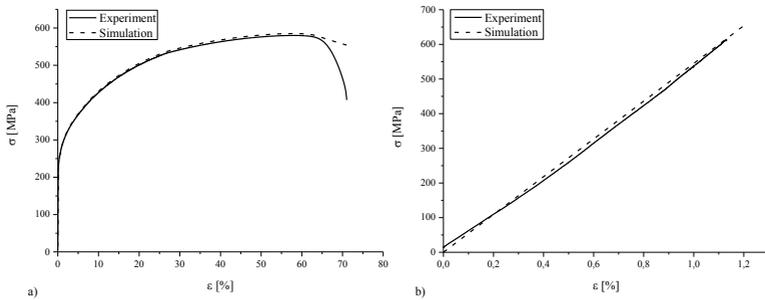


Abbildung 5-96: Vergleich der simulativen und experimentell bestimmten Zugversuche des a) Stahls (1.4301) und b) des CFK-Biaxialgeleges [205]

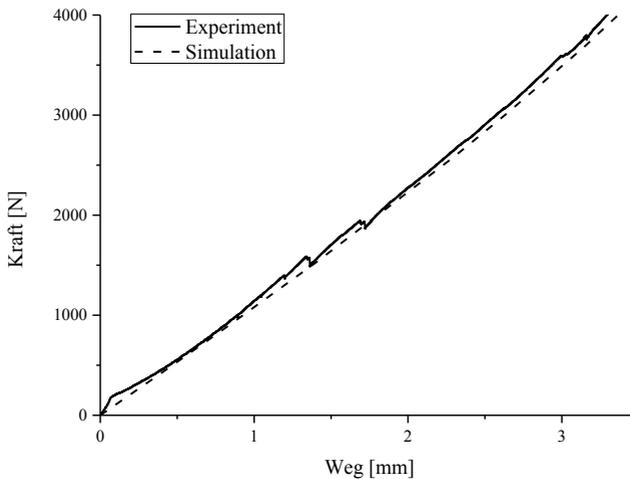


Abbildung 5-97: Vergleich der simulativen und experimentellen bestimmten Auszugversuche des gesamten Verbundes unter Verwendung von tie-Verbindungen [205]

Anschließend wurde die Grenzfläche Insert/Laminat mit Cohesive Behavior (CB) simuliert, um das Schädigungsverhalten der Insertablösung und der damit verbundenen Beeinflussung der Insertdeformation genauer vorhersagen zu können. Die interlaminare Grenzfläche der oberen und unteren Laminatlage wurde dabei weiterhin mittels tie-Verbindungen festgesetzt. In Abbildung 5-98 ist der Vergleich der simulativen und experimentell bestimmten Auszugversuche bis zum Haltepunkt 4 abgebildet. Zu erkennen ist eine generelle gute Übereinstimmung des Experimentes mit der Simulation. Die Kraft/Weg-Verläufe sind bis etwa 3 mm Weg sehr ähnlich, jedoch setzt ab diesem Zeitpunkt die simulative Schädigung früher ein, was das Absenken der Steigung ab dem Punkt erklärt.

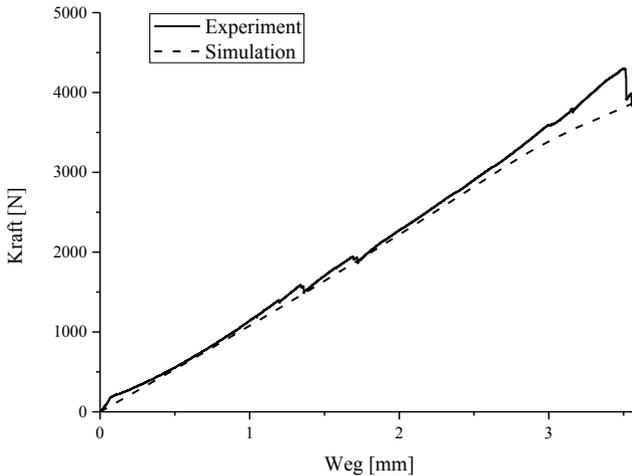


Abbildung 5-98: Vergleich des simulativen und experimentellen Kraft/Weg-Verlaufes mit CB [205]

Die Ergebnisse der simulativen Insertdeformation sind nachfolgend für die ersten vier Haltepunkte abgebildet. Zu sehen sind jeweils die Verschiebungen

U , wobei die maximalen Verschiebungen der Insertsbuchse denen der experimentell ermittelten Haltepunkte aus Abbildung 5-81 entsprechen. Für die Vorhersage der Insertdeformation wurden anschließend die simulierten Verformungswege des mittig geschnittenen Inserts ausgelesen und in das in Abbildung 5-100 gezeigte Diagramm eingetragen. Die aufgetragene X-Achse entspricht hierbei dem Durchmesser des Inserts von 30 mm.

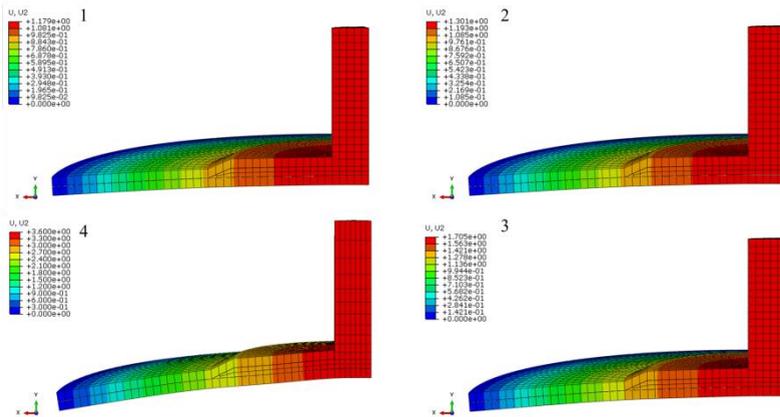


Abbildung 5-99: Verschiebungen U der Simulation des Inserts im Auszugversuch an den Haltepunkten 1 bis 4 [205]

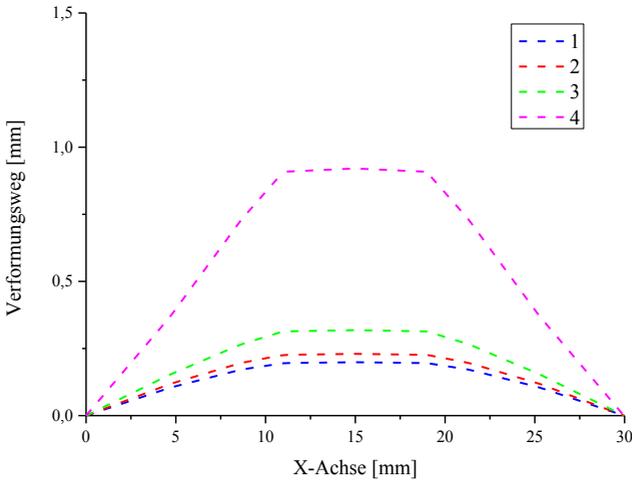


Abbildung 5-100: Vorhersage der Insertdeformation mit Hilfe der Simulation von Haltepunkt 1 bis 4

Für die Validierung der Insertdeformation wurden die CT Scans der Haltepunkte 1 bis 4 aus Kapitel 5.5.1.1 zunächst mit imageJ® mittels 3D Median Filter und Grenzwerteinstellungen nachbearbeitet, um das Insert zu segmentieren. Danach wurden die Scans in MATLAB® eingelesen und die Oberflächen der verformten Insergrundplatten bestimmt. Ausgehend von der untersten Ebene des Scans wurden die jeweils ersten Voxel des Inserts erfasst und in eine zweidimensionale Matrix abgelegt, mit dieser die Oberfläche der verformten Insergrundplatte abgebildet werden kann. Dieser Vorgang ist in Abbildung 5-101 dargestellt. Somit lassen sich für jeden Haltepunkt, wie in Abbildung 5-102 gezeigt, die Verformung der Inserts abbilden. Für die Validierung wurden die Verformungswege in der Mitte des Inserts (X-Achse) aus der Simulation und dem Experiment bestimmt und verglichen. In Abbildung 5-103 sind die so bestimmten Verformungswege der in situ-CT Prüfung gezeigt. Hierbei lässt sich bereits die Rückstellkraft aufgrund der

elastisch gespeicherten Energie erkennen, da die Verformung des Inserts zwischen Haltpunkt 8 und 9 deutlich zurückgegangen ist.

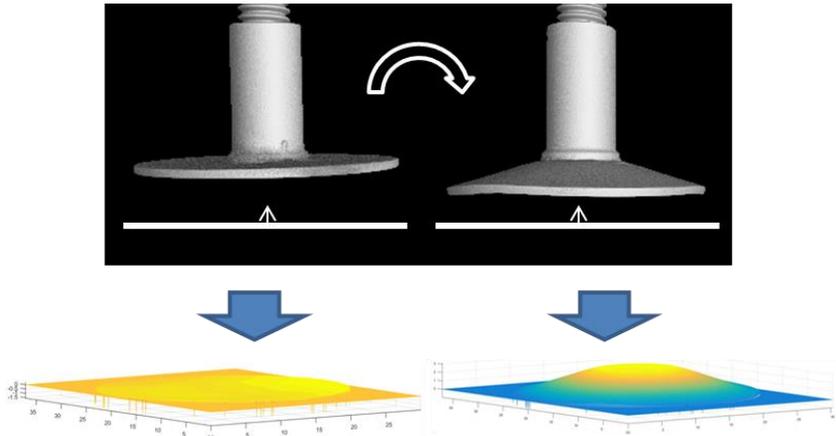


Abbildung 5-101: Beispielhafte Darstellung der Auswertung der Insertdeformation mittels MATLAB® an einer unbelasteten und belasteten Probe [205]

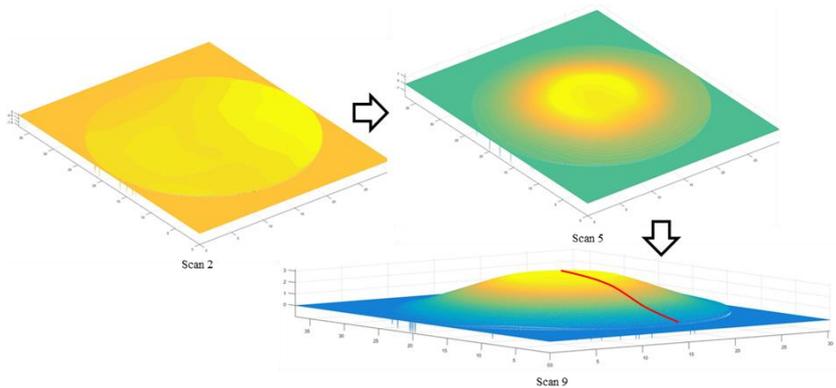


Abbildung 5-102: Entwicklung der Insertdeformation in MATLAB® - die rote Linie symbolisiert den extrahierten Deformationsweg [205]

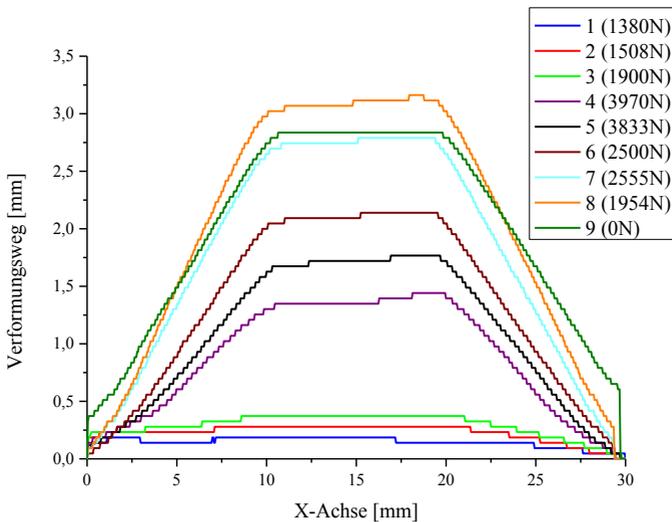


Abbildung 5-103: Experimentell bestimmte Verformungswege [205]

Die Validierung der Simulation ist in Abbildung 5-104 gegeben. Die Verformungswege der ersten drei Haltepunkte der Simulation stimmen dabei gut mit dem Experiment überein. An Haltepunkt 4 ist ein Unterschied der maximalen Verformung von etwa $0,5\text{ mm}$ zu beobachten. Zudem ist der Verlauf der experimentell bestimmten Verformung schmaler als der simulativ bestimmte. In Abbildung 5-105 sind jeweils die Ausschnitte des CT Scans und der Simulation des Haltepunktes 4 gezeigt. Zu sehen ist, dass das Modell bereits die Art der Schädigung mit beginnender Insertablösung gut abbildet.

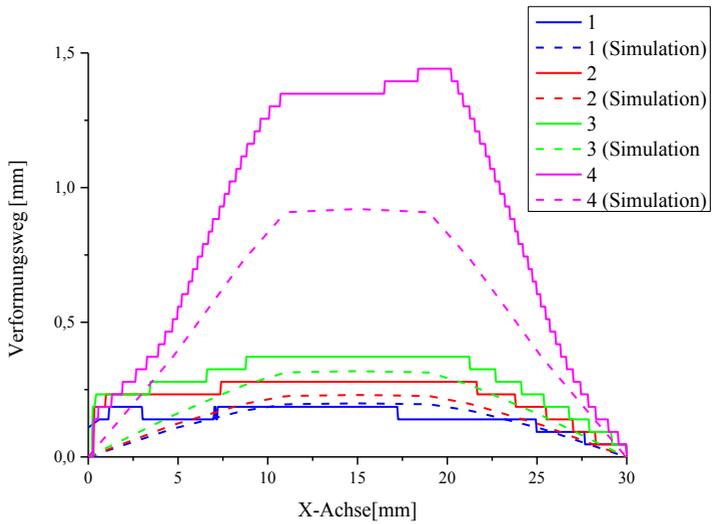


Abbildung 5-104: Validierung der Simulation anhand der Verformungswege [205]

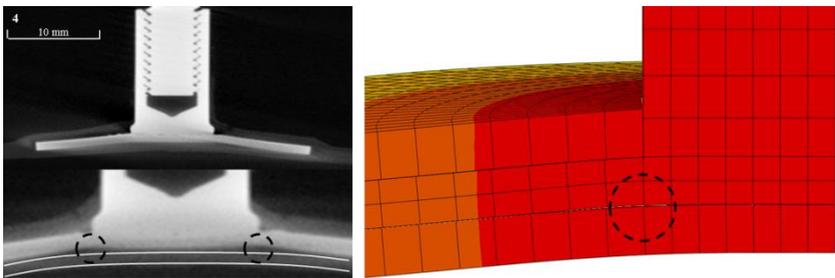


Abbildung 5-105: Vergleich des Haltepunktes 4 zur Darstellung der beginnenden Insertablösung (schwarz eingekreist) [205]

5.5.3 Schallemissionsanalyse

Für beide Insertvarianten wurde je ein Auszugversuch mit induktivem Wegaufnehmer (IWA) und Schallemission durchgeführt, welche nachfolgend beschrieben werden. Die Ergebnisse der Schallemissionsanalyse beider Insertvarianten wurden in Pottmeyer et. al. [207] erstmals vorgestellt

5.5.3.1 Parametrische und transiente Auswertung

Die parametrische Auswertung der Schallemission konzentriert sich in diesem Kapitel lediglich auf die Auswertung des RMS-Signales, da sich in Vorversuchen gezeigt hat, dass Ausschläge im Messsignal dieses Parameters mit den Kraftabfällen und den damit verbundenen Schädigungsmechanismen übereinstimmen. Die transiente Auswertung beinhaltet eine Häufigkeitsverteilung der zentrierten Frequenz f_{cog} (vgl. Tabelle 4-3). Die FFT wurde mit Hilfe einer Fensterfunktion nach Hamming in einem Bereich von 824 Messpunkten durchgeführt. Zur Erhöhung der spektralen Auflösung und der Gewährleistung der für die FFT erforderlichen Abtastpunktemenge als eine Potenz von 2 wurden die Signale mit Nullen auf 4096 Messpunkte erweitert.

Referenzinsert

In Abbildung 5-106 ist sowohl der Kraft/Weg-Verlauf, als auch das dazugehörige parallel bestimmte RMS-Signal für alle drei Sensoren aufgetragen.

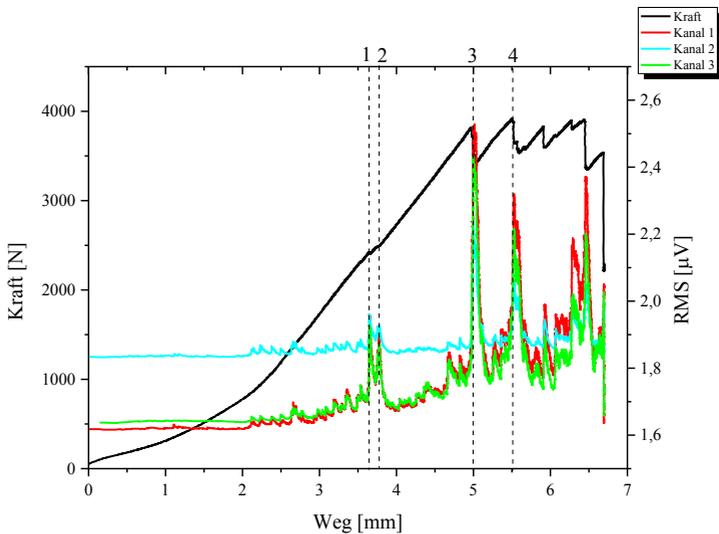


Abbildung 5-106: Kraft/Weg-Verlauf und RMS Signal des Referenzinsets – gestrichelte Linien symbolisieren die ausgewerteten Haltepunkte [207]

Zunächst ist festzustellen, dass der Kraft/Weg-Verlauf aus diesem Versuch denjenigen aus Kapitel 5.1 und 5.5.1.1, bezogen auf die Anzahl der Kraftabfälle und Maximalkraft, ähnelt. Gut zu erkennen ist, dass die RMS-Ausschläge aller Kanäle mit den Kraftabfällen korrelieren. Für die Schädigungslokalisierung wurden die in Abbildung 5-94 durch gestrichelte Linien gekennzeichneten Punkte ausgewertet. Da durch die verwendete Software eine Filterung nach den RMS-Signalen nicht direkt möglich war, mussten die Signale der eingezeichneten Punkte über den Umweg der Traversenwegdifferenz gefiltert werden. Die Unter- bzw. Obergrenze des Traversenweges eines Punktes wurde auf den ersten bzw. letzten RMS-Peak gelegt und auf die dritte Nachkommastelle ab- bzw. aufgerundet. Dadurch wurde sichergestellt, dass die Signale in dem jeweiligen Bereich eines Punktes so gefiltert wurden, dass die Differenz der Traversenwege die RMS-Peaks aller Kanäle mit einschließt. In Abbildung 5-107 sind die mittels Gleichung (2-16) lokalisierten Hits (rot) zusammen mit den SEA-Sensorpositionen auf dem post mortem

Schädigungsbild zu sehen. Ein genaueres Schädigungsbild, inklusive der bereits erwähnten charakteristischen kreuzförmigen Faserbrüche (vgl. Abbildung 5-2) ist in Abbildung 5-108 enthalten.

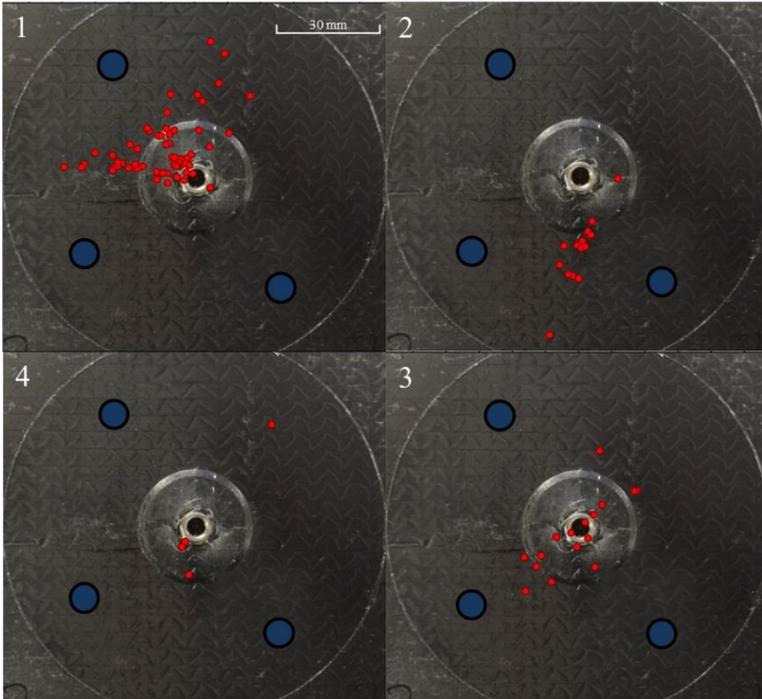


Abbildung 5-107: Lokalisierte Hits (rot) der Punkte 1 bis 4 des Referenzinserts– Sensorpositionen sind blau markiert [207]

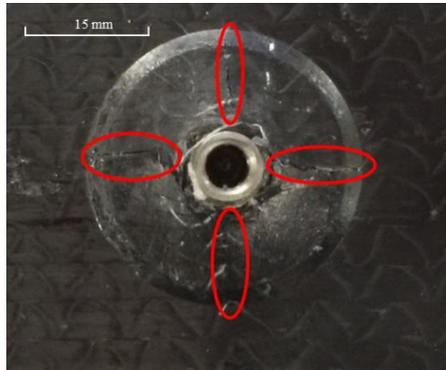


Abbildung 5-108: Schädigungsbild der Probe mit Referenzinsert nach Anwendung der Schallemission. Rot eingekreist sind die charakteristischen kreuzförmigen Faserbrüche [207]

Die zur transienten Auswertung erforderlichen Frequenzen wurden wie anfangs erwähnt mittels FFT bestimmt. In Abbildung 5-109 sind die Histogramme der zentrierten Frequenzen f_{COG} der gefilterten Punkte 1 bis 4 aufgetragen. Die Häufigkeiten der zentrierten Frequenzen konzentriert sich dabei bei den ersten zwei Punkten auf den Bereich zwischen 300 kHz und 420 kHz. Die Frequenzen an Haltepunkt 3 sind zu höheren Frequenzen hin verschoben und konzentrieren sich auf Frequenzen zwischen 400 kHz und 600 kHz. Die deutlich reduzierte Datenmenge in Punkt 4 lässt keine eindeutige Aussage bezüglich des Frequenzspektrums zu.

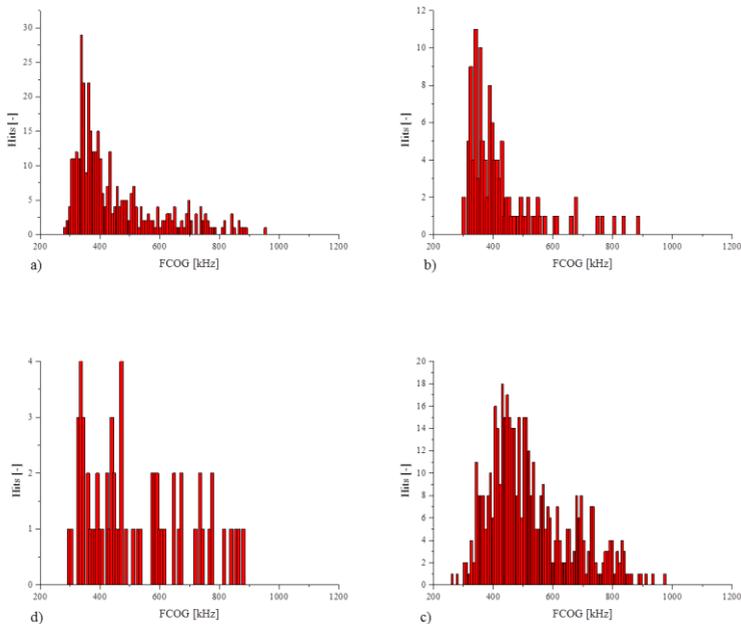


Abbildung 5-109: Histogramme der zentrierten Frequenzen der lokalisierten Hits der Punkte a) 1, b) 2, c) 3 und d) 4 des Referenzinserts [207]

Optimiertes Insert

Die Auswertung der Schallemission mittels des RMS-Signales wurde auch für die optimierte Insertvariante durchgeführt und ist nachfolgend abgebildet. Der Kraft/Weg-Verlauf stimmt auch hier sehr gut mit den in Kapitel 5.1 und Kapitel 5.5.1.2 gezeigten Verläufen überein. Auffallend ist, dass im Vergleich zum Referenzinsert die Intensität der RMS-Peaks im Einklang mit den deutlich geringeren Kraftabfällen reduziert ist, diese jedoch auch auftreten wenn kein Kraftabfall messbar war. Die auszuwertenden Haltepunkte wurden anhand dieser RMS-Peaks ausgewählt und sind in Abbildung 5-110 durch gestrichelte Linien markiert.

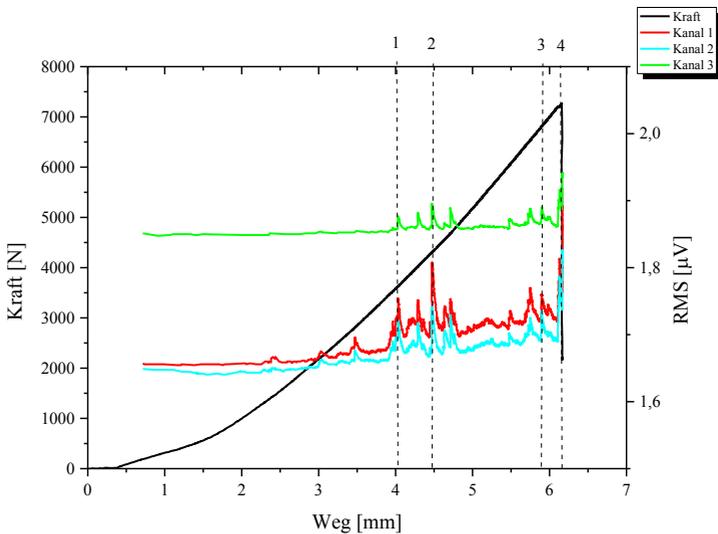


Abbildung 5-110: Kraft/Weg-Verlauf und RMS Signal des optimierten Inserts – Gestrichelte Linien symbolisieren die auszuwertenden Haltepunkte [207]

Die für die Schädigungslokalisierung notwendige Filterung erfolgte identisch zu den Referenzinserts zunächst anhand der Traversenwege, sodass die gemessenen Hits in einem möglichst kleinen Bereich um die jeweiligen RMS-Peaks gefiltert und lokalisiert wurden. Da die Schädigung mit Ausnahme der finalen Schädigung an Haltepunkt 4 an der Unterseite des Laminates erfolgte wurde dort die Schädigungslokalisierung durchgeführt. In nachstehender Abbildung sind die gefilterten und lokalisierten Hits aller Punkte auf dem post mortem Schädigungsbild aufgezeigt. Zu sehen ist, dass sich lokalisierten Hits der ersten beiden Punkte zu Reißspitzen hin konzentrieren, während für die Punkte 3 und 4 keine Aussage bezüglich der Lokalisierung getroffen werden kann. Das bereits in Kapitel 5.1 gezeigte Schädigungsbild durch endgültiges Versagen durch Herausziehen des Inserts ist in Abbildung 5-112 gezeigt.

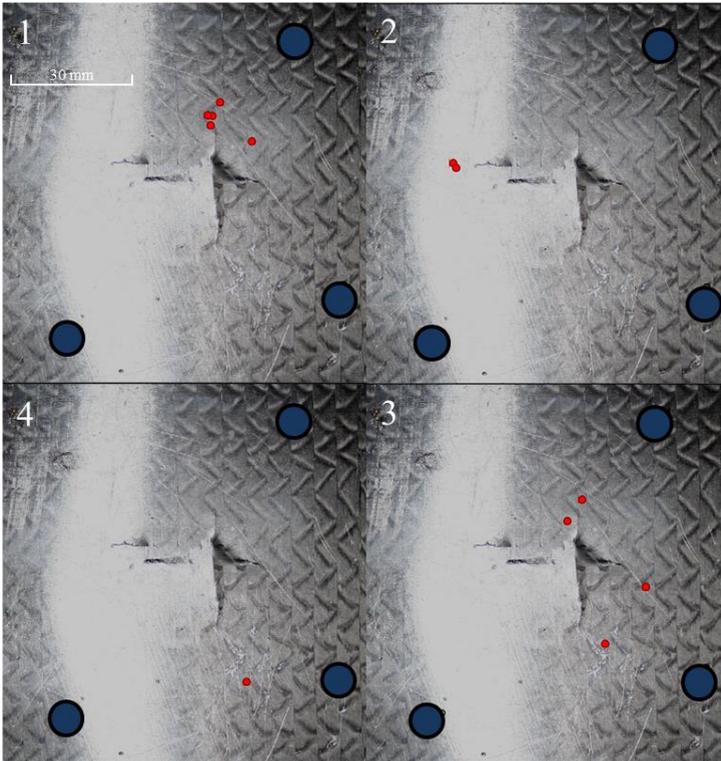


Abbildung 5-111: Lokalisierte Hits (rot) der Punkte 1 bis 4 des optimierten Inserts – Sensorpositionen sind blau markiert [207]

Die dazugehörigen Histogramme der zentrierten Frequenzen sind in Abbildung 5-113 gegeben. Aufgrund der deutlich reduzierten SEA-Datenmenge ist eine Aussage bezüglich der Konzentrierung der Frequenzen deutlich schwieriger, als bei den Referenzinserts.

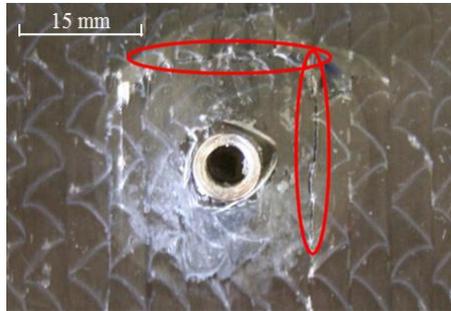


Abbildung 5-112: Post mortem Schädigungsbild der optimierten Insertvariante mit charakteristischen, senkrecht angeordneten Faserrissen (rot) im Randbereich und einseitigem Herausziehen des Inserts [207]

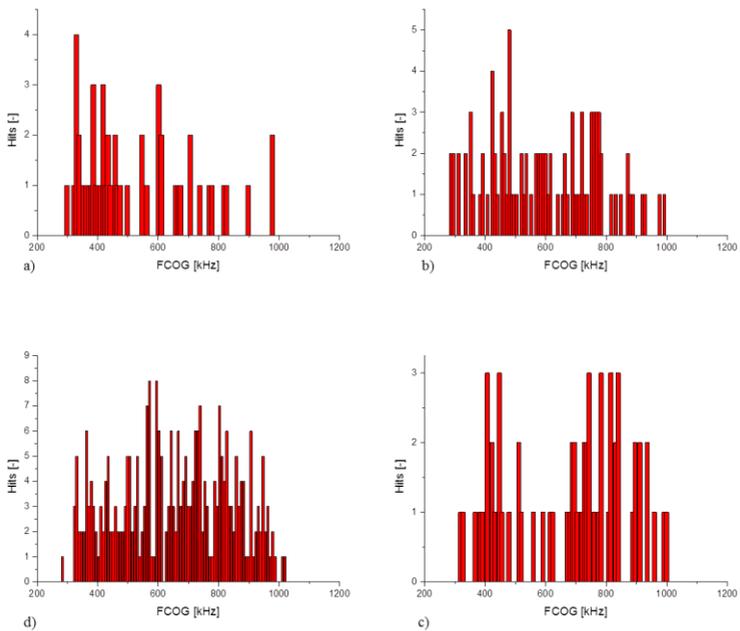


Abbildung 5-113: Histogramme der zentrierten Frequenzen der lokalisierten Hits der Punkte a) 1, b) 2, c) 3 und d) 4 der optimierten Insertvariante [207]

5.5.3.2 Anwendung des Mustererkennungsverfahrens

Mit Hilfe des in Kapitel 4.4.2.2 vorgestellten Mustererkennungsverfahrens wurde für eine optimale Clusterung beider Insertvarianten je zwei Cluster ermittelt. Die optimale Parameterkombination für die optimierte Insertvariante bestand hierbei aus: Partial Power 4, Peak Frequency und die Weighted Peak Frequency und erreichte 100 Voting Points. Die optimale Parameterkombination für das Referenzinsert bestand aus: Partial Power 3, Peak Frequency und Weighted Peak Frequency und erreichte 83 Voting Points. In Abbildung 5-114 und Abbildung 5-115 sind die optimalen Parameterkombinationen der jeweiligen Insertvariante enthalten. Gut zu erkennen ist, dass sich beide Cluster in ihre nieder- bzw. höherfrequenten Anteilen unterscheiden lassen.

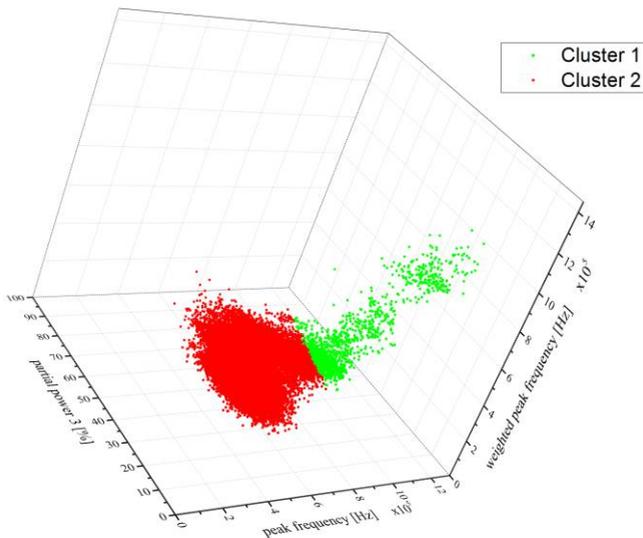


Abbildung 5-114: Clusterung des SEA-Datensatzes mit Referenzinsert anhand der optimalen Parameterauswahl

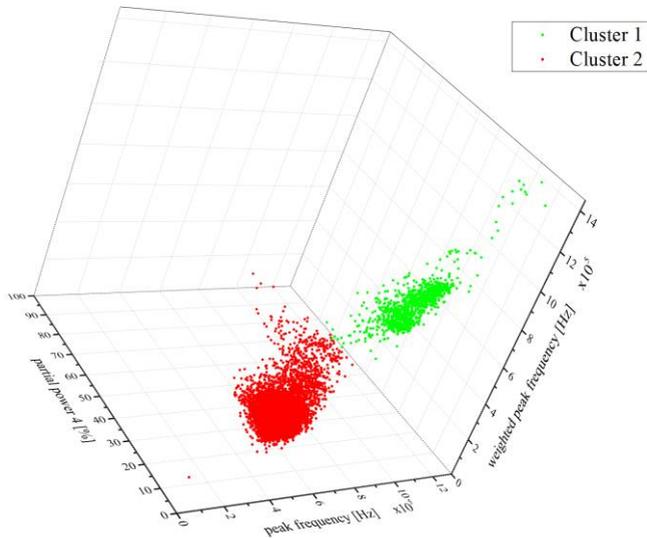


Abbildung 5-115: Clustering des SEA-Datensatzes mit optimiertem Insert anhand der optimalen Parameterauswahl

5.5.3.3 Induktiver Wegaufnehmer

Die Ergebnisse der Anwendung des induktiven Wegaufnehmers unter quasi-statischer Beanspruchung beider Insertvarianten wurden in Pottmeyer et. al. [207] erstmals vorgestellt. Beiden Insertvarianten ist gemein, dass während des Auszugversuches der Schallemissionsanalyse der IWA, wie in Kapitel 4.4.2.1, beschrieben an der Unterseite des Laminates mittig unterhalb des Inserts installiert wurde. Die Diagramme sind in den nachfolgenden Abbildungen dargestellt. In Abbildung 5-116 ist zu erkennen, dass der IWA des Referenzinserts bis zur eingezeichneten, gestrichelten Linie von 5 mm Traversenweg linear ansteigt. Ab diesem Punkt findet der erste große Kraftabfall statt und die Steigung des IWA-Verlaufes (Abgleich mit gepunktete Linie in Abbildung 5-116) wird geringer. Aus dem zweiten Kraftabfall bei etwa 5,5 mm Traversenweg resultiert eine Verringerung des IWA-Wertes,

was sich in den folgenden Kraftabfällen wiederholt. Der IWA-Verlauf der optimierten Variante steigt bis zu einem Wendepunkt bei etwa 3 mm Traversenweg zunächst an. Nach einer kurzen stagnierenden Phase steigt der IWA wieder bis zum endgültigen Versagen der Probe linear an, um danach schlagartig mitsamt der Kraft abzufallen.

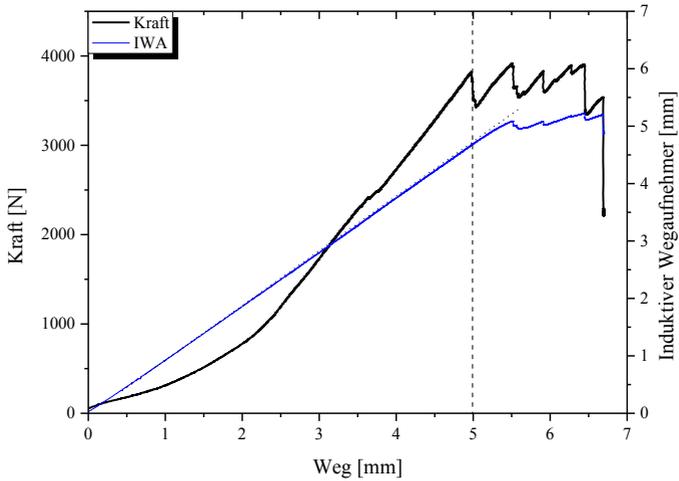


Abbildung 5-116: Verlauf des induktiven Wegaufnehmers des D30H1 Inserts [207]

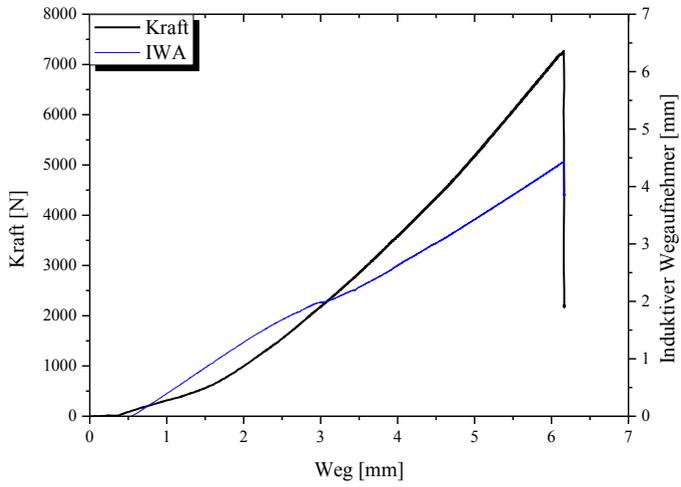


Abbildung 5-117: Verlauf des induktiven Wegaufnehmers des optimierten Inserts [207]

6 Diskussion

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse aus Kapitel 0 analysiert und diskutiert, wobei zu Beginn zunächst zwischen Referenz- und optimiertem Insert unterschieden wird. Abschließend werden beide Varianten vergleichend betrachtet.

6.1 Referenzinsert

6.1.1 Quasistatische Schädigung

Allen quasistatischen Auszugversuchen mit Referenzinserts ist gemein, dass sie multiple Kraftabfälle zwischen 2000 N und 4000 N (vgl. Abbildung 5-1) aufweisen. Wie in Abbildung 5-82 gezeigt, reicht die Auflösung des verwendeten CTs zunächst nicht aus, um die hier offensichtlich auftretende Schädigung bei ca. 1500 N zu identifizieren. Jedoch konnte an Haltepunkt 3 bei einer Haltekraft von 1900 N eindeutig eine beginnende Schädigung in Form eines Faserbruches in unmittelbarer Nähe zur Insertgewindebuchse identifiziert werden (vgl. Abbildung 5-83). Der Spannungsverlauf aus [2] (vgl. Abbildung 2-11 a)) zeigt bei einer Kraft von 4000 N eine maximale Spannungsverteilung im oberen Laminat in dem Bereich der Insertbuchse. Es kann davon ausgegangen werden, dass sich aufgrund der Elastizität des verwendeten Modells die Maximalspannung in dem gleichen Bereich um die Insertbuchse für eine Kraft von 1900 N einstellt. Somit war der Beginn des Faserbruches in diesem Bereich zu erwarten. Zur Klärung der Schädigung an Haltepunkt 1 des in situ-CT Versuches konnte auf die parameterbasierte Schallemissionsanalyse zurückgegriffen werden. Hierbei führten weder die Auswertung der Maximalamplituden [161; 168], noch eine der Signaldauer [162; 171] oder der Anstiegszeiten [167] zu zufriedenstellenden Ergebnissen. Eine gute Korrelation mit der Kraft/Weg-Kurve ergab sich jedoch durch die Auswertung des RMS-Signales, welches daraufhin für die Schädigungsloka-

lisierung verwendet werden konnte. Die Schädigungslokalisierung aus Abbildung 5-107 der ersten beiden Haltepunkte des SEA-Versuches aus Abbildung 5-106 zeigt eine Korrelation der bereits in Kapitel 5.1 charakteristischen, kreuzförmigen Faserbrüche im Bereich der Insertbuchse. Die lokalisierten Hits der Haltepunkte 1 und 2 stimmen gut mit den oberen, unteren und linken Faserrissen des post mortem Bildes aus Abbildung 5-108 überein. Auffallend ist außerdem eine Konzentration der lokalisierten Hits an der Insertbuchse (vgl. Haltepunkt 1 aus Abbildung 5-107). Aus Abbildung 5-83 b) und d) ist zu erkennen, dass an Haltepunkt 3 des in situ-CT Versuches Schädigung in Form von Faserbrüchen in unmittelbarer Nähe zur Insertbuchse entstanden ist, womit davon auszugehen ist, dass die SEA diese Schädigung messen und lokalisieren kann. Dass die kreuzförmige Anordnung der Faserrisse bereits bei 2500 N durch die SEA abgebildet wird und bei den in situ-CT Versuchen erst oberhalb 4000 N, beginnend ab Haltepunkt 4 (vgl. Abbildung 5-85) und vollends sichtbar bei Haltepunkt 6 (vgl. Abbildung 5-89), könnte wiederum der Tatsache geschuldet sein, dass die Auflösung des CTs nicht ausreicht, um einzelne Faserrisse aufzulösen. Zudem wurde für die SEA und in situ-CT Versuche je eine Probe verwendet. Wie in Abbildung 5-1 gezeigt, können sich die Anzahl und die Kräfte der multiplen Kraftabfälle unterscheiden. Die Auswertung der zentrierten Frequenzen der ersten beiden Haltepunkte aus Abbildung 5-109 scheint die Annahme der Schädigung durch Faserbruch zu bestätigen. Die Frequenzen konzentrieren sich auf den Bereich zwischen 300 kHz und 420 kHz. Suzuki et. al. [173] beobachteten zentrierte Frequenzen von Faserbrüchen an GFK-Laminaten in Zugversuchen zwischen 300 – 400 kHz. Zu ähnlichen Ergebnissen kamen Bak et. al. [174] an Zugversuchen von überlappten GFK-Laminaten, die auch durch Faserbruch gekennzeichnet waren. Groot et. al. [176] detektierten Faserbrüche an UD-CFK-Laminaten anhand Frequenzen oberhalb von 300 kHz. Iwamoto et. al. [177] legten für Faserbrüche von CFK-Laminaten in verschiedenen Versuchen den Bereich von 400 – 450 kHz fest. In Übereinstimmung mit der Literatur ist demnach davon auszugehen, dass die kleineren Kraftabfälle zwischen 2000 N und 4000 N auf den Beginn des kreuzförmigen Versagens der Fasern im Bereich der Insertbuchse hindeuten, was durch die fraktographischen Beobachtungen bestätigt wird.

Weiter sind die Schädigungen im Bereich von 4000 N verbunden mit Beginn und Wachstum der Insertablösung des unteren Laminates. Dieser Zusammenhang wird durch den in situ-CT Scan aus Abbildung 5-84 und Abbildung 5-86 nahegelegt. Durch diese Art der Ablösung wird das Risswachstum um die Insertbuchse weiter begünstigt, wodurch sich spätestens zu diesem Zeitpunkt auf der Oberfläche des Laminates die kreuzförmige Anordnung der Faserrisse einstellt (vgl. Abbildung 5-85 und Abbildung 5-87). In Abbildung 5-116 ist zu sehen, dass sich die Steigung des Verlaufes des IWA an Haltepunkt 3 verringert und der Wert an Haltepunkt 4 sogar kleiner wird. Da der Verlauf des IWA zunächst linear mit dem Traversenweg ansteigt, ist davon auszugehen, dass eine Verringerung der Steigung des Wertes des IWA durch eine Relativbewegung von unterem Laminat zu Insert entstanden ist. Eine Verringerung des Wertes des IWA ist somit gleichbedeutend mit einem Zurückfedern des unteren Laminates. Dieser Sachverhalt deckt sich gut mit den Beobachtungen der Haltepunkte 4 und 5 aus Abbildung 5-84 und Abbildung 5-86, in der ein Beginn und Fortschreiten der Insertablösung zu sehen ist. An Haltepunkt 4 aus Abbildung 5-84 ist außerdem zu erkennen, dass die Insertablösung zuerst im Bereich unterhalb des Inserts im Übergang Gewindebuchse/Grundplatte beginnt. Dieser Beginn deckt sich gut mit der Spannungsanalyse aus [2], welche in Abbildung 2-11 b) dargestellt ist. Hierbei wurden die Spannungen des unteren Laminates unterhalb des Inserts bei einer Zugkraft von 4000 N untersucht. Es konnte gezeigt werden, dass die höchsten Spannungen innerhalb des Laminates in dem Übergangsbereich Gewindebuchse/Grundplatte herrschen. Somit war zu erwarten, dass die Schädigung der Insertablösung in diesem Bereich beginnt. Die Auswertung des in Kapitel 5.5.3.2 beschriebenen Mustererkennungsverfahrens bestätigen die oben beschriebene Aussage des Beginns und Wachstums der Insertablösung. Die Ergebnisse sind in Abbildung 6-1 abgebildet, wobei in Anlehnung an [172] die kumulierten, absoluten Energien aufgetragen sind. Diese sind für jeden der beiden Cluster relativ zur jeweiligen kumulierten Gesamtenergie aufgetragen. Der niederfrequenterer Anteil des Cluster 2 bestimmt den größten Anteil aller aufgenommenen Hits. Die sprunghaften Anstiege des Clusters 2 korrelieren bis zum Prüfungsende gut mit den Kraftabfällen der in Abbildung 5-106 definierten Haltepunkte. Haltepunkt 3 zeigt jedoch noch eine weitere Besonderheit auf, da an diesem Punkt ein sprunghafter Anstieg des höherfre-

quenten Clusters 1 stattfindet. Zu sehen ist außerdem, dass an Haltepunkt 4 ein weiterer, kleinerer Anstieg von Cluster 1 erfolgt. Diese Erkenntnisse bestätigen die Tatsache, dass im Bereich von 4000 N ein weiterer Schädigungsmechanismus in Form der Insertablösung hinzugekommen ist. Somit scheint der Beginn der Insertablösung im Haltepunkt 3 in Abbildung 6-1 stattzufinden, welcher im in situ-CT Versuch Abbildung 5-84 dargestellt ist. Weiter ist in Abbildung 5-86 ein deutliches Wachstum der Insertablösung im in situ-CT Versuch zu beobachten, welches demnach gut korreliert mit dem kleineren sprunghaften Anstieg an Haltepunkt 4 in Abbildung 6-1. Zudem zeigt die Auswertung der zentrierten Frequenzen aus Abbildung 5-109 insbesondere für den Haltepunkt 3 eine Verschiebung hin zu höheren Frequenzen, was die Theorie der beginnenden Insertablösung an Haltepunkt 3 weiter bestätigt.

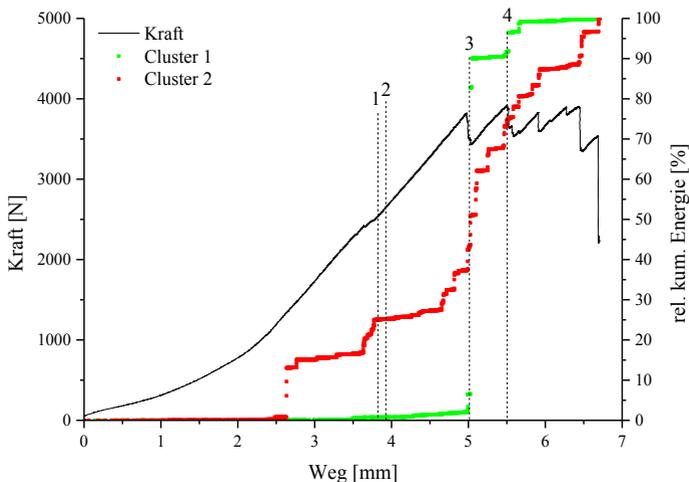


Abbildung 6-1: Relative, kumulierte Energie der Cluster 1 und Cluster 2 des Referenzinsets

In Abbildung 5-88 bis Abbildung 5-90 sind die weiteren Haltepunkte des in situ-CT Scans dargestellt. Zu sehen ist, dass sich im Haltepunkt 6 der Bereich der Insertablösung weiter vergrößert hat. Durch die in diesem Haltepunkt entstandenen Faserrisse oberhalb des Inserts ist die Verformung des Querschnittes der Insertgrundplatte nun linear (vgl. Abbildung 5-88 weißer Pfeil). Somit stimmt der Scan an Haltepunkt 7 aus Abbildung 5-90 sehr gut mit dem in Abbildung 5-2 gezeigten Schliffbild überein. Delamination im CFK entsteht erst bei weiterer Belastung des Inserts, da dieses nun gänzlich aus dem Laminatsitz herausgetrennt wird.

Zusammenfassend lässt sich die quasistatische Schädigungsentwicklung des Referenzinserts beschreiben zu:

1. Kleinere Kraftabfälle im Bereich von 2000 *N* bis 4000 *N*:
Beginn der kreuzförmigen Faserrisse im Bereich der Insertbuchse
2. Großer Kraftabfall im Bereich von 4000 *N*: Beginn der
Insertablösung und dem damit verbundenen Wachstum
der Faserrisse im Bereich der Insertbuchse
3. Wachstum der Insertablösung
4. Rissbildung oberhalb der Insertgrundplatte und weitere
Deformation des Inserts
5. Delamination im CFK

Darüber hinaus wurde ein Modell aufgebaut, um die Insertdeformation während des in situ-CT Versuches vorherzusagen und anschließend zu validieren (siehe Kapitel 5.5.2). Dazu wurden die Grenzflächen mittels CB und MSK modelliert, welche nach der Literatur ein häufiges Vorgehen darstellt, um Schädigungen in FVK vorherzusagen [194; 196–198]. Es zeigten sich daher bezüglich der simulativen und experimentell bestimmten Kraft/Weg-Verläufe gute Übereinstimmungen. Die Vorhersagen der Insertdeformationen bis einschließlich Haltepunkt 3 führten zu guten Ergebnissen. An Haltepunkt 4 wurde eine Abweichung von etwa 0,5 *mm* maximaler

Verschiebung beobachtet, da die experimentell bestimmte Verschiebungskurve ein höheres Maß an Verschiebung aufzeigte und sich der Verlauf somit stärker verjüngte. Jedoch konnte an Haltepunkt 4 der Simulation bereits eine beginnende Insertablösung detektiert werden (siehe Abbildung 5-105), wodurch eine erste Simulation des Schädigungsverhaltens erfolgte. Schwarz et. al. [46] zeigten für in CFK-Laminaten eingebettete, gedrehte Insertvarianten mit einem Grundplattendurchmesser von 30 mm eine Überschätzung der simulativen, maximal auftretenden Kräfte im Biegeversuch um mehr als das Doppelte. Das nachfolgend aufgebaute, mechanisch analytische Ersatzmodell zeigte jedoch identische Ergebnisse der Maximalkräfte bei einem Grundplattendurchmesser von 50 mm. In einer anderen Arbeit von Schwarz et. al. [47] wurden die in Abbildung 2-3 gezeigten Inserts modelliert und im Biegeversuch validiert. Hierbei zeigten sich bei einem Grundplattendurchmesser von 15 mm identische Ergebnisse der simulativen und experimentell ermittelten Maximalkräfte. Bei einem Grundplattendurchmesser von 30 mm hingegen zeigte sich eine Unterschätzung der simulativen Maximalkräfte um ca. 33%. Aufgrund der Tatsache, dass die Autoren unlösbare, tie-Verbindungen verwendeten war hier jedoch zu keinem Zeitpunkt eine Aussage zur Insertdeformation oder der Schädigungsentwicklung möglich.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass eine Quantifizierung der Insertdeformation mit Hilfe der in situ-CT Analyse und Matlab® durchführbar ist und sich simulativ prognostizierte Verformungen experimentell validieren lassen. Das in [205] aufgebaute Simulationsmodell zeigte gute Ergebnisse bezüglich der Vorhersage der Insertdeformation bis hin zu dem Punkt an dem die Schädigung in Form der Insertablösung stattfindet. Ab diesem Punkt ist das Modell bereits in der Lage die Schädigung in Form der Insertablösung durch die Modellierung der Grenzfläche Insert/Laminat mittels CB darzustellen. Die Unterschiede in der Höhe der Insertdeformation an diesem Punkt könnten noch an den noch zum Teil nicht abschließend bestimmten Modellparametern aus Tabelle 4-4 liegen. Hierbei könnten zum einen die in Tabelle 4-4 geschätzten Materialparameter experimentell bestimmt und die numerischen Parameter (bspw. der Stabilisierungsfaktor) analysiert werden.

6.1.2 Dynamische Schädigung

Aufgrund der deutlich höheren Auszugsgeschwindigkeiten und der damit relevant werdenden Dehnratenabhängigkeit der verwendeten Werkstoffe, unterscheidet sich das dynamische Schädigungsverhalten grundlegend vom quasistatischen. Wie in Abbildung 5-7 zu sehen führt eine Verhundertfachung der Auszugsgeschwindigkeit (von $1,5 \text{ mm/min}$ zu $0,0025 \text{ m/s}$) zu Faser/Faserbündelbrüchen im Bereich der Insertbuchse verbunden mit einer leichten Zunahme der Festigkeit. Der Kraft/Weg-Verlauf unterscheidet sich von dem unter quasistatischer Beanspruchung dahingehend, dass die Menge an kleineren Kraftabfällen deutlich abnimmt und Versagen der Probe weniger progressiv als viel mehr schlagartig eintritt. Eine Erklärung für dieses Schädigungsverhalten verbunden mit einer leichten Festigkeitssteigerung ist die Dehnratenabhängigkeit des CFK-Laminates. Es gibt bereits Untersuchungen an CFK-Laminaten, die eine Dehnratenabhängigkeit in matrixdominanter Belastungsrichtung nachgewiesen haben [61; 62; 240; 241]. Weiter konnte bereits in [66–69] gezeigt werden, dass die Festigkeit und die Steifigkeit von CFK-Laminaten dehnratenabhängig ist. Bei einer weiteren Steigerung der Auszugsgeschwindigkeit steigt auch die Festigkeit weiter an. Werden, wie in Abbildung 6-2 gezeigt, die herausgezogenen Inserts die mit $0,25 \text{ m/s}$ und 15 m/s geprüft wurden miteinander verglichen, fällt auf, dass die Insertdeformation mit zunehmender Geschwindigkeit kleiner geworden ist. Eine quantifizierte Aussage bezüglich der Insertdeformation liefert die in Kapitel 5.5.2 vorgestellte Methode der CT Scans und nachfolgenden Auswertung mittels Matlab®. Diese Auswertung der in Abbildung 6-2 enthaltenen Inserts ist in Abbildung 6-3 dargestellt. Hierbei ist zu erkennen, dass die mit $0,25 \text{ m/s}$ geprüfte Probe eine stärkere Deformation hinsichtlich maximaler Verformungsweg der Insertgewindebuchse und stärkere Deformation der Grundplatte aufzeigt, als diejenige die mit 15 m/s geprüft wurde. Das lässt zum einen die Annahme zu, dass auch der verwendete Edelstahl 1.4301 an sich dehnratenabhängig ist, was bereits von Krempl [242], Nicholas [243] und Bleck et. al. [70] in Zugversuchen gezeigt werden konnte. Zum anderen könnte der äußere Einfluss des umgebenden, dehnratenabhängigen CFK-Materials auch dazu beitragen die Deformation des Inserts zu verringern. Zusammenfassend lässt sich dementsprechend sagen, dass das CFK-Laminat

an sich und die Insertdeformation dehnratenabhängig sind, was insgesamt mit einer Steigerung der Festigkeit bei steigender Auszugsgeschwindigkeit einhergeht.

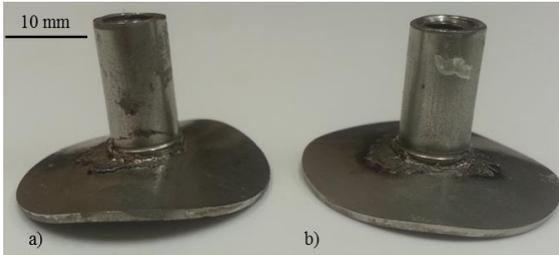


Abbildung 6-2: Vergleich der Verformung der Referenzinsets bei einer Auszugsgeschwindigkeit von a) 0,25 m/s und b) 15 m/s

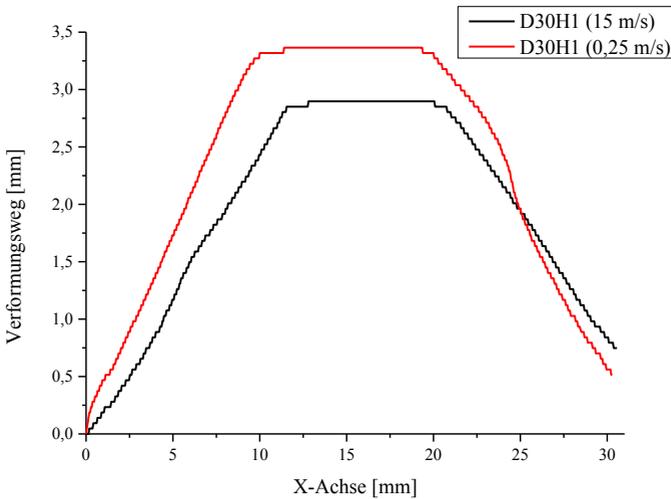


Abbildung 6-3: Vergleich der Verformung der Referenzinsets bei einer Auszugsgeschwindigkeit von 0,25 und 15 m/s

6.1.3 Zyklische Schädigung

Das zyklische Schädigungsverhalten unterscheidet sich ebenfalls grundlegend vom quasistatischen. Wie in Abbildung 5-17 zu sehen, wird unter leichter Verformung der Insertgrundplatte die Gewindebuchse aus dieser herausgezogen. Im Laminat selbst sind nach der Vorschädigung keine Schädigungen visuell zu detektieren. Aus Abbildung 5-18 geht hervor, dass der versagenskritische Riss zunächst im Übergang Gewindebuchse/Grundplatte initiiert wird und sich dann aufgrund der Schwingstreifen stabil ausbreitet. Der Gewaltbruch entsteht daraufhin im untersten Abschnitt der Grundplatte, welches gut an den Wabenbrüchen erkennbar ist. Somit ist das Ermüdungsverhalten sowohl im Laststeigerungs- als auch im Wöhlerversuch bedingt durch Bruch des eingesetzten Stahls. Aufgrund des scharfen Überganges von Gewindebuchse/Grundplatte ist davon auszugehen, dass die Kerbwirkung in diesem Bereich bestimmend für die Rissinitiierung ist. Die Entwicklung und Akkumulation der Schädigungsmechanismen wie Faser-/Matrixbrüche und Delamination, wie in [76–78] gezeigt sind daher nicht versagenskritisch. Da aufgrund der schweißbedingten Wärmeeinflusszone in dem Versagensbereich davon auszugehen ist, dass die Schweißung des Inserts mit einer Veränderung der mechanischen Eigenschaften einhergeht, wurden zunächst Mikrohärtemessungen an den in Abbildung 6-4 gezeigten Positionen durchgeführt. Da, wie oben gezeigt, die Rissinitiierung im Übergangsbereich Gewindebuchse/Grundplatte (1) stattfindet, wurde in diesem Bereich jeweils 14 Härtemessungen durchgeführt und mit insgesamt 6 Messungen im Randbereich der Grundplatte (2) verglichen. Die Ergebnisse sind in Abbildung 6-5 zusammengefasst. Da im geschweißten Insert keine Unterschiede zwischen den Positionen 1 und 2 auftreten ist davon auszugehen, dass die Wärmebeeinflussung durch die Schweißung in dem versagenskritischen Bereich vernachlässigbar ist. Auch ist die Härte der gedrehten Variante mit der von der geschweißten Variante vergleichbar - die erhöhte Härte der gedrehten Variante ist vermutlich auf Toleranzgrenzen des Chrom- und Nickelgehaltes innerhalb des Stahls 1.4301 zurückzuführen.

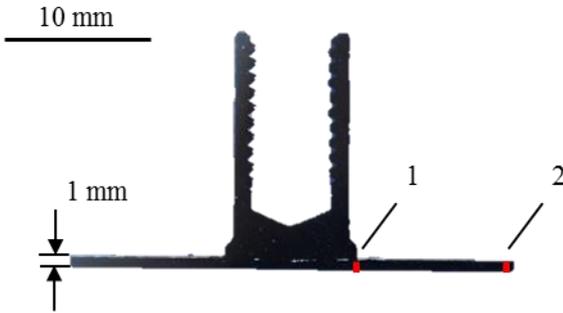


Abbildung 6-4: Schliffbild eines geschweißten D30H1 Inserts mit markierten Positionen der Härtemessung im Übergangsbereich Gewindebuche/Grundplatte (1) und äußerer Rand der Grundplatte (2)

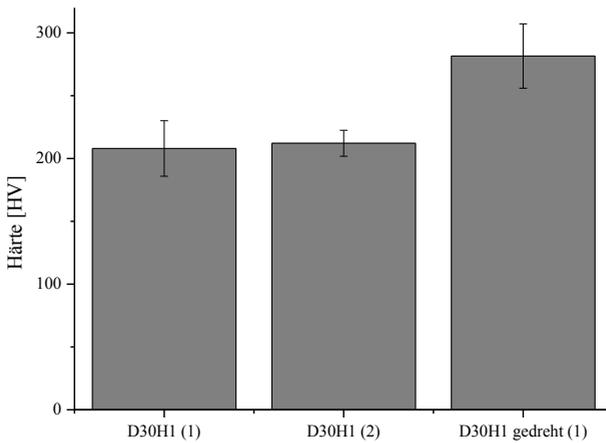


Abbildung 6-5: Ergebnisse der Härtemessungen der geschweißten und gedrehten Insertvariante im Übergangsbereich Gewindebuche/Grundplatte (1) und im äußeren Rand der Gewindebuche (2)

Um die potentielle Wärmebeeinflussung durch die Schweißung abschließend zu untersuchen wurden zusätzlich vier Laststeigerungsversuche mit den in Abbildung 6-6 b) gezeigten gedrehten Referenzinserts aus dem gleichen Stahl (1.4301) durchgeführt. Ein beispielhafter Laststeigerungsversuch ist in Abbildung 6-7 dargestellt.

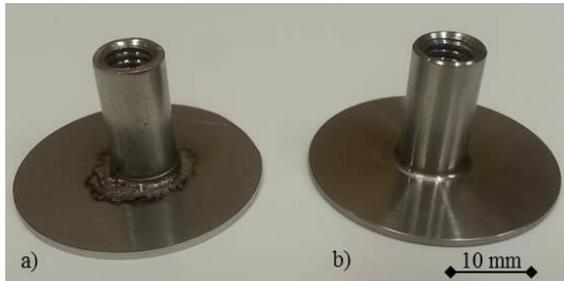


Abbildung 6-6: Vergleich der Referenzinserts in a) geschweißter und b) gedrehter Ausführung

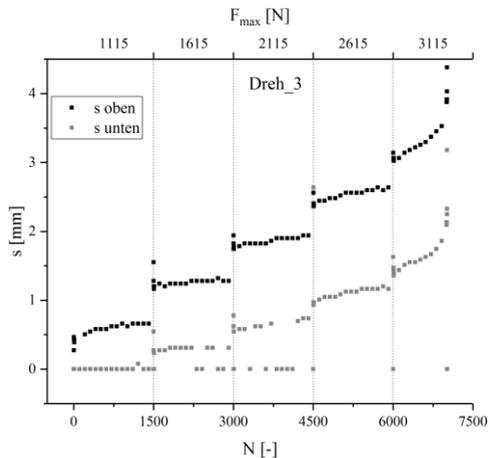


Abbildung 6-7: Exemplarischer Laststeigerungsversuch einer gedrehten Referenzprobe (Dreh_3) - aufgetragen ist der Kolbenweg s über der Lastspielzahl N und die Maximalkraft der Amplitude

Das dazugehörige Versagensbild aus Abbildung 6-8 ist identisch dem der geschweißten Referenzinserts und ist ebenfalls gekennzeichnet durch eine Ermüdung der Insertgewindebuchse, wobei auch der unter Teil der Insertgrundplatte mit herausgezogen wurde.

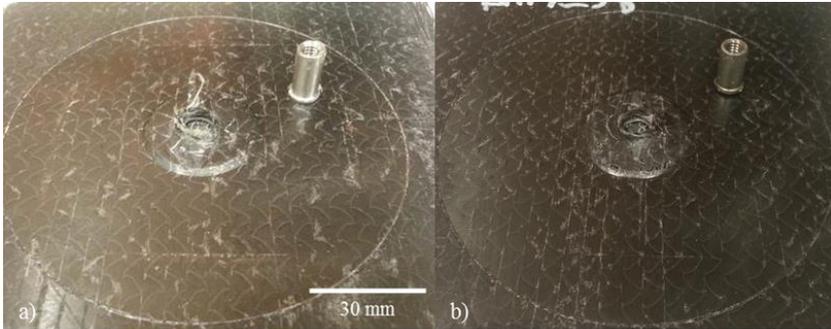


Abbildung 6-8: Exemplarisches Versagensbild des Referenzinserts nach einem Laststeigerungsversuch a) in gedrehter und b) in geschweißter Ausführung

In Abbildung 6-9 sind die Ergebnisse der Laststeigerungsversuche zusammengetragen. Wie zu erkennen, liegen die Lastniveaus beider Referenzinserts unterhalb der quasistatischen Auszugskraft für die geschweißte Referenzvariante. Weiter sind die ertragbaren Lastspielzahlen und das Lastniveau der gedrehten Variante lediglich marginal höher als bei der geschweißten Variante. Da das Versagensverhalten auch identisch ist, ist daher davon auszugehen, dass der Kerbeinfluss von Insertgrundplatte zu Gewindebuchse bei den Referenzinserts auf die zyklische Festigkeit der versagensdominante und somit bestimmende Schädigungsmechanismus ist. Somit überwiegt der Einfluss durch die Kerbe jenen der Wärmeeinflusszone bei der geschweißten Variante.

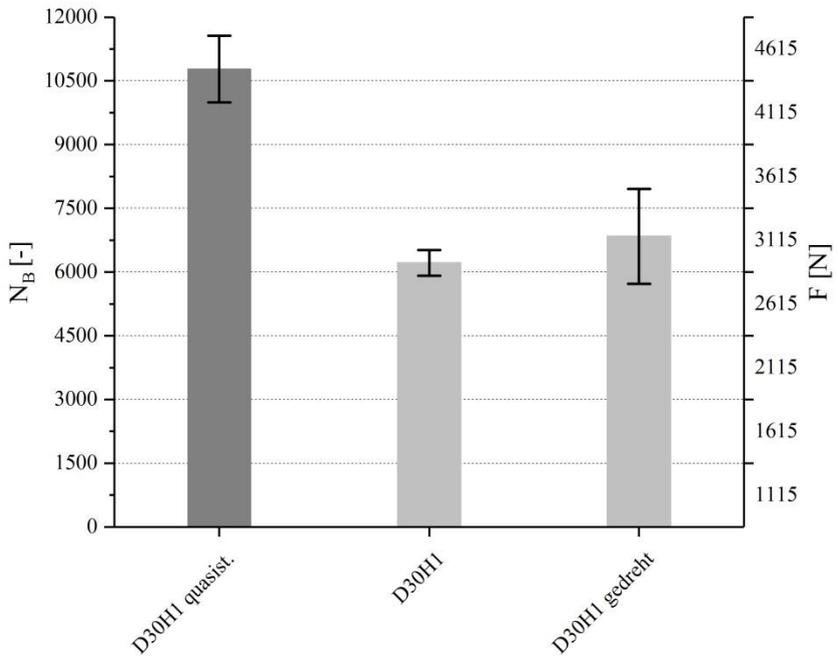


Abbildung 6-9: Vergleich der quasistatischen Auszugskraft mit geschweißtem Referenz-insert und im Laststeigerungversuch geprüfte geschweißte und gedrehte Inserts

6.1.4 Lebensdauerprognose und Validierung

Aus den in Kapitel 5.3.2 dargestellten Ergebnissen ergibt sich mit den durchgeführten Lastniveaus die in Tabelle 6-4 gezeigten Lebensdauerprognosen. In Abbildung 6-10 ist außerdem das dazugehörige Wöhlerdiagramm aufgetragen.

Tabelle 6-1: Ergebnisse der Lebensdauerprognose nach Basquin und Morrow für Proben mit D30H1 Insert

% Quasistatisch D30H1	ΔF in N	N_B [-] für Basquin Morrow
10	401	3,8E+09
25	1003	5,6E+06
35	1404	5,2E+05
50	2007	4,1E+04

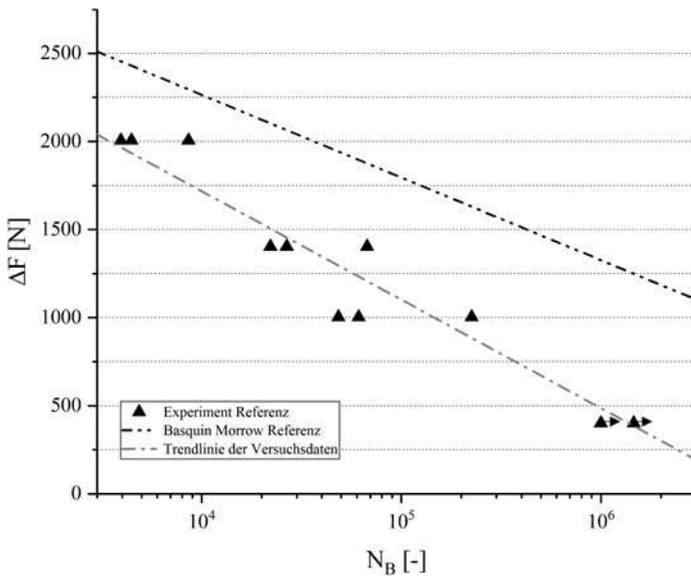


Abbildung 6-10: Wöhlerdiagramm der Versuche und der dazugehörigen Lebensdauerprognose des Referenzinserts

Es zeigt sich, dass die Lebensdauerprognose die tatsächlichen, gemittelten Versuchsergebnisse leicht überschätzt. Dies kann in dem Unterschied der Versagensmechanismen unter zyklischer und quasistatischer Beanspruchung liegen. Wie bereits gezeigt versagen die Referenzproben unter zyklischen Beanspruchungen durch Versagen der Insertgewindebuchse anstatt durch

Insertablösung, Faserbruch und plastischer Insertdeformation (vgl. Kapitel 5.1 und 5.3.1). Dementsprechend liegt ein Fehler in der Annahme der quasi-statischen Festigkeit und des in Kapitel 2.4.5 beschriebenen Ermüdungsfestigkeitsexponenten, da in diesem die Annahme identischer Schädigung begründet liegt. Eine Möglichkeit besteht nach [125–127] jedoch in der Berücksichtigung des Kerbeinflusses indem die Spannungsschwingbreite der Basquin-Morrow Gleichung mit der Kerbwirkzahl multipliziert wird (vgl. Gleichung (2–15)). Für die Kerbwirkzahl wird nach Gleichung (2–4) und Gleichung (2–5), die Kerbformzahl α_k , der Kerbradius r sowie Streckgrenze σ_s und Zugfestigkeit σ_R benötigt. Letztere können aus dem Zugversuch des Stahls (1.4301) bestimmt werden (vgl. Abbildung 5-96). Der Kerbradius wurde mittels Lichtmikroskop aus Abbildung 6-11 bestimmt zu $88\ \mu\text{m}$.

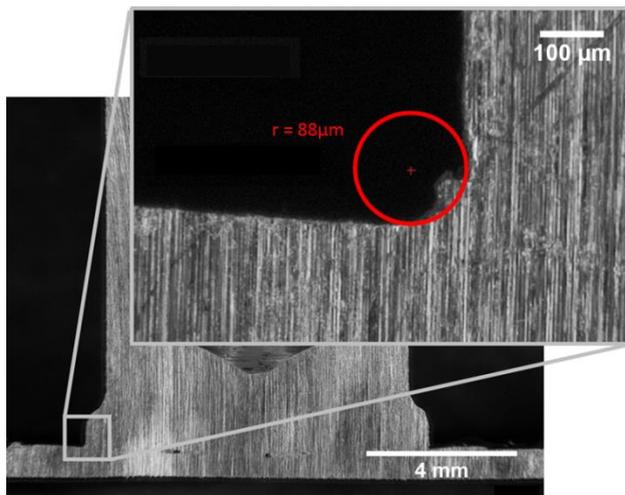


Abbildung 6-11: Lichtmikroskopaufnahme des Übergangs Gewindebuchse/Grundpalte des Referenzinserts zur Vermessung des Kerbradius* (roter Kreis) [199]

In Tabelle 6-2 sind die zur Bestimmung von α_k und β_K benötigten Parameter aus Abbildung 2-14 zusammengefasst. Damit ergibt sich $\alpha_k = 4,42$ und $\beta_K = 1,16$.

Tabelle 6-2: Werte zur Bestimmung von α_k und β_k

Variable	Wert
r	0,088 mm
t	11 mm
d	8 mm
D	30 mm
σ_s	230 MPa
σ_R	580 MPa

Unter Berücksichtigung der Kerbwirkzahl wird demnach die Basquin-Morrow Lebensdauerprognose, dargestellt in Abbildung 6-12, verschoben. Durch diesen Schritt liegt die Lebensdauerprognose deutlich näher an der Trendlinie der Versuchsdaten. Die Durchläufer weisen jedoch eine große Abweichung zur Vorhersage auf, was aber damit zu tun haben könnte, dass die Versuche nach 10^6 Zyklen als dauerfest deklariert und die Versuche somit abgebrochen wurden. Daher ist davon auszugehen, dass die Lastspielzahlen der Proben in diesem Lastniveau deutlich über die 10^6 Zyklen hinausgehen. Diese Aussage wird durch den CT Scan eines Durchläufers aus Abbildung 5-24 bestätigt. Hierbei ist weder eine Vorschädigung innerhalb des Laminates noch im Übergangsbereich Gewindebuchse/Grundplatte zu erkennen.

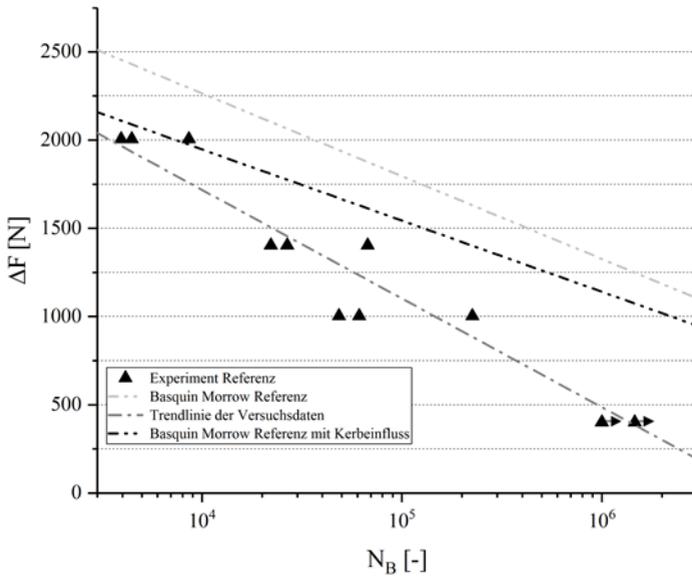


Abbildung 6-12: Lebensdauerprognose für D30H1 Inserts mit und ohne Berücksichtigung der Kerbe – eingetragen ist außerdem die Trendlinie der Versuchsdaten

Eine weitere Möglichkeit der Abschätzung der Lebensdauer besteht in der Auswertung der Trendlinie der Versuchsdaten, da davon auszugehen ist, dass es unter anderen Beanspruchungsamplituden wieder zu Versagen der Insertgewindebuchse kommt. Der Fit der Versuchsdaten ergibt sich zu:

$$\Delta F = -616 \cdot \lg(N_B) + 4181 N \quad (6-1)$$

Die Kerbformzahl kann außerdem mit dem in Kapitel 4.4.3 bzw. Kapitel 5.5.2 vorgestellten Modell berechnet werden. Dazu wurden die Normalspannungen (S22) des Inserts in Auszugsrichtung (y-Richtung) im elastischen Bereich des Inserts (unterhalb 230 MPa) ausgewertet. Somit ergeben sich, wie in Abbildung 6-13 gezeigt, 4 Zeitschritte der Simulation.

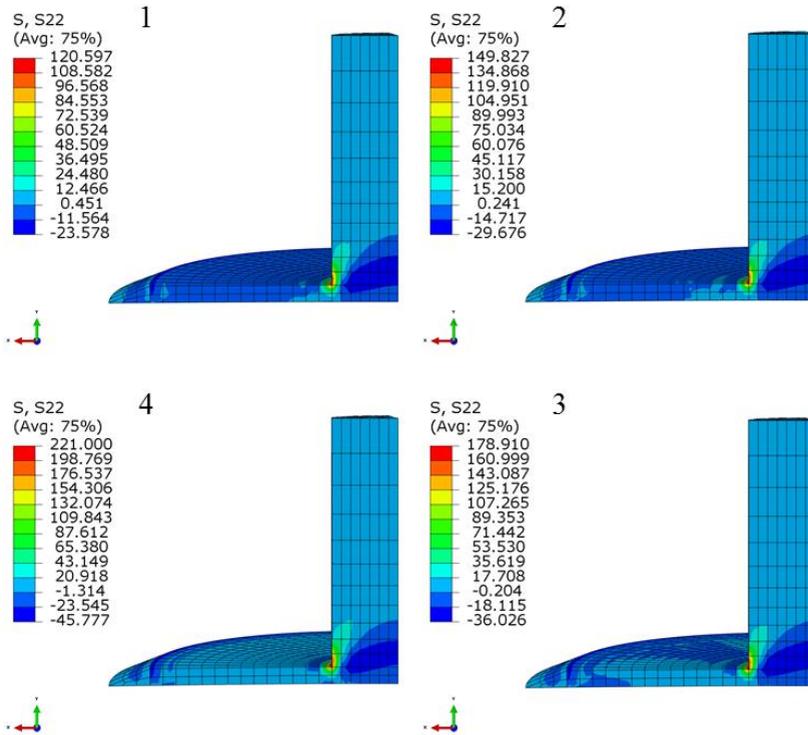


Abbildung 6-13: Entwicklung der Normalspannungen in Auszugrichtung (S22) im Kerbgrund in Abhängigkeit der Zeitschritte 1 bis 4

In Tabelle 6-3 sind die Zeitschritte mit den dazugehörigen Wegen während des Auszugversuches dargestellt. Die Kerbformzahl α_k ist nach Gleichung (2-1) definiert als der Quotient der Spannung im Kerbgrund und der Nennspannung. Aus Tabelle 6-3 ergeben sich die Kerbformzahlen daher als Quotient der an der Insertbuchse anliegenden Spannung σ_{Insert} und der Spannung im Kerbgrund σ_{Kerbe} .

Tabelle 6-3: Übersicht der Spannungen an der Insertbuchse und im Kerbgrund und die daraus resultierenden Kerbformzahlen

Zeitschritt	Weg [mm]	σ_{Insert} [MPa]	σ_{Kerbe} [MPa]	α_k [-]
1	0,36	7,6	120,6	15,87
2	0,45	9,5	149,8	15,71
3	0,54	11,5	178,9	15,58
4	0,675	14,4	221	15,36
Mittelwert [-]				15,63
Standardabweichung [-]				0,22

Die Kerbformzahlen sind für alle Zeitschritte sehr ähnlich – der Mittelwert ergibt sich zu 15,63. Der Grund für die deutliche Überhöhung im Vergleich zu der weiter oben beschriebenen geometrischen Bestimmung der Kerbformzahl hängt wahrscheinlich damit zusammen, dass in dem Modell die geometrische Kerbe nicht mit modelliert wurde. Da der Übergangsbereich Insertgewindebuchse zur Grundplatte mit einem 90°-Winkel modelliert wurde, ist die Kerbwirkung als solches um ein Vielfaches höher.

6.1.5 Vorschädigungseinfluss

6.1.5.1 Mechanische Vorschädigung

Die CT Scans aus Abbildung 5-32 zeigen, dass bereits 6 J Impactenergie ausreicht, um eine Schädigung in Form von Faserrissen und leichter plastischer Deformation des Inserts zu verursachen. 9 J Vorschädigung bewirkt bereits eine erste Ablösung des Inserts und eine damit einhergehenden CFK-Delamination, ausgehend von der Insertgrundplatte. Diese entstehen durch die erhöhte Matrixbelastung in Dickenrichtung im Bauteil, welche bereits von [83] und [84] beschrieben wurden. Auch ist der Ausgangspunkt zu erwarten, da in dem Bereich um die Insertgrundplatte herstellungsbedingt die bereits in [85] beschriebene Matrixtasche entstanden ist und diese als Rissinitiierungsstelle betrachtet werden kann. Bemerkenswert ist die Tatsache, dass die quasistatische Festigkeit der mit 6 J, 9 J und 12 J vorgeschädigten Inserts

davon weniger betroffen ist, da sich diese kaum verändert. Da sich die Kraft/Weg-Verläufe im Vergleich zu den nicht vorgeschädigten Proben (vgl. Abbildung 5-37) nicht sonderlich unterscheiden und die post mortem Bilder bedingt durch die kreuzförmige Anordnung der Faserrisse um die Insertbuchse (vgl. Abbildung 5-40) ähnlich sind, ist davon auszugehen, dass das Insert während der Prüfung unter weiterer plastischer Deformation weiter aus dem Laminat herausgezogen wird und eine progressive CFK-Delamination und Faserrisse verursacht. Dieser Sachverhalt ist im in situ-CT Scan aus Abbildung 5-84 an Haltepunkt 8 nachvollziehbar, in dem das Insert weiter belastet wurde und dadurch CFK-Delamination im Randbereich gezeigt werden konnte. Die Schädigung breitet sich mit erhöhter Impactenergie weiter aus, wobei nach 12 J und 16 J bereits deutliche Schädigungen auf der Unterseite des Laminates erkennbar sind (vgl. Abbildung 5-31). Diese Schädigung könnte auch der Grund dafür sein, dass zunächst die Standardabweichung zunimmt und bei 16 J Impactenergie die Festigkeit drastisch abnimmt, da zusätzlich zu den Schädigungsmechanismen noch der des Bruches des Laminates auf der Unterseite hinzukommt. Somit liegt insbesondere nach 9 J, 12 J und 16 J Vorschädigung der Unterschied zur nicht vorgeschädigten Probe in der Begünstigung von CFK-Delamination, anstatt dem Beginn und Wachstum der Insertablösung. Es kann weiter davon ausgegangen werden, dass die Insertdeformation nicht mehr im hohen Maße stattfindet, da diese durch die Vorschädigung bereits größtenteils stattgefunden hat (vgl. Abbildung 5-32). In dieser Umlagerung des Schädigungsverhaltens liegt daher der Grund für die trotz sichtbaren Schädigungen geringen Einfluss der Impactenergie auf die Festigkeit. Belastet man, wie in [71] gezeigt, CFK-Laminat mit verschiedenen Aufprallenergien innerhalb der Messlänge ohne sichtbare Schädigungen zu verursachen, zeigt sich, dass Zugfestigkeitsreduktionen von 25% auftreten können. Dies ist darauf zurückzuführen, dass sich das Schädigungsverhalten grundsätzlich nicht geändert und nur durch die Vorschädigung bereits früher eingesetzt hat. Die Auswertung der Steifigkeiten aus Abbildung 5-39 zeigt eine Tendenz hin zu einer Reduktion der Steifigkeit nach 16 J Vorschädigung. Auffallend ist die hohe Steifigkeitsabnahme bei drei Proben nach 16 J Vorschädigung. Hierbei kann angenommen werden, dass sich die Schädigung in Form von CFK-Delamination innerhalb der Probe gleich zu Beginn der Prüfung fortsetzt und der Schädigungsmechanismus der Insertablösung- und

deformation gänzlich entfällt. Somit kann ein zu Beginn der Prüfung vorhandener Steifigkeitsabfall als ein Indiz einer Vorschädigung gesehen werden, der zu einer signifikanten Festigkeitsabnahme führt.

Ein ähnliches Schädigungsverhalten nach mechanischer Vorschädigung tritt auch unter zyklischer Beanspruchung auf. Wie in Abbildung 5-57 gezeigt ändern sich die mittleren Bruchlastspielzahlen nach 6 J, 9 J und 12 J nicht im Vergleich zu den nicht vorgeschädigten Proben. Nach 16 J Vorschädigung jedoch werden die Bruchlastspielzahlen signifikant verringert. Das post mortem Schädigungsbild der nicht vorgeschädigten und mit 6 J beaufschlagten Proben (vgl. Abbildung 5-58) ist identisch. Hierbei wird die Gewindebuchse mitsamt dem Bereich der Insertgrundplatte unter leichter Verformung dieser aus dem Laminat herausgezogen. Nach 9 J Vorschädigung tritt ein ähnliches Versagen auf. Wobei auch ein komplettes Herauslösen des Inserts aus dem Laminat verbunden mit weiterer plastischer Deformation zu Versagen geführt hat. Außerdem wurde eine Mischform beider der genannten Versagensmechanismen beobachtet (vgl. Abbildung 5-59). Trotzdem führte das Auftreten dieser unterschiedlichen Versagensmechanismen nicht zu einer Beeinträchtigung der zyklischen Restfestigkeit. Nach 12 J Vorschädigung änderte sich das Versagensbild dahingehend, dass Versagen nicht mehr alleine durch Abreißen der Gewindebuchse auftrat, sondern nur noch bestimmt wurde durch Herausziehen des Inserts aus dem Laminat und Mischform (vgl. Tabelle 5-3). Nach 16 J Vorschädigung trat wiederum eine neue Versagensform auf, wobei das Insert ohne weitere plastische Deformation aus dem Laminat herausgezogen werden konnte (vgl. Abbildung 5-61). Dies führte dazu, dass die zyklische Restfestigkeit signifikant verringert wurde. Somit kann auch unter zyklischen Beanspruchungen gesagt werden, dass insbesondere die Schädigungsmechanismen „Versagen der Insertgewindebuchse“ und „Herauslösen des Inserts unter weiterer plastischer Deformation“ bis einschließlich 12 J ähnliche Energien erfordern. Erst nach 16 J Vorschädigung tritt eine signifikante Beeinflussung der zyklischen Festigkeit aufgrund der in weiten Bereichen großen Vorschädigung im Laminat und des Inserts auf.

6.1.5.2 Thermische Vorschädigung

Die quasistatischen Restfestigkeiten aus Abbildung 5-45 zeigen, dass bereits nach 10 thermischen Zyklen eine Reduktion von etwa 22% auftritt. Die daraus resultierende Restfestigkeit stagniert bis hin zu 1000 thermischen Zyklen. Die Kraft/Weg-Verläufe (vgl. Abbildung 5-46) und post mortem Schädigungsbilder (vgl. Abbildung 5-47) sind denen der nicht vorgeschädigten Proben sehr ähnlich. Da sich nach der Herstellung der Inserts durch die stark unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten von Stahl und FVK Eigenspannungen ausbilden [93–95], können diese mit steigender Unterkühlung weiter ansteigen [92]. Somit können bereits wenige thermische Zyklen ausreichen, um im Laminat Delaminationen oder Faserrisse hervorzurufen [96–99]. Shimokawa et. al. [100] konnten zeigen, dass bereits 10 Zyklen einer thermischen Belastung von -54 °C bis $+177\text{ °C}$ ausreichend sind, um Mikrorisse im CFK-Laminat zu verursachen. Weiter war jedoch die damit verbundene Festigkeitsreduzierung in Zugversuchen relativ gering und vergrößerte sich nicht mit steigender Zykluszahl, obwohl die gemessenen Mikrorisse stark angestiegen sind. Somit ist in der vorliegenden Arbeit davon auszugehen, dass sich die Eigenspannungen im Laminat bedingt durch die Hybridisierung mit den Inserts bereits nach wenigen Zyklen insbesondere in der Abkühlphase weiter ausbilden und Mikroschädigungen in Form von Faser- und/oder Matrixrissen in der Grenzfläche Insert/Laminat hervorrufen. Die Höhe der Mikroschädigung könnte weiter ansteigen. Dafür würde die Auswertung der Steifigkeiten aus Abbildung 5-48 sprechen. Hierbei ist zu sehen, dass nach 100 und 1000 thermischen Zyklen die Steifigkeiten tendenziell abnehmen. Dies könnte auf eine erhöhte Schädigung innerhalb des CFK-Laminates zurückzuführen sein, da anhand der Literatur davon auszugehen ist, dass sich während der Temperaturzyklen ausgehend von Wärmeausdehnungskoeffizienten zwischen Harz und Carbonfasern Mikrorisse ausbilden [100]. Die mit steigender Zyklusdauer einhergehende höhere Mikroschädigung führt jedoch nicht zu einer weiteren Festigkeitsreduzierung, da die Versagensmechanismen der Insertablösung und Insertdeformation weiterhin einen großen Beitrag zum Versagen der Probe beisteuern. Eine weitere Möglichkeit der Vorschädigung durch thermische Zyklierung läge in der Schädigung des CFK-Laminates, wodurch CFK-Delamination begünstigt

würde. Dies kann im Hinblick auf das vorige Kapitel jedoch ausgeschlossen werden, da es hierbei erst ab einer mechanischen Vorschädigung von $16J$ zu einem Abfall der quasistatischen Restfestigkeit gekommen ist. Nach einer Vorschädigung von $16J$ ist jedoch davon auszugehen, dass der Versagensmechanismus der Insertdeformation nicht mehr auftritt da dieses durch die Vorschädigung schon hervorgerufen wurde. Dadurch ist die CFK-Delamination größtenteils versagensdominierend. Würde die thermische Zyklisierung demnach lediglich eine Schädigung innerhalb des CFK-Laminates verursachen, würde die Insertablösung- und deformation jedoch weiterhin einen großen Teil zur Schädigung beitragen und somit die Festigkeit nicht signifikant verringert werden.

Ein Unterschied tritt hierbei bezüglich der zyklischen Restfestigkeit nach thermischer Zyklisierung auf. War das Schädigungsverhalten der quasistatischen Restfestigkeitsmessungen noch identisch zu den nicht vorgeschädigten Proben, ändert sich dies unter zyklischen Beanspruchungen. Wie in Kapitel 5.3.1.1 gezeigt, tritt bei nicht vorgeschädigten Proben in jedem Laststeigerungsversuch immer Versagen durch Ermüdung der Insertgewindebuchse auf, wobei die Schweißnaht an sich intakt blieb. Dieses Versagensbild ist auch nach 10 thermischen Zyklen bei drei von fünf geprüften Proben zu beobachten. Die restlichen Proben versagten aufgrund von einem Auszug des Inserts verbunden mit plastischer Deformation der Grundplatte und teilweise Versagen der Insertgewindebuchse. Damit einhergehend stieg die Standardabweichung im Vergleich zu den nicht vorgeschädigten Proben leicht an. Dieses Versagensverhalten konnte bereits im gleichen Maß nach $9J$ (vgl. Abbildung 5-60 und Tabelle 5-4) Vorschädigung beobachtet werden, was zu keiner Beeinträchtigung bezüglich der zyklischen Restfestigkeit führte. Trotz der Änderung des Schädigungsverhaltens trat auch nach 10 thermischen Zyklen lediglich eine leichte Beeinflussung bezüglich der Lastspielzahlen und des Kraftniveaus auf. Somit ist der Einfluss nach $9J$ mit der nach thermischen Vorschädigung nach 10 Zyklen vergleichbar. Nach 100 thermischen Zyklen ändert sich dieses Schädigungsverhalten dahingehend, dass die Inserts in nachfolgenden Laststeigerungsversuchen unter plastischer Deformation aus dem Laminat herausgezogen werden und das Versagen der Insertgewindebuchse gänzlich verschwindet. Lediglich bei zwei von fünf

Proben trat ein Mischversagen inklusive einem teilweise Versagen der Insertgewindebuchse auf. Diese Versagensverhalten führten allerdings zu einer drastischen Senkung der Standardabweichung und zu keiner Beeinträchtigung der maximal ertragbaren Lastspielzahlen. Somit ist dieses Verhalten annähernd identisch nach mechanischer Vorschädigung mit $12 J$ und anschließendem Laststeigerungsversuch. Hierbei bestand die Beeinträchtigung der zyklischen Restfestigkeit in einer leichten Anhebung der Standardabweichung. Nach 100 thermischen Zyklen liegen die Lastspielzahlen im selben Bereich wie die nicht vorgeschädigten Proben. Werden die Kolbenwege im 2. Lastniveau aus Abbildung 5-74 miteinander verglichen, fällt auf, dass die Wegzunahmen von $0,875 \text{ mm}$ im Mittel auf $1,125 \text{ mm}$ ansteigen. Dieser Anstieg von etwa 29% könnte der Tatsache zu Grunde liegen, dass das Insert auch unter zyklischen Beanspruchungen früher vom Laminat ablöst, wodurch die obere Laminathälfte stärker beansprucht wird und delaminiert. Dadurch wird das Herausziehen des Inserts unter plastischer Deformation begünstigt. Auch kann davon ausgegangen werden, dass trotz des Befundes bei den quasistatischen Restfestigkeitsmessungen, die Grenzfläche nach 100 thermischen Zyklen mehr Schaden genommen hat als nach 10, da das Bauteilversagen durch Versagen der Gewindebuchse nach 100 thermischen Zyklen gänzlich verschwindet. Jedoch beeinflusst dieser Effekt offensichtlich nicht die zyklische Restfestigkeit. So kommt es trotz dieser Schädigungsumlagerung nicht zu einem Absenken der zyklischen Festigkeit in Form maximal ertragbarer Lastniveaus oder Lastspielzahlen. Somit versagen sämtliche geprüften nicht- und vorgeschädigten Proben im selben Lastniveau und erreichen vergleichbare Lastspielzahlen.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass nach thermischen Zyklierungen die Grenzfläche Insert/Laminat zwar geschädigt wurde, was jedoch nicht oder nur zu einer leichten Beeinträchtigung der zyklischen Restfestigkeit geführt hat (vgl. Abbildung 5-73). Auch konnte aufgrund des Schädigungsverhaltens darauf geschlossen werden, dass die Grenzfläche mit steigenden Zykluszahlen weiter geschädigt wird. Ein ähnliches Verhalten wurde bereits nach der mechanischen Vorschädigung von $9 J$ bzw. $12 J$ beobachtet. Die quasistatische Restfestigkeit wurde nach thermischen Zyklierungen unabhängig von der Dauer um 22% gesenkt. Dies wurde dadurch erklärt, dass die Grenzfläche

durch die thermische Zyklisierung geschädigt wurde und das Insert früher von dem Laminat ablöst. Dadurch trat das Bauteilversagen früher auf und die Maximalkraft wurde gesenkt. Da die zyklische Restfestigkeit durch die thermische Zyklisierung nicht gesenkt wurde, ist davon auszugehen, dass das Bauteilversagen durch Versagen der Insertgewindebuchse und das Herauslösen des Inserts verbunden mit CFK-Delamination unter zyklischen Beanspruchungen ähnliche Energien erfordert. Diese Schädigungsumlagerung wurde auch schon nach mechanischer Vorschädigung beobachtet (vgl. Kapitel 6.1.5.1). Diese Schädigungsumlagerung tritt im Unterschied zur mechanischen Vorschädigung jedoch wie oben beschrieben nicht unter quasistatischer Beanspruchung, sondern nur unter zyklischen Beanspruchungen auf.

6.2 Optimiertes Insert

6.2.1 Quasistatische Schädigung

Wie in Abbildung 5-2 zu sehen unterscheidet sich das Versagensverhalten der optimierten Insertvariante gänzlich von der Referenz. Die post mortem- und Schliffbilder zeigen ein einseitiges Herausbrechen des Inserts, verbunden mit plastischer Deformation im Randbereich, Faserbruch auf der Oberseite des Laminates, Insertablösung und CFK-Delamination. Das finale Versagen der Inserts ist immer bestimmt durch das einseitige Herauslösen des Inserts verbunden mit CFK-Delamination. Aus dem Spannungsverlauf unterhalb des Inserts bei 4000 N aus [2] aus Abbildung 2-11 d) geht hervor, dass die größten Spannungen im Übergangsbereich von Insert zu Laminat entstehen, da die Kerbwirkung hier am höchsten wirkt. Da sich im Vergleich zur Referenz aufgrund der deutlich überhöhten Steifigkeit des Inserts in Belastungsrichtung die Spannungen nicht über plastische Deformation abbauen können, beginnt die Schädigungsentwicklung oberhalb 4000 N in diesem Bereich und begünstigt CFK-Delamination und Herauslösen des Inserts. Somit spielt die Kerbwirkung im Randbereich eine entscheidende Rolle im Versagensverhalten der optimierten Inserts. Auch tritt, im Unterschied zur Referenz, Schädigung auf der Unterseite des Laminates auf, welche jedoch unterhalb

4000 N zu beobachten ist. Unidirektionale oder kreuzförmig angeordnete Risse können während des Auszugsversuches entstehen. Mit Hilfe des ersten CT Scans an Haltepunkt 1 aus Abbildung 5-92 wird diese Rissbildung ersichtlich. Zu sehen ist eine Auswölbung auf der Unterseite des Laminates verbunden mit interlaminaren Faserbrüchen. Der Verlauf des IWA des Auszugsversuches aus Abbildung 5-117 zeigt bei einer ähnlichen Kraft ein Plateau, bevor dieser wieder linear ansteigt. Das lässt die Vermutung zu, dass sich die Auswölbung auf der Unterseite des Laminates genau dann ausbildet, sobald der Wert des IWA in dieses Plateau übergeht, da die Bildung dieser der Auszugsrichtung entgegensteht. Der wahrscheinlichste Fall für dieses Versagensbild sind Druckspannungen innerhalb des unteren Laminates die sich bei einer Beanspruchung im Auszugversuch ausbilden. Dieser Form der Ausbeulungsart ist in Abbildung 6-14 gezeigt.

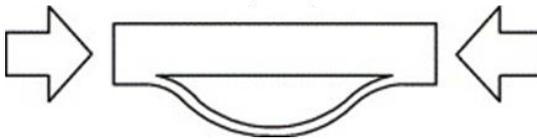


Abbildung 6-14: Local mode Ausbeulungsart nach [244]

Somit könnte die Auswölbung durch zu hohe Druckspannungen auf der Unterseite des Laminates entstehen, da diese Spannungen nicht wie beim Referenzinsert über Insertablösung und der damit verbundenen plastischen Insertdeformation abgebaut werden können. Außerdem an Haltepunkt 1 aus Abbildung 5-92 ersichtlich, ist die CFK-Delamination im Randbereich der Insertgrundplatte. Dies ist der Tatsache geschuldet, dass sich die Spannungen nicht über plastische Deformation des Inserts abbauen können und der Randbereich der Grundplatte somit als Kerbe wirkt und eine CFK-Delamination verursacht. Die Schallemissionsanalyse und die damit verbundenen Schädigungslokalisierung und Auswertungsmethodik konnte ähnlich zu den Referenzinserts angewendet werden. Die Hits der ersten beiden Haltepunkte aus Abbildung 5-111 zeigen eine Lokalisierung hin zu den Risspitzen in einem ähnlichen Kraftniveau. Die Ergebnisse des in Kapitel

5.5.3.2 beschriebenen Mustererkennungsverfahren sind nachfolgend abgebildet, wobei wiederum in Anlehnung an [172] die kumulierten, absoluten Energien aufgetragen sind. Wobei auch hier aufgrund der sehr unterschiedlichen Energiewerte die relativen Werte zur jeweiligen kumulierten Gesamtenergie aufgetragen sind. Auch hierbei macht der niederfrequenter Cluster 2 den Großteil aller gemessenen Hits aus. Ähnlich zu den Referenzinserts korrelieren die sprunghaften Anstiege des Clusters 2 gut mit den in Abbildung 5-110 definierten Haltepunkten. Der Verlauf des Clusters 1 steigt oberhalb von 5,5 mm Traversenweg langsam an, um schlussendlich bei finalem Versagen durch Herausbrechen des Inserts (vgl. Abbildung 5-93 bis Abbildung 5-95) sprunghaft weiter anzusteigen. Wie in Abbildung 5-93 und Abbildung 5-94 zu erkennen ist das Insert von der unteren Laminathälfte vollständig abgelöst. Da das Bauteilversagen der optimierten Insertvariante charakterisiert ist durch die Insertablösung, könnte ähnlich zu den Referenzinserts der Cluster 1 den Schädigungsmechanismus‘ der Insertablösung beschreiben, da davon auszugehen ist dass diese Insertablösung gegen Ende der Prüfung schlagartig eintritt.

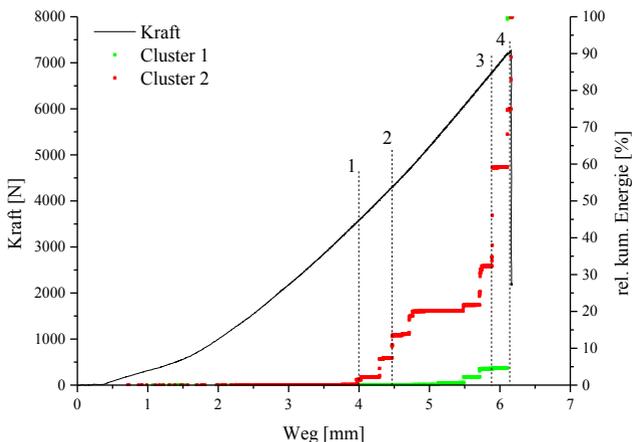


Abbildung 6-15: Relative, kumulierte Energie der Cluster 1 und 2 des optimierten Inserts

Die beiden Stufen in dem Verlauf von Cluster 1 bei 5,5 mm und 5,7 mm Traversenweg korrelieren mit den RMS-Peaks aus Abbildung 5-110. Wie bereits gezeigt, existiert zu diesem Zeitpunkt bereits eine Auswölbung auf der Unterseite des Laminates und eine damit verbundene Delamination im CFK. Da davon auszugehen ist, dass Cluster 1 zum großen Teil die Ablösung des Inserts beschreibt, könnte die Insertablösung bereits etwa 1000 N vor dem endgültigen Versagen eingeleitet werden. Dies könnte durch die bereits vorhandene CFK-Delamination begünstigt werden. Schlussendlich sind spätestens nach Versagen der Probe die Fasern im Bereich der Auswölbung auf der Unterseite des Laminates gebrochen (vgl. Abbildung 5-93 und Abbildung 5-95). Da bei zwei Proben aus Abbildung 5-3 kleinere Kraftabfälle vor dem Versagen der Probe aufgetreten sind, könnte dies der Tatsache geschuldet sein, dass die vor dem Versagen der Proben entstandene CFK-Delamination in einem höheren Maß zugenommen hat, als bei den übrigen Proben.

Zusammenfassend lässt sich die quasistatische Schädigungsentwicklung des optimierten Inserts beschreiben zu:

1. Ausbildung einer Auswölbung auf der Unterseite des Laminates ausgehend von interlaminaren Faserbrüchen und CFK-Delamination im Bereich zwischen 2500 N und 3500 N – nicht zwangsweise gefolgt von Kraftabfällen
2. Beginn der Insertablösung frühestens im Bereich von 6000 N und spätestens beim Ende der Prüfung, die charakterisiert ist durch ein schlagartiges, einseitiges Herausbrechen des Inserts
3. Herausbrechen des Inserts verbunden mit senkrecht angeordneten Faserbrüchen an der Oberseite des Laminates, CFK-Delamination und Faserrissen auf der Laminatunterseite

6.2.2 Dynamische Schädigung

Die Dehnratenabhängigkeit der optimierten Inserts sind in Abbildung 5-11 zu sehen. Die Festigkeitszunahme steigt bis zu einer Auszugsgeschwindigkeit

von $0,25 \text{ m/s}$ bis auf 19 %, fällt daraufhin mit zunehmender Geschwindigkeit wieder leicht ab. Das Schädigungsbild aus Abbildung 5-13 für $0,0025 \text{ m/s}$ zeigt auch bei den optimierten Inserts eine zunehmende Sprödigkeit des CFK-Laminates - erkennbar an den Faserbündelbrüchen. Dieses Versagensverhalten tritt so nicht unter quasistatischen Beanspruchungen auf (vgl. Abbildung 5-4). Trotz des Herausziehens der Inserts mit höheren Geschwindigkeiten ist diese zunehmende Sprödigkeit an dem versagten Laminat zu erkennen. Die Laminatunterseite weist unter Prüfgeschwindigkeiten von $1,5 \text{ mm/min}$ und $0,0025 \text{ m/s}$ bei fünf von fünf bzw. einer von drei Prüfungen Schädigungen auf (vgl. Abbildung 5-4). Dieses Versagensbild verschwindet jedoch gänzlich bei Bauteilen, die mit $0,25 \text{ m/s}$ und 15 m/s beansprucht wurden. Dieses Versagensbild ist vermutlich verursacht durch Druckspannungen innerhalb des unteren Laminates die sich bei einer Beanspruchung im Auszugversuch ausbilden (vgl. Abbildung 6-14). Die Druckspannungen nehmen entsprechend mit zunehmender Dehnung quer zur Laminatenebene zu. Die exemplarischen Kraft/Weg-Verläufe aus Abbildung 5-12 zeigen mit steigenden Prüfgeschwindigkeiten eine Tendenz hin zu kleineren, absoluten Wegen bei der jeweiligen Maximalkraft. Dadurch nehmen die Dehnungen quer zur Laminatenebene mit steigenden Geschwindigkeiten ab und die auf der Laminatunterseite auftretenden Druckspannungen reichen nicht aus um die in Abbildung 6-14 gezeigten Ausbeulungsart auszulösen. Demnach kann davon ausgegangen werden, dass die Steifigkeit des CFK-Laminates wiederum dehnratenabhängig ist und mit zunehmender Geschwindigkeit steigt. Somit decken sich diese Aussagen gut mit der Literatur wonach nicht nur matrixdominante Belastungsrichtungen von CFK-Laminaten [61; 62; 240; 241], sondern vor allem die Steifigkeit und Festigkeiten von CFK-Laminaten je nach Beanspruchungsrichtung dehnratenabhängig sind. Der Vergleich der beiden deformierten Inserts nach dem Versuch mit $0,25 \text{ m/s}$ und 15 m/s ist in Abbildung 6-16 zu sehen. Die Deformation ist bei beiden Prüfgeschwindigkeiten sehr ähnlich und betrifft lediglich die Randbereiche der Grundplatte. In Abbildung 6-17 sind die Auswertungen der in Abbildung 6-16 gezeigten Inserts mit der in Kapitel 5.5.2 vorgestellte Methode mittels Matlab® dargestellt. Zu erkennen ist eine leichte Deformation im Randbereich beider Inserts, wobei der Großteil der Insertgrundplatte beider Prüfgeschwindigkeiten nahezu unverändert ist.

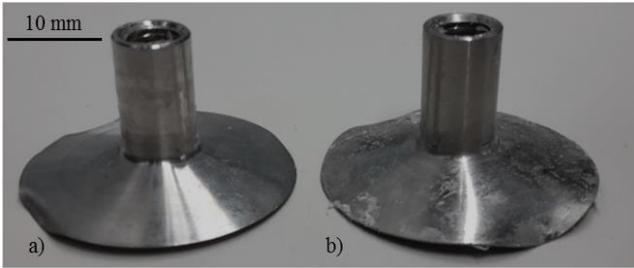


Abbildung 6-16: Vergleich der Verformung der optimierten Inserts bei einer Auszugsgeschwindigkeit von a) 0,25 m/s und b) 15 m/s

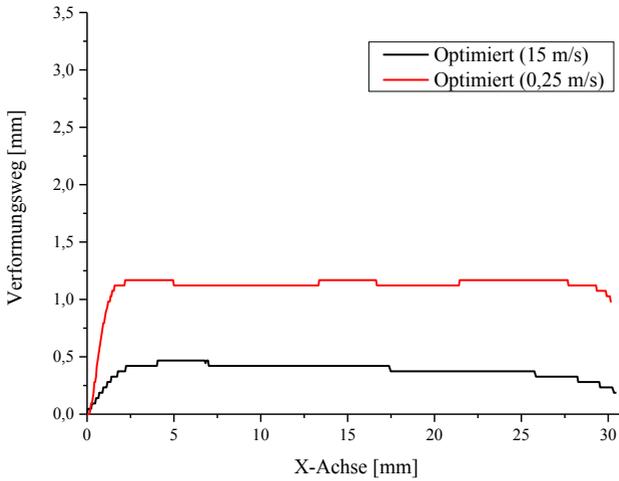


Abbildung 6-17: Vergleich der Verformung der optimierten Inserts bei einer Auszugsgeschwindigkeit von 0,25 und 15 m/s

6.2.3 Zyklische Schädigung

Ausgehend von allen Laststeigerungsversuchen unterscheidet sich das Schädigungsverhalten nicht von dem quasistatischen (vgl. Abbildung 5-4 und Abbildung 5-20). Versagen tritt durch leichte plastische Deformation des Inserts und Insertablösung auf, was zu einem einseitigen Herausreißen des Inserts verbunden mit CFK-Delamination führt. Ein kleiner Unterschied jedoch liegt in der Höhe der Schädigung der Laminatunterseite. So trat diese Schädigung unter zyklischen Beanspruchungen im Laststeigerungsversuch bei drei von fünf geprüften Proben und nicht bei allen auf, wie dies der Fall unter quasistatischer Beanspruchung ist. Eine mögliche Erklärung dafür könnten die geringeren maximalen Wege und daraus resultierend die geringeren Druckspannungen auf der Laminatunterseite sein. Die Versagensbilder in Einstufenversuchen unterscheiden sich jedoch teilweise. So tritt bei hohen Belastungsamplituden noch das gleiche Versagensbild auf, kommt es zwischen 65% und 67,5% der quasistatischen Festigkeit zu einem anderen Versagen. Hierbei bricht das Insert im Bereich des Gewindes nahe dem Übergang zur Grundplatte (vgl. Abbildung 5-29). Dieses Versagen war jedoch stets mit CFK-Delamination und einem Bruch im Randbereich der Insertgrundplatte verbunden (vgl. Abbildung 5-30). Zudem zeigt das Schädigungsbild der Durchläufer eine im gesamten Laminat vorherrschenden CFK-Delaminationsbereich, während die Grenzfläche an sich intakt blieb. Ausgehend von Schädigungsakkumulationen ist Delamination ein typisches Schädigungsbild in FVK unter zyklischen Beanspruchungen [76–80]. In der Arbeit von Helmy und Hoa [85] sind herstellungsbedingte Matrixtaschen potenzielle Rissinitiierungspunkte. Da durch das Einbringen der Inserts in das Halbzeug ein Hohlraum im Randbereich entsteht der während der Herstellung mit Harz infiltriert wird, verlaufen die Risse von diesem Randbereich weiter in das Laminat und führen so bei Belastung in Dickenrichtung zur Delamination [83; 84]. Zudem wird diese CFK-Delamination durch die bereits in Kapitel 6.2.1 diskutierte Kerbwirkung im Randbereich des Inserts weiter verstärkt. Im Unterschied zu den Laststeigerungsversuchen trat in den Einstufenversuchen bei 12 von insgesamt 14 so geprüften Proben Versagen auf der Laminatunterseite auf – lediglich zwei Proben mit $F_{max} = 4990\text{ N}$ und $F_{max} = 5544\text{ N}$ zeigten keine Schädigungen. So lässt sich sagen, dass

unter zyklischen Beanspruchungen generell das Versagen der Laminatunterseite nicht immer in der Form auftritt, wie dies der Fall unter quasistatischer Beanspruchung ist. So stehen die Versagensbilder der optimierten Inserts unter zyklischen Beanspruchungen im Gegensatz zu denen aus [81; 82]. Hierbei wurde unter zyklischen Beanspruchungen eine progressive Ablösung der Grenzschicht in FVK-Metall-Hybridlaminaten beobachtet. Vielmehr ähneln die Ergebnisse Untersuchungen aus [46]. Hierbei wurden nachfolgend mit Hilfe von Patches aufgebraachte Inserts unter zyklischen Biegebeanspruchungen in Einstufenversuchen mit $R = 0,1$ geprüft. Dabei trat im Vergleich zur quasistatischen Beanspruchung kein schlagartiges Versagen auf, als vielmehr sukzessive Faserbrüche - was in dem Fall der optimierten Inserts die sukzessive Ausbildung der CFK-Delamination darstellt, da sämtliche Proben einen CFK-Delaminationsbereich aufgezeigt haben.

6.2.4 Lebensdauerprognose und Validierung

Mit den in Kapitel 5.3.2 vorgestellten Ergebnissen lässt sich auch für die optimierte Insertvariante die in Tabelle 6-4 gezeigte Lebensdauerprognose erstellen. In Abbildung 6-18 ist die Prognose in dem Wöhlerdiagramm eingetragen.

Tabelle 6-4: Ergebnisse der Lebensdauerprognose nach Basquin und Morrow für Proben mit optimiertem Insert

% quasistatisch optimiert	ΔF in N	$N_B [-]$ für Basquin-Morrow
50	3326	6,4E+03
65	4325	1,4E+03
67.5	4491	1,1E+03
70	4657	8,8E+02
75	4990	5,9E+02

Nach Auswertung sämtlicher Lastniveaus zeigt sich keine Übereinstimmung der Lebensdauerprognose mit den Wöhlerversuchen. Lediglich die Proben

die aufgrund CFK-Delamination und Herausbrechen des Inserts versagten (in Abbildung 6-18 blau markiert) zeigen eine ähnliche Tendenz, wie die Lebensdauerprognose. Hierbei sind die Streuungen innerhalb eines Lastniveaus jedoch zu groß, als dass eine verlässliche Prognose abgegeben werden könnte. Die relativ hohe Streuung innerhalb eines Lastniveaus könnte durch die bereits erwähnte Kerbwirkung im Randbereich des Inserts hervorgerufene CFK-Delamination bzw. das damit verbundene Herausbrechen des Inserts begünstigt werden. Zudem weisen sämtliche Proben die durch Versagen der Insertbuchse (in Abbildung 6-18 rot markiert) versagten und alle Durchläufer einen CFK-Delaminationsbereich auf, was eine verlässliche Lebensdauerprognose weiter erschweren würde.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass weder durch eine Durchführung von Laststeigerungsversuchen und der damit verbundenen Basquin-Morrow Abschätzung noch anhand ausgeweiteter Versuchsergebnisse eine verlässliche Lebensdauerprognose basierend auf endgültigem Probenversagen durchführbar ist. Auch ergab eine Auswertung der absoluten Wegzunahmen der Kolbentotpunkte als Indikator des delaminationsbedingten Steifigkeitsverlustes keine verlässlichen Ergebnisse. Da sämtliche Proben ein hohes Maß an CFK-Delamination aufgezeigt haben (vgl. Abbildung 5-27 bis Abbildung 5-30), läge eine Möglichkeit in der Änderung des Versagenskriteriums hin zu einem absoluten Steifigkeitsverlust. Die Auswertung sämtlicher absoluter Kolbentotpunkte in allen Lastniveaus ergab jedoch einen konstanten Steifigkeitsabfall in Form einer konstanten Wegzunahme des oberen Kolbentotpunktes. Somit konnte kein delaminationsbedingter sprunghafter Verlauf identifiziert werden, an dem man ein neues Versagenskriterium hätte definieren können. Die Verläufe zeigten einen konstanten Verlauf mit einer Wegzunahme des Kolbentotpunktes in Abhängigkeit der Lastspielzahlen. Somit konnte ein Versagenskriterium basierend auf einem vorher bestimmten Steifigkeitsabfall, das eine Lebensdauerprognose auf Basis des CFKs erlaubt hätte, nicht eindeutig festgelegt werden.

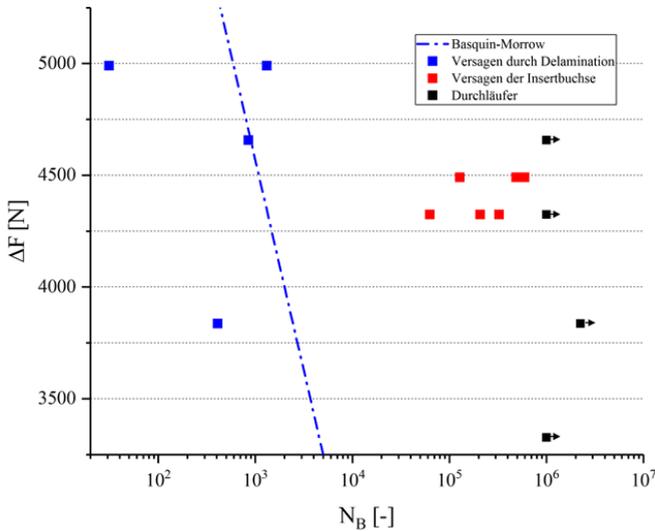


Abbildung 6-18: Wöhlerdiagramm der Versuche und der dazugehörigen Lebensdauerprognose des optimierten Inserts

6.2.5 Vorschädigungseinfluss

6.2.5.1 Mechanische Vorschädigung

Die optimierten Inserts zeigten im Vergleich zu den D30H1 Inserts bereits dahingehend einen signifikanten Unterschied, dass nach einer Beaufschlagung von 12 J und 16 J Impactenergie eine Prüfung nicht mehr möglich war, da die Inserts vollständig aus dem Laminat herausgeschlagen wurden. Dies könnte auch aufgrund der bereits erwähnten hohen Kerbwirkung im Randbereich des Inserts zurückzuführen sein, da hierdurch die CFK-Delamination und das Herauslösen des Inserts begünstigt wird und die Impactenergie nicht über eine plastische Deformation des Inserts, wie dies der Fall beim Referenzinsert ist, abgebaut werden kann. Somit konnten nur 6 J und 9 J Vorschädigung betrachtet werden. Diese zeigten im CT Scan (vgl. Abbildung 5-36) bereits deutliche Risse bzw. CFK-Delamination im Laminat im Randbereich des Inserts. Diese entstehen durch den bereits erwähnten Mechanismus der

Rissinitiierung durch hohe Belastungen der Matrix im Bauteil in Dickenrichtung [83; 84], ausgehend von Matrixtaschen im Randbereich des Inserts [85]. Somit begünstigt die Vorschädigung die versagenskritische CFK-Delamination und die damit verbundene Insertablösung wodurch das Herausziehen des Inserts lediglich früher einsetzt und somit die Festigkeit verringert wird. Ein weiteres Indiz ist durch die Auswertung der Steifigkeiten aus Abbildung 5-44 gegeben. Hierbei fällt auf, dass die Steifigkeiten mit zunehmender Impactenergie tendenziell abfallen. Dies könnte darauf zurückzuführen sein, dass die oben beschriebene Schädigung früher einsetzt. Die Tatsache, dass die Laminatunterseite bei keiner der Proben Schädigung aufzeigte, unterstützt diese Aussage, da die maximalen Dehnungen des Laminates nicht ausreichen, um Faserbruch aufgrund von Druckversagen auf der Laminatunterseite hervorzurufen, da das Insert aufgrund der bereits vorhandenen CFK-Delamination früher ablöst. Somit ergibt sich bereits nach $6J$ Vorschädigung eine Verringerung der Festigkeit.

Die Untersuchungen nach der zyklischen Restfestigkeit nach mechanischer Vorschädigung zeigte dagegen zunächst ein anderes Verhalten. Die Schadensbilder der nicht vorgeschädigten Proben sind identisch mit den vorgeschädigten Proben (vgl. Abbildung 5-20 und Abbildung 5-66). Ein kleiner Unterschied liegt in der Häufigkeit der Schädigung der Laminatunterseite. Trat bei den Proben ohne Vorschädigung noch Versagen der Laminatunterseite bei drei von fünf Proben auf, war dies nach $6J$ bzw. $9J$ Vorschädigung nur noch bei jeweils einer Probe zu beobachten. Die Vorschädigung nach $6J$ Vorschädigung hat zunächst keinen Einfluss bezüglich der Bruchlastspielzahlen. Die erhöhten Bruchlastspielzahlen liegen noch im Bereich der Standardabweichung der nicht vorgeschädigten Proben. Weiter versagten allen Proben im selben Lastniveau. Eine Vorschädigung von $9J$ verursacht unter Zunahme der Streuung eine deutliche Verringerung der Bruchlastspielzahlen, was mit der Erhöhung der Vorschädigung in Form von CFK-Delamination erklärt werden kann. Somit tritt bei der optimierten Insertvariante bereits nach $9J$ eine signifikante Verschlechterung der zyklischen Festigkeit bezüglich der Bruchlastspielzahlen und der Lastniveaus auf, da durch die Vorschädigung dasselbe Schädigungsverhalten hinreichend hervorgerufen wurde. In [71] betrug die Zugfestigkeitsreduktion von CFK-Laminaten durch eine nicht sichtbare

Vorschädigung 25%, da sich das Schädigungsverhalten auch nicht geändert hat, sondern vielmehr zu einem früheren Zeitpunkt provoziert wurde. Da die zyklische Restfestigkeit nach 6 J Impactenergie nicht und die quasistatische Restfestigkeit jedoch deutlich reduziert wurde, könnte dadurch erklärt werden, dass die Höhe der CFK-Delamination unter zyklischen Beanspruchungen noch nicht ausreichend ist, um das Wachstum dieses versagenskritischen Schädigungsmechanismus‘ zu begünstigen.

6.2.5.2 Thermische Vorschädigung

Aus Abbildung 5-49 geht hervor, dass thermische Vorschädigung unabhängig von der Dauer der thermischen Beanspruchung einen großen Einfluss auf die quasistatische Festigkeit ausübt. So zeigt sich bereits nach 10 thermischen Zyklen eine Reduzierung der quasistatischen Festigkeit um 31%. Ähnlich zu den Referenzinserts stagniert diese Festigkeitsreduzierung mit steigender Zykluszahl, womit es bezüglich der Festigkeit keinen Unterschied macht ob die Probe mit 10 oder 1000 thermischen Zyklen beansprucht wird. Einzig die Schädigung der Laminatunterseite weist Unterschiede auf. Zeigten bei den nicht vorgeschädigten Proben noch sämtliche Laminatunterseiten Schädigungen auf, war dies auch noch der Fall bei drei von vier Proben nach 10 thermischen Zyklen (vgl. Abbildung 5-52 b)). Dieses Versagensverhalten verschwand vollends nach 100 bzw. 1000 thermischen Zyklen. Wie bereits gezeigt werden konnte, führt diese Versagensart nicht zwangsweise zu einem Kraftabfall, wodurch sämtliche vorgeschädigte Proben einen ähnlichen Verlauf aufzeigten (vgl. Abbildung 5-50). Es kann davon ausgegangen werden, dass die Grenzfläche Insert/Laminat trotz der gleichbleibenden Restfestigkeit mit zunehmender Zykluszahl weiter geschädigt wird, da sich das Insert zu einem früheren Zeitpunkt von dem Laminat ablöst und es dadurch nicht zu einem druckbeanspruchungsinduzierten Versagen auf der Laminatunterseite kommt (vgl. Abbildung 6-14). Durch die eventuell vorhandene, frühere Insertablösung könnte es demzufolge zu einem erhöhten Maß an CFK-Delamination im Insertrandbereich kommen, was daher nicht zu einer Reduzierung der Festigkeit führt. Die Auswertung der Steifigkeiten aus Abbildung 5-51 scheint die Aussage der Grenzflächenschädigung zu bekräftigen, da die thermische Zyklisierung eine Reduzierung der Steifigkeit hervorruft. Dieser Einfluss wird insbesondere nach 1000 thermischen Zyklen

ersichtlich. Somit kann, wie bei den Referenzinserts, auch bei den optimierten Inserts davon ausgegangen werden, dass innerhalb des CFK-Laminats steigende Schädigung in Form von Mikrorissen mit steigender Zyklusdauer initiiert wird, was bereits in [100] nachgewiesen werden konnte. Diese mit steigender Zyklusdauer einhergehende steigende Mikroschädigung könnte zu einer früheren Insertablösung führen, was ein höheres Maß an CFK-Delamination zur Folge hätte. Somit führt dieser Effekt nicht zu einer Verringerung der Festigkeit mit steigender Zyklusdauer.

Die thermische Zyklisierung zeigt einen ähnlichen Einfluss auf die zyklische Restfestigkeit. Wie aus Abbildung 5-79 zu entnehmen wird das zu ertragende Lastspielzahlniveau nach 10 thermischen Zyklen um 31% gesenkt, wobei sich dieser Einfluss nach 100 Zyklen nicht mehr ändert. Auch sind die Versagensbilder der thermisch zyklisierten mit den nicht vorgeschädigten, zyklisch geprüften Proben vergleichbar. Das Versagensbild nach 10 thermischen Zyklen entspricht dem der nicht vorgeschädigten Proben im Laststeigerungsversuch, wobei auch bei drei von fünf geprüften Proben Schädigung auf der Laminatunterseite aufgetreten ist. Auffallend ist, dass keine der Proben nach 100 thermischen Zyklen im Laststeigerungsversuch ein Versagen der Laminatunterseite aufgezeigt hat. Dadurch kann davon ausgegangen werden, dass die Grenzfläche mit steigenden Zykluszahlen mehr Schaden genommen hat und das Insert wahrscheinlich früher vom Laminat ablöst. Dies hat zur Folge, dass das untere Laminat im Zugschwellbereich geringeren Druckspannungen ausgesetzt ist und dementsprechend keine Auswölbungen verursacht werden. Da die Festigkeiten mit steigender Zyklusdauer nicht reduziert werden, könnte auch unter zyklischen Beanspruchungen ein höheres Maß an CFK-Delamination nach 100 thermischen Zyklen aufgetreten sein. Diese Aussage deckt sich gut mit den oben diskutierten Ergebnissen unter quasistatischer Beanspruchung. Aus der Literatur von Shimokawa et al. [100] geht hervor, dass die Anzahl an Mikrorissen in thermisch zyklisierten CFK Laminaten mit steigender Zykluszahl deutlich ansteigt. Somit liegt die Vermutung nahe, dass die Insertablösung aufgrund der thermisch vorgeschädigten Grenzfläche Insert/Laminat früher einsetzt. Diese Insertablösung führt bei der optimierten Insertvariante vermutlich schnell zu Versagen der Probe in Form des einseitigen Herauslösens des Inserts. Somit leitet die Insertablö-

sung im Vergleich zur Referenz kein progressives Schädigungsverhalten ein. Dies könnte der Grund dafür sein, dass keine Wegzunahmen der Kolbentotpunkte aus Abbildung 5-80 aufgrund der thermischen Vorschädigung ersichtlich sind. Somit konnte für die optimierten Inserts in keinem der durchgeführten Lastniveaus eine Wegzunahme aufgrund der thermischen Vorschädigung detektiert werden, da die Insertablösung zusammen mit CFK-Delamination schnell zu Probenversagen geführt hat.

6.3 Vergleich und Bewertung der Insertvarianten

6.3.1 Quasistatische Schädigung

Mit der mittleren, quasistatischen Festigkeit der D30H1 Inserts von 4458 *N* und derjenigen der optimierten Variante von 7393 *N* ergibt sich, unter Beibehaltung des Gewichtes, eine Festigkeitssteigerung zugunsten der optimierten Inserts von 65,8% (siehe Abbildung 6-19). Bezogen auf das Schädigungsverhalten fällt außerdem auf, dass die Proben nicht wie bei der Referenz progressiv, sondern schlagartig versagen (siehe Abbildung 6-20).

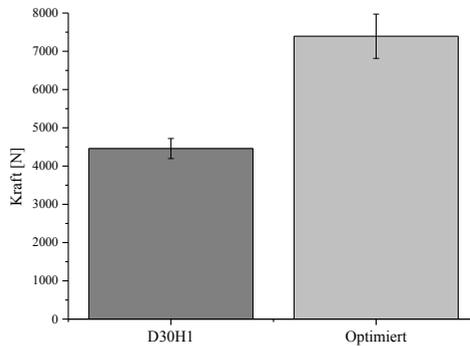


Abbildung 6-19: Vergleich der Festigkeit beider Insertvarianten im quasistatischen Auszugversuch

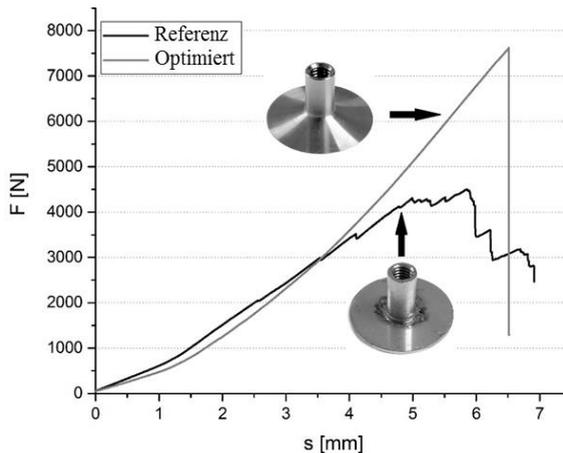


Abbildung 6-20: Exemplarische Kraft (F) /Weg (s)-Kurve des Referenz- und optimierten Inserts [200]

Das Erstversagen der Referenzinserts ist zunächst bestimmt durch einzelne Faserbrüche um die Insertbuchse, die sich meist kreuzförmig anordnen und

zu kleineren Kraftabfällen führen. Im Anschluss beginnt die Ablösung des Inserts von der unteren Laminathälfte im Bereich der Insertbuchse, was zu deutlich größeren Kraftabfällen führt und damit das endgültige Versagen eingeleitet wird, da die Maximalkraft zumeist dann bereits erreicht ist. Die Insertablösung an sich beginnt aufgrund der zu groß geworden Dehnungen in dem Übergangsbereich Grundplatte/Buchse – ausgehend von der geringen Biegesteifigkeit des Inserts in Bauteildickenrichtung. Nachfolgende Schädigungsmechanismen sind demnach geprägt von dem Wachstum dieser Insertablösung verbunden mit weiteren Faserbrüchen auf der Oberseite des Laminates und weiterer plastischer Deformation des Inserts. CFK-Delamination tritt, wenn überhaupt, erst am Ende der Prüfung ein, wenn die Kraft schon deutlich unter die Hälfte der Maximalkraft abgefallen ist.

Das Versagensverhalten der optimierten Inserts hingegen unterscheidet sich zunächst einmal deutlich von dem der Referenzinserts aufgrund der geglätteten, homogeneren Spannungsverteilung im Übergangsbereich Insert/Laminat (vgl. Abbildung 2-11) und der deutlich erhöhten Biegesteifigkeit des Inserts in Bauteildickenrichtung. In Abbildung 6-21 sind sämtliche Kraft/Weg-Verläufe bis 3 mm Traversenweg und 3000 N aufgetragen. Auffallend ist die durch die Insertoptimierung höhere Steifigkeit im Vergleich zu der Referenz. Außerdem fällt auf, dass die Steifigkeiten der Proben innerhalb einer Messreihe sehr ähnlich sind. Um den durch die Insertoptimierung verursachten Steifigkeitsgewinn besser zu verdeutlichen sind in Abbildung 6-22 die Steifigkeiten $\frac{\partial F}{\partial s}$ von sämtlichen Proben der optimierten Insertvariante und der Referenz bis 3 mm Traversenweg aufgetragen. Zu erkennen ist eine tendenziell höhere Anfangssteifigkeit der optimierten Insertvariante bis etwa 0,5 mm Traversenweg. Weiter fällt auf, dass die Steifigkeiten der optimierten Inserts ab ca. 1,5 mm Traversenweg deutlich höher liegen, als die der Referenz. Ab 3 mm Traversenweg liegen beide Insertvarianten in einem konstanten Steifigkeitsniveau, wobei dieses der optimierten Inserts etwa um 50% höher liegt.

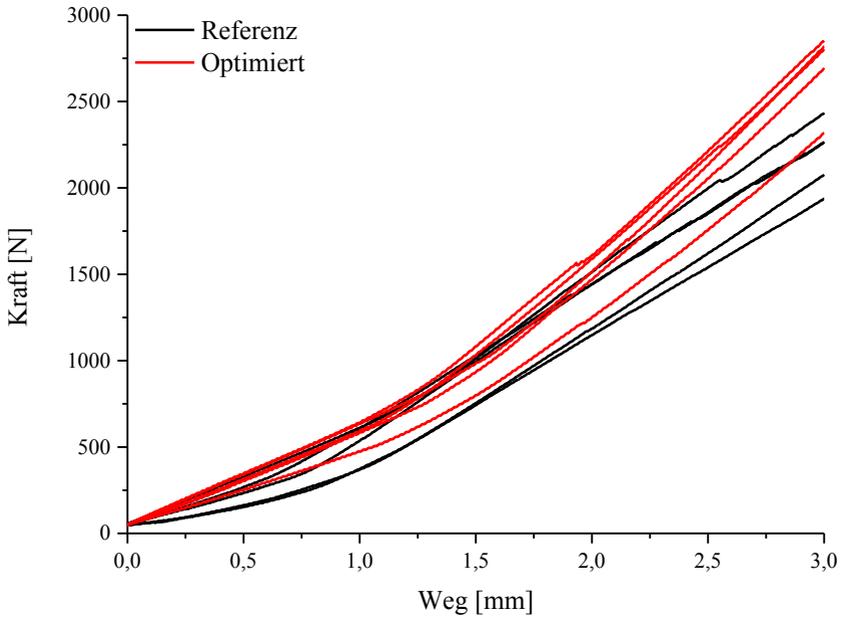


Abbildung 6-21: Vergleich der Kraft/Weg Verläufe aller im quasistatischen Auszugversuch geprüften Proben beider Insertvarianten

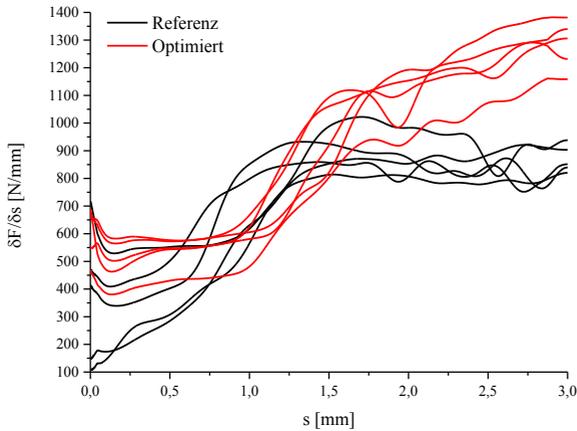


Abbildung 6-22: Vergleich der Steifigkeiten $\frac{\delta F}{\delta s}$ aller im quasistatischen Auszugversuch geprüften Proben beider Insertvarianten in Abhängigkeit des Weges s

Der Beginn des Versagensverhaltens der optimierten Inserts konnte unter quasistatischen Beanspruchungen identifiziert werden als intralaminarer Faserbruch unterhalb des Inserts verbunden mit einem CFK-Delaminationsbeginn im Randbereich des Inserts (vgl. Abbildung 5-92). Aufgrund des Faserbruches entsteht eine Ausbeulung auf der Laminatunterseite, da die Spannungen nicht mittels plastischer Deformation des Inserts und der damit verbundenen Insertablösung abgebaut werden können. Die Faserbrüche auf der Unterseite führen jedoch nicht zwangsweise zu einer Abnahme der Kraft (vgl. Abbildung 5-3). Falls diese Versagensart jedoch als Erstversagen aufgrund der vorhandenen Faserbrüche und CFK-Delamination festgelegt wird, liegt dieses im Bereich der Referenzinserts, wodurch keine eindeutige Festigkeitssteigerung bezüglich einer späteren Vordimensionierung erreicht wird. Der weitere Kraftverlauf steigt nach der Bildung der Ausbeulung weiter linear an, um beim endgültigen Versagen schlagartig abzufallen. Spätestens zu diesem Zeitpunkt versagt die Grenzfläche Insert/Laminat wodurch das Insert einseitig aus dem Laminat unter leichter

plastischer Deformation im Randbereich herausgezogen und CFK-Delamination hervorgerufen wird. Dadurch entstehen zwei charakteristische, 90° zueinander angeordnete Faserbrüche auf der Laminatoberseite (vgl. Abbildung 5-4). Aus der Spannungsverteilung unterhalb des Laminates aus Abbildung 2-11 d) geht hervor, dass in dem Übergangsbereich Insert/Laminat aufgrund der Kerbwirkung die höchsten Spannungen herrschen. Daher war ausgehend von diesem Spannungsverlauf das einseitige Herausbrechen des Inserts im Randbereich verbunden mit CFK-Delamination zu erwarten. Außerdem ist zu diesem Zeitpunkt die Auswölbung auf der Laminatunterseite gebrochen und der CFK-Delaminationsbereich weiter gewachsen (vgl. Abbildung 5-92 und Abbildung 5-93).

6.3.2 Dynamische Schädigung

Wird die Prüfgeschwindigkeit ausgehend von der quasistatischen Prüfung von $1,5 \text{ mm/min}$ auf $0,0025 \text{ m/s}$ gesteigert, findet bei den optimierten Inserts keine Zunahme der Festigkeit statt. Die Reduzierung der Festigkeit von etwa 3,7% nach $0,0025 \text{ m/s}$ sind eher durch Materialschwankungen zu erklären, was sich anhand der Standardabweichung ablesen lässt. Gleiches gilt für die Referenzinserts. Hierbei steigt die Festigkeit marginal um etwa 3,7% was auch eher auf Materialschwankungen zurückzuführen ist. Aus den deutlich spröderen Schädigungsbildern beider Insertvarianten (vgl. Abbildung 5-7 und Abbildung 5-13) geht hervor, dass das CFK-Laminat an sich eine Dehnratenabhängigkeit aufweist.

Bei einer weiteren Verhundertfachung der Prüfgeschwindigkeit steigert sich die Festigkeit der optimierten Inserts um 19% im Vergleich zu der quasistatischen Festigkeit. Der Zuwachs bei der Referenz fällt hierbei mit 10% etwas geringer aus, wodurch sich der Festigkeitsunterschied zwischen den beiden Inserts auf 80% vergrößert. Spätestens bei dieser Prüfgeschwindigkeit kommt die Dehnratenabhängigkeit des CFK-Laminates zum Tragen, da bezüglich der optimierten Inserts das Versagen des unteren Laminates in Form von Faserbrüchen aufgrund der Steifigkeitssteigerung gänzlich entfällt. Spätestens unter 15 m/s Beanspruchung kommt bei den Referenzinserts jedoch noch ein weiterer festigkeitssteigernder Anteil der Deformation des Inserts

hinzu, welche an sich dehnratenabhängig ist und einen großen Teil zum Bauteilversagen beiträgt. Im Vergleich der deformierten Inserts nach Prüfgeschwindigkeiten von $0,25 \text{ m/s}$ und 15 m/s (vgl. Abbildung 6-2 und Abbildung 6-16) beider Insertvarianten ist zu erkennen, dass die Deformation des optimierten Inserts deutlich geringer ausfällt und sich primär auf den Randbereich der Grundplatte beschränkt. Wie in Abbildung 6-23 zu sehen, ist die dynamische Festigkeit der Referenzinserts mit einer Prüfgeschwindigkeit von 15 m/s annähernd gleich der optimierten Inserts. Die Festigkeit des Referenzinserts steigert sich hierbei um 90% im Vergleich zur quasistatischen Beanspruchung, wohingegen die optimierte Variante lediglich eine leichte Zunahme der Festigkeit um 8% aufweist. Zusammenfassend lässt sich sagen, dass das Referenzinsert aufgrund des zusätzlichen Schädigungsverhaltens der Insertdeformation eine deutlich ausgeprägtere Dehnratenabhängigkeit aufweist, was dazu führt dass der quasistatische Festigkeitsgewinn von 66% gänzlich verschwindet.

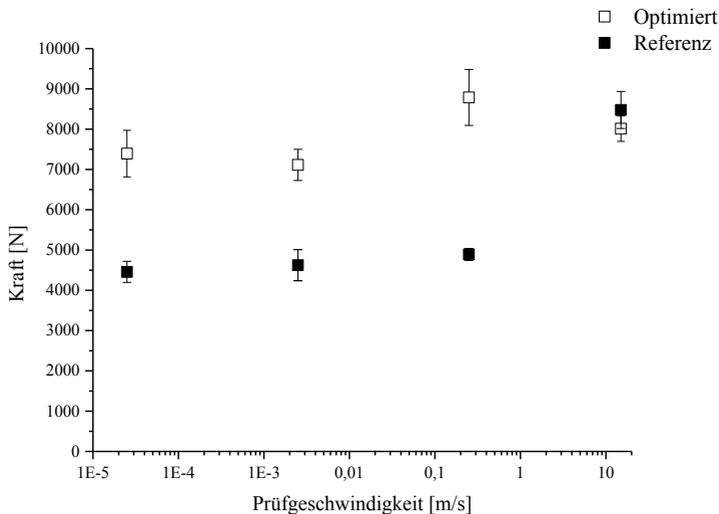


Abbildung 6-23: Vergleich der Dehnratenabhängigkeiten der verwendeten Inserts

6.3.3 Zyklische Schädigung und Lebensdauerprognose

Rückblickend zu der quasistatischen Festigkeitssteigerung der optimierten Variante um fast 66% fällt diese Steigerung unter zyklischen Beanspruchungen noch beachtlicher aus. So lag die Bruchlastspielzahl bei den Referenzinserts mit einem Lastniveau von 50% der quasistatischen Auszugskraft, was einer Kraft von 2230 N entsprach, im Mittel bei $5,7 \cdot 10^3$. Das Lastniveau der optimierten Insertvariante bei 50% der quasistatischen Festigkeit lag etwa 66% höher bei 3696 N was jedoch zu Durchläufern bei mindestens $1 \cdot 10^6$ Zyklen führte. Vergleicht man die Durchläufer beider Insertvarianten ist die Kraftschwingbreite der optimierten Inserts mindestens 8 Mal höher als die der Referenz. Die Referenzvariante hingegen zeigt sowohl in Laststeigerungsversuchen, als auch in Wöhlerversuchen ein gänzlich anderes Versagensverhalten. Im Unterschied zur quasistatischen Beanspruchung ist das Versagen nun nicht mehr bestimmt durch Beginn und Wachstum der Insertablösung und Faserbruch sondern durch Ermüden der Insertgewindebuchse im Bereich der Grundplatte. Aufgrund des scharfen Überganges und des kleinen Radius, ist davon auszugehen, dass in diesem Bereich die Kerbwirkung überwiegt und somit das Versagen einleitet. Dadurch übersteigt die zyklische Festigkeit des optimierten Inserts die der Referenz deutlich, da der Radius im Übergang Gewindebuchse/Grundplatte größer ausfällt und somit die Kerbwirkung in diesem Bereich reduziert ist. Diese Aussage lässt sich gut in dem Lastniveau überprüfen, in dem es auch bei der optimierten Insertvariante zu Versagen der Insertgewindebuchse kommt. Vergleicht man demnach die Lastniveaus gleicher Größenordnung in denen es bei beiden Inserts zu Versagen der Gewindebuchse kommt, ist die Kraftschwingbreite der optimierten Inserts mindestens um Faktor 4 größer als die der Referenz.

Ein Vergleich der zyklischen Festigkeiten mitsamt den dazugehörigen Lebensdauerprognosen ist in der nachfolgenden Abbildung dargestellt. Zu erkennen ist zunächst, dass die zyklische Festigkeit der optimierten Inserts die der Referenz in jedem Lastniveau deutlich übersteigt. Die optimierte Variante birgt jedoch den Nachteil der durch die Kerbwirkung im Randbereich hervorgerufenen CFK-Delamination und der damit verbundenen großen Streuung innerhalb eines Lastbereiches. Somit ist eine Lebensdauer-

prognose nicht zuverlässig erstellbar. Lediglich in dem relativ kleinen Bereich, in dem es zu Versagen der Gewindebuchse (vgl. Abbildung 6-24 rot) ist die Streuung relativ klein und eine Lebensdauer ist aufgrund des gleichen Schädigungsverhaltens in dem Lastniveau von 65% und 67,5% der quasistatischen Festigkeit anhand der Versuchsergebnisse abschätzbar. Aufgrund des gleich bleibenden Schädigungsverhaltens des Versagens der Insertgewindebuchse ist eine Lebensdauervorhersage aufgrund der Laststeigerungsversuche unter Berücksichtigung der Kerbwirkung bei der Referenz an sich möglich, die Lastspielzahlen werden in dem untersuchten Bereich allerdings leicht überschätzt. Da die Proben in der einfach logarithmischen Auftragung auf einer Geraden liegen ist eine Abschätzung nach Gleichung (6-1) möglich. Die Steigungen der ergebnisbasierten Prognose und der nach Basquin-Morrow unterscheiden sich nur geringfügig. Da sich die Steigung der Lebensdauerprognose nach Basquin-Morrow direkt aus der Steigung der ZSD ergibt, ist davon auszugehen, dass der gewählte Ansatz der Übertragung der Spannungs- und Dehnungswerte auf die Kraft- und Wegwerte nachvollziehbar ist.

Das optimierte Insert kann bei einer Kraftschwingbreite von etwa 3000 N als dauerhaft deklariert werden. Aufgrund der bereits erwähnten unvorhersehbaren großen Streuungseffekte würde eine spätere Dimensionierung allerdings mit einem deutlich erhöhten Sicherheitsfaktor einhergehen, als dies bei der Verwendung der Referenzinserts der Fall wäre, da das Versagensverhalten prognostizierbarer ist. Somit würde das tatsächliche Potential der optimierten Inserts weiter geschmälert. Zusammenfassend lässt sich sagen, dass die Vorteile bei der Verwendung der D30H1 Inserts in der durch den linearen Verlauf der Wöhlerkurve und der Beibehaltung des Schädigungsmechanismus‘ in allen Lastniveaus gute Abschätzung des Ermüdungsverhaltens liegen, was in ähnlichem Maße bereits in [46] erfolgte. Für die optimierte Insertvariante ist dieses jedoch nur bedingt möglich, da durch den vorherrschenden CFK-Delaminationsbereich die Probe innerhalb eines Lastniveaus entweder innerhalb weniger Zyklen oder gar nicht versagt. Teilweise ist eine Abschätzung in dem Lastniveau von 65% und 67,5% möglich, in denen es zu dem bereits erwähnten unterschiedlichen Versa-

gensmechanismus der Ermüdung der Insertbuchse kommt, da die Streuung in den Lastniveaus relativ gering ist.

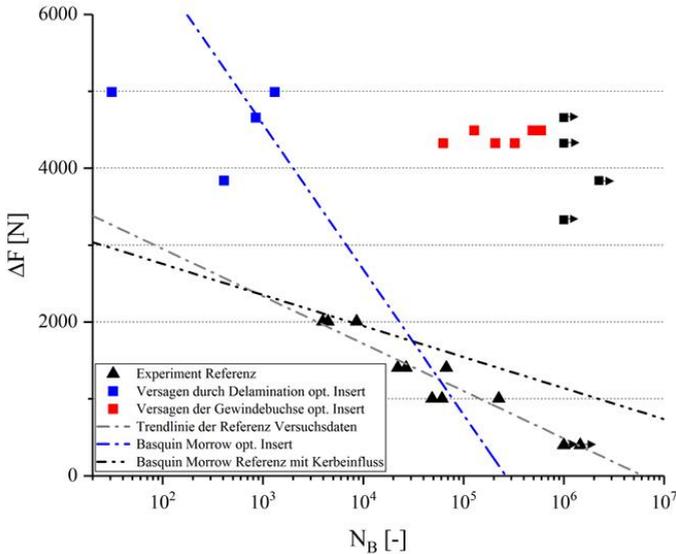


Abbildung 6-24: Wöhlerdiagramm inklusive Lebensdauerprognosen beider Insertvarianten und Berücksichtigung des Kerbeinflusses bei den Referenzinserts

6.3.4 Vorschädigungseinfluss

6.3.4.1 Mechanische Vorschädigung

Die quasistatische Restfestigkeit nach mechanischer Vorschädigung durch Impact ist nachfolgend abgebildet. Nach einer Vorschädigung von 6 J kommt es bei den optimierten Inserts bereits zu einem Absinken der Festigkeit, wohingegen bei der Referenz keine Änderungen in der Festigkeit bemerkbar sind. Somit fällt die Festigkeitssteigerung von 34% nach 6 J Vorschädigung deutlich geringer aus, als zwischen den nicht vorgeschädigten Proben. Eine Erklärung hierfür ist die Umlagerung des Schädigungsverhaltens der Referenzinserts von Beginn und Wachstum der Insertablösung hin zur Begünsti-

gung der CFK-Delamination und weiterer plastischer Deformation des Inserts. Solch eine Umlagerung findet bei den optimierten Inserts nicht statt. Somit wächst lediglich der nach $6 J$ vorhandenen CFK-Delaminationsbereich weiter und die Insertablösung verbunden mit dem einseitigen Herauslösen des Inserts setzt früher ein. Ähnlich verhält es sich nach $12 J$ Vorschädigung, wobei nach dieser Impactenergie die Streuung der optimierten Inserts stark ansteigt, was eine Vergleichbarkeit zu den Referenzinserts schwieriger macht. Der Festigkeitsgewinn der optimierten Variante liegt nach dieser Energie bei etwa 54%. Die Festigkeit der Referenz ändert sich unter annähernder Beibehaltung der Streuung bis zu dieser Energie nicht. Die Prüfung von $12 J$ und $16 J$ war nicht möglich bei den optimierten Inserts, da diese Energien bereits zum Totalversagen der Proben geführt haben. Nach $16 J$ sinkt erstmals die Festigkeit der Referenzinserts aufgrund der Vorschädigung deutlich ab. Dieses Verhalten ist dadurch zu erklären, dass das Insert bei diesen Energien vollständig vom Laminat gelöst ist und in hohem Maße bereits deformiert ist (vgl. Abbildung 5-32). Dadurch können im Bauteil induzierte Spannungen nicht mehr durch diese Schädigungsmechanismen abgebaut werden. Dementsprechend wächst nach dieser mechanischen Vorschädigung lediglich der bereits vorhandene große CFK-Delaminationsbereich weiter und die Festigkeit der Referenzinserts fällt ab.

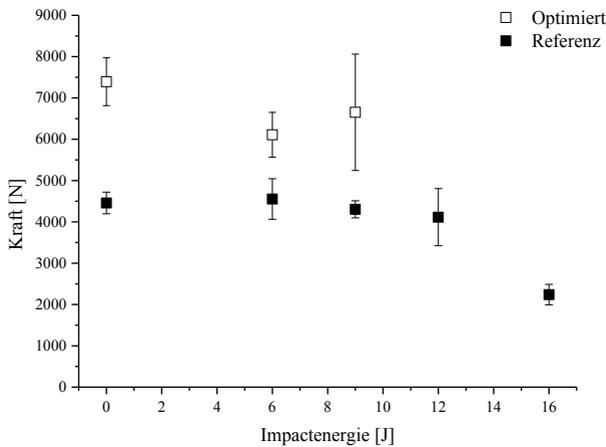


Abbildung 6-25: Vergleich der quasistatischen Restfestigkeiten nach Impact für beide Inserts

In Abbildung 6-26 ist eine Zusammenfassung der Laststeigerungsversuche beider Insertvariante mit und ohne mechanische Vorschädigung gegeben. Zur Beurteilung der zyklischen Festigkeit ist noch die quasistatische Festigkeit aufgetragen. Zunächst fällt auf, dass die Differenz von quasistatischer zu zyklischer Festigkeit für nicht vorgeschädigte D30H1 Proben sehr groß ist. So liegen die zyklischen Festigkeiten etwa 40% unterhalb der quasistatischen. Der Grund dafür liegt in der Umverteilung des Schädigungsmechanismus. Unter quasistatischen Beanspruchungen ist zunächst ausgehend von der Insertablösung, die Schädigungsentwicklung verbunden mit plastischer Insertdeformation und Faserbrüchen. Unter zyklischen Beanspruchungen tritt Bauteilversagen durch Ermüden der Gewindebuchse aufgrund der Kerbwirkung im Übergang Insertbuchse/Grundplatte auf. Da dieses Versagen auch nach 6 J und teilweise auch bei 9 J auftritt sind hier die Lastniveaus und Bruchlastspielzahlen sehr ähnlich im Vergleich zu den nicht vorgeschädigten Proben. Erst nach 12 J tritt eine leichte Anhebung der Standardabweichung auf, die durch eine weitere Umverteilung des Schädigungsmechanismus, die in Form von CFK-Delamination und Herausziehen

des Inserts unter weiterer plastischer Deformation der Insertgrundplatte begründet liegt. Der zyklische Festigkeitsabfall nach 16 J Vorschädigung ist dadurch zu erklären, dass der Versagensmechanismus‘ der Insertdeformation nicht mehr auftritt und das Insert somit verbunden mit CFK-Delamination aus dem Laminat herausgezogen wird.

Im Unterschied dazu zeigen die optimierten Insertvarianten die gleichen Festigkeiten im quasistatischen- und Laststeigerungsversuch auf, was vermutlich der Tatsache geschuldet ist, dass sich das Versagensverhalten bedingt durch CFK-Delamination und Herausziehen des Inserts zunächst nicht ändert. Auch liegen die mit 6 J vorgeschädigten Proben in dem gleichen Bereich, trotz einer schon vorhandenen CFK-Delamination (vgl. Abbildung 5-36 a)). Erst eine Vorschädigung mit 9 J bewirkt eine deutliche Reduzierung der Festigkeit unter einer Anhebung der Standardabweichung, da die Höhe der CFK-Delamination schon zu weit fortgeschritten ist. Anders als bei den D30H1 Inserts ist eine Prüfung mit 12 J oder 16 J nicht mehr möglich gewesen, da bei diesen Energien das Insert bereits aus dem Laminat herausgeschlagen wurde. Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass aufgrund der Beibehaltung des Schädigungsmechanismus die Differenz zwischen quasistatischer und zyklischer Festigkeit in Laststeigerungsversuchen deutlich geringer ausfällt bei der optimierten Variante. Die zyklische Festigkeit liegt bezogen auf das Lastniveau und die Bruchlastspielzahlen um ein Vielfaches über denen der Referenzinserts. Bezogen auf die Schädigung an sich weisen die Referenzinserts ein schädigungstoleranteres Verhalten auf, da die Festigkeitsreduzierung im Vergleich zu den nicht vorgeschädigten Proben geringer ausfällt als bei der optimierten Variante und eine Vorschädigung von 12 J und 16 J dort generell möglich ist. Trotzdem ist die zyklische Restfestigkeit nach einer Beaufschlagung von 6 J oder 9 J deutlich höher bei der optimierten Insertvariante.

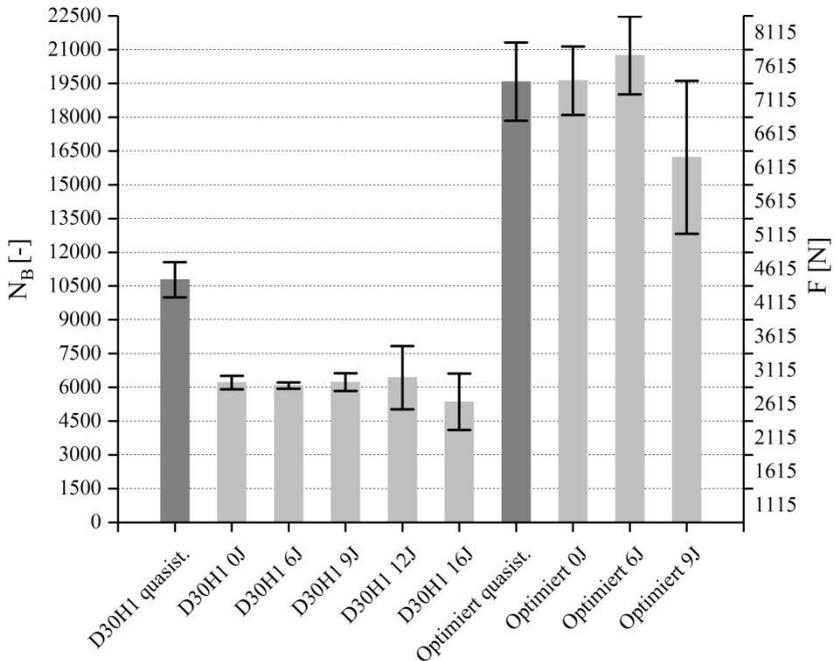


Abbildung 6-26: Bruchlastspielzahlen und Lastniveaus beider Insertvarianten ohne und mit mechanischer Vorschädigung in Laststeigerungsversuchen [200]

Der Vergleich der Kolbentotpunkte des zweiten Lastniveaus aus Abbildung 6-27 zeigt, dass diese Art der Auswertung nicht geeignet ist um eine aufgrund der mechanischen Vorschädigung hervorgerufene, frühere Insertablösung zu beschreiben. Sämtliche Kolbenwege liegen innerhalb des Streubereiches.

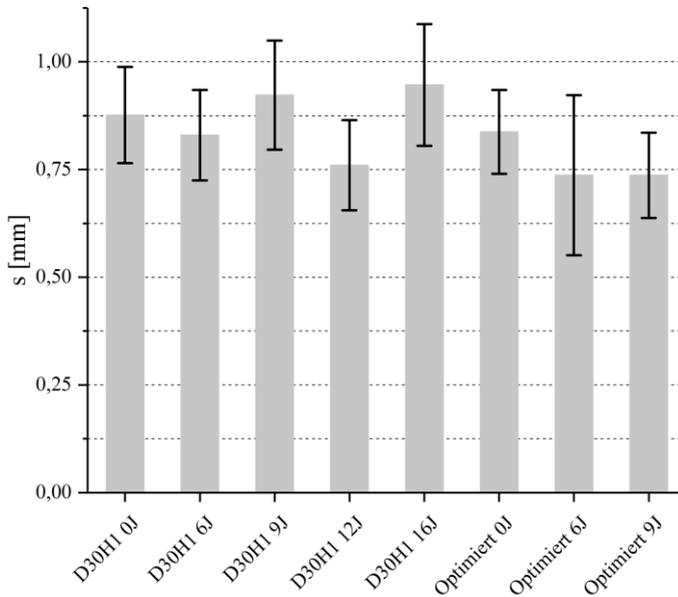


Abbildung 6-27: Vergleich der oberen Kolbentotpunkte der Laststeigerungsversuche beider Inserts in Abhängigkeit der mechanischen Vorschädigung

6.3.4.2 Thermische Vorschädigung

Der Vergleich der quasistatischen Restfestigkeit nach thermischer Vorschädigung aus Abbildung 6-28 lässt den Schluss zu, dass beide Insertvarianten auf eine ähnliche Art und Weise beeinflusst werden. Da die eingebettete Fläche der Grundplatte unterhalb des Inserts beider Varianten gleich ist, war demnach auch eine gleiche Beeinflussung durch die thermische Zyklisierung bezüglich des Eigenspannungsniveaus zu erwarten. Die Festigkeit fällt bereits nach 10 Zyklen um 22% bzw. um 31% ab und stagniert dann bereits, sodass kaum ein Unterschied bis hin zu 1000 thermischen Zyklen auszumachen ist. Es konnte anhand der mit den Referenzinserts diskutierten Ergebnisse (vgl. Kapitel 6.1.5.2) gezeigt werden, dass die Grenzfläche Insert/Laminat und nicht das CFK-Laminat durch die thermische Zyklisierung geschädigt wurde. Letzteres konnte ausgeschlossen werden, da eine Schädigung

gungsumlagerung hin zu einer bevorzugten CFK-Delamination zunächst nicht mit einer Reduzierung der Festigkeit einhergeht. Dadurch ist davon auszugehen, dass sich insbesondere in der Abkühlphase erhöhte Eigenspannungen ausbilden, welche die Grenzfläche Insert/Laminat vorschädigen und das Insert demnach früher ablöst. Weiter konnte bereits gezeigt werden, dass die Schädigungen der Grenzfläche bzw. innerhalb des Laminates mit steigender Zykluszahl weiter zunimmt, was jedoch nicht zu einer weiteren Absenkung der Festigkeit führt.

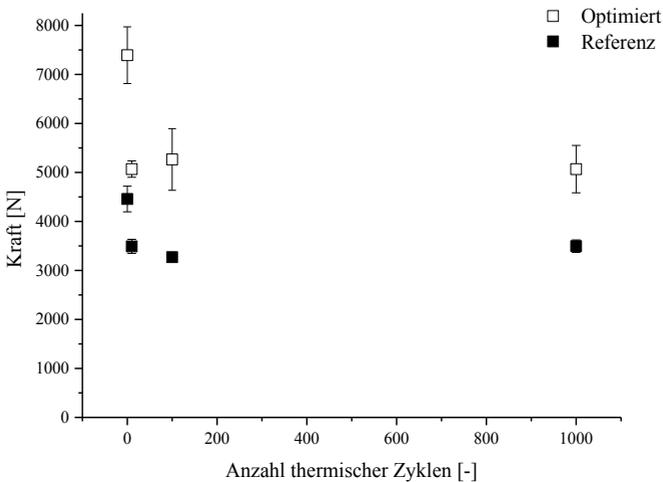


Abbildung 6-28: Vergleich der quasistatischen Restfestigkeiten nach thermischer Vorschädigung beider Inserts

Die Ergebnisse der zyklischen Restfestigkeit nach thermischer Vorschädigung sind in Abbildung 6-29 zu sehen. Auffallend ist die bereits in Kapitel 6.1.5.2 diskutierte geringere Beeinflussung der thermischen Vorschädigung auf die zyklische Festigkeit bei den Referenzinserts. Durch Umlagerung des Schädigungsverhaltens kommt es hierbei nicht zu einem Absenken der

Lastspielzahlen oder des Lastniveaus, wie dies noch unter quasistatischer Beanspruchung (bei gleichbleibendem Schädigungsverhalten) der Fall war. Die optimierte Insertvariante zeigt aufgrund des gleichbleibenden Schädigungsmechanismus eine starke Beeinträchtigung in Folge der aus der thermischen Zyklierung resultierenden vorgeschädigten Grenzfläche, womit diese Ergebnisse gut vergleichbar sind dem Einfluss auf die quasistatische Restfestigkeit. Trotz dieser Effekte ist jedoch anzumerken, dass selbst nach 100 thermischen Zyklen die zyklische Festigkeit der optimierten Insertvariante die der nicht vorgeschädigten Referenzprobe deutlich übersteigt.

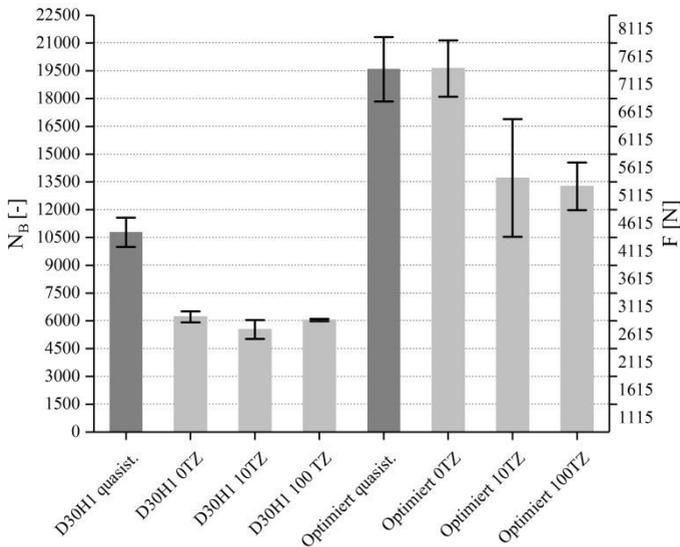


Abbildung 6-29: Bruchlastspielzahlen und Lastniveaus beider Insertvarianten ohne und mit thermischer Vorschädigung

Der Vergleich der Kolbentotpunkte im zweiten Lastniveau in Abhängigkeit der thermischen Vorschädigung aus Abbildung 6-30 zeigt eine Wegzunahme um etwa 29% bei den Referenzinserts. Dies könnte durch die aufgrund der thermischen Vorschädigung hervorgerufene, frühere Insertablösung verur-

sacht werden. Dass die optimierten Inserts hierbei diesen Effekt nicht aufzeigen, könnte damit zusammenhängen, dass die Insertablösung und die damit verbundene CFK-Delamination schnell zu Versagen führt und somit keinen progressiven Versagensmechanismus darstellt, wie dies der Fall bei den Referenzinserts ist. Somit konnte für die optimierten Inserts in keinem Lastniveau eine Wegzunahme aufgrund der thermischen Vorschädigung detektiert werden, da die Insertablösung schnell zu Probenversagen geführt hat.

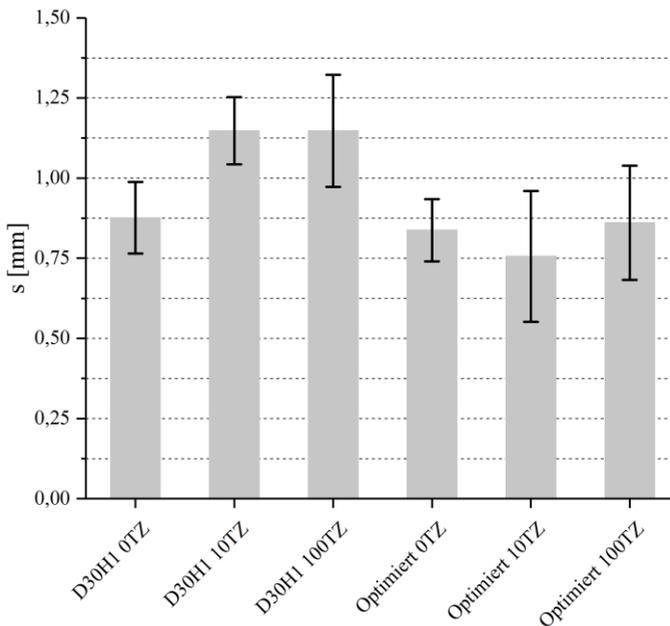


Abbildung 6-30: Vergleich der oberen Kolbentotpunkte der Laststeigerungsversuche beider Inserts in Abhängigkeit der thermischen Vorschädigung (TZ)

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass das Referenzinsert ein deutlich schadenstolerantes Versagensverhalten aufzeigt. So können diese Insert nicht nur mit mehr Impactenergien beaufschlagt werden, sondern die Beeinflussung der thermischen und mechanischen Vorschädigungen ist aufgrund der

Umlagerung der jeweiligen Schädigungsverhalten deutlich geringer. Die Festigkeit der nicht vorgeschädigten Referenzinserts nimmt unter zyklischen Beanspruchungen aufgrund der Kerbwirkung und der daraus folgenden Ermüdung der Insertgewindebuchse drastisch ab. Jedoch kommt es aufgrund von Schädigungsumlagerungen nicht zu einer signifikanten Beeinträchtigung der zyklischen Festigkeit nach thermischen oder mechanischen Vorschädigungen. Die optimierten Inserts zeigen ein gänzlich anderes Verhalten: Die Festigkeit wird an nicht vorgeschädigten Proben aufgrund der zyklischen Beanspruchung zunächst nicht herabgesetzt, was an der geringeren Kerbwirkung im Übergangsbereich Grundplatte/Insertbuchse und Insert/Laminat liegt. Jedoch zeigt das Insert eine hohe Sensitivität gegenüber hohen mechanischen oder thermischen Vorschädigungen unter zyklischen Beanspruchungen. Hierbei kommt es in Folge der Vorschädigung der Grenzfläche bzw. einer bereits vorhandenen Schädigungsinitiierung in Form von CFK-Delamination bereits früher zu Bauteilversagen.

6.3.5 Tabellarische Zusammenfassung

In Tabelle 6-5 sind die Ergebnisse der quasistatischen, dynamischen und zyklischen Prüfung mit und ohne Vorschädigung beider Insertvarianten gegenüber gestellt. Bis auf die Tatsache, dass die optimierten Inserts nicht mit einer mechanischen Vorschädigung von 12 J und 16 J Impact geprüft werden konnten, zeigt sich in dieser Gegenüberstellung die Dominanz der optimierten Insertvariante im Vergleich zur Referenz.

Tabelle 6-5: Zusammenfassung und Gegenüberstellung der Ergebnisse der quasistatischen (Q), dynamischen (und zyklischen Prüfung mit und ohne mechanische Vorschädigung (Joule) und thermische Zyklierung (TZ)

Quasistatische und Dynamische Prüfung				
Prüfgeschwindigkeit / Vorschädigung	Referenz		Optimiert	
	F_{max} in N	Stabw. in N	F_{max} in N	Stabw. in N
1,5 mm/min (Q)	4458	262	7393	579
0,0025 m/s	4623	387	7791	953
0,25 m/s	4891	150	8788	694
15 m/s	8476	459	8012	315
6 J (Q)	4554	491	6109	542
9 J (Q)	4304	207	6653	1408
12 J (Q)	4114	692	-	-
16 J (Q)	2240	248	-	-
10 TZ (Q)	3490	145	5069	167
100 TZ (Q)	3271	60	5265	630
1000 TZ (Q)	3496	127	5068	483
Zyklische Prüfung				
	N_B in [-] (F_{max} in N)	Stabw. [-] (N)	N_B in [-] (F_{max} in N)	Stabw. [-] (N)
0 J / 0 TZ	6216 (3091)	300 (57)	19623 (7623)	1517 (503)
6 J	6078 (3148)	134 (58)	20747 (7925)	1730 (570)
9 J	6229 (2910)	392 (267)	16218 (6323)	3398 (1303)
12 J	6430 (3148)	1402 (479)	-	-
16 J	5356 (2880)	1252 (346)	-	-
10 TZ	5531 (2815)	508 (274)	13711(5515)	3174 (1084)
100 TZ	6037 (3115)	64 (0)	13260 (5515)	1286 (418)

7 Zusammenfassung und Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wurden zwei verschiedene Insertvarianten unter bauteilnahen Beanspruchungen untersucht und systematisch miteinander verglichen. Das mittels Punktschweißverfahren gefügte Referenzinsert bestand aus einem M6 Gewindebolzen und einer Grundplatte. Das zweite untersuchte Insert war eine gestaltoptimierte Variante, wodurch Spannungsspitzen auf der Unterseite des Inserts sowie im Übergangsbereich Insert/Laminat abgebaut werden sollten. Die eingebetteten Flächen sowie das Gewicht beider Inserts sind dabei identisch geblieben. Beide Inserts wurden während des Preformingprozesses in das Laminat eingebettet und mittels RTM-Verfahren hergestellt. Ausgehend von früheren Untersuchungen beschränkten sich die mechanischen Charaktarisierungen auf den Auszugversuch, welcher quasistatisch, dynamisch und zyklisch durchgeführt wurde. Zunächst zeigte sich bezüglich der quasistatischen Beanspruchung ein klarer Vorteil zugunsten der gestaltoptimierten Insertvariante, da die maximale Auszugskraft die der geschweißten Variante um fast 66% übertraf. Darüber hinaus konnte gezeigt werden, dass durch die Optimierung der Inserts die Bauteilsteifigkeit in Dickenrichtung deutlich erhöht wurde. Das Versagensverhalten der optimierten Variante unterscheidet sich auch vollends von dem der Referenz; im quasistatischen Auszugversuch findet aufgrund der nun deutlich erhöhten Biegesteifigkeit in Bauteildickenrichtung und der dadurch induzierten erhöhten Kerbwirkung im Randbereich der Inserts ein schlagartiger Kraftabfall verbunden mit einseitigem Herauslösen des Inserts und CFK-Delamination statt. Geht man allerdings für eine spätere Dimensionierung von Erstversagen in Form von Schädigung aus, ist festzuhalten, dass beide Insertvarianten in einem ähnlichen Bereich ein Erstversagen in Form von Faserbrüchen aufzeigen. Das Referenzinsert weist zumeist Faserbrüche auf der Oberseite des Laminates um die Gewindebuchse auf, während das Verhalten der optimierten Variante unter quasistatischen Beanspruchungen charakterisiert war durch ein Erstversagen in Form von intralaminaren Faserbrüchen unterhalb des Inserts und einer damit verbundenen Auswölbung auf der Laminatunterseite und CFK-Delamination im Insettrandbereich.

Diese sind während des Auszugversuches jedoch nicht zwangsweise mit einem Kraftabfall verbunden. Das Schädigungsverhalten unter quasistatischen Beanspruchungen beider Inserts konnte vollständig identifiziert werden, wobei detaillierte in situ Versuche als Kombination der in situ-CT- mit der Schallemissionsanalyse zur Untersuchung und zum Verständnis der jeweiligen Schädigungsentwicklung beigetragen haben. Für das Referenzinsert konnte darüber hinaus erfolgreich ein Simulationsmodell aufgebaut werden, um die Insertdeformation unter Zugbeanspruchungen vorherzusagen. Eine Validierung erfolgte dabei anhand der Insertdeformationen über den in situ-CT Versuch.

Die Untersuchungen unter bauteilnahen Beanspruchungen umfasste darüber hinaus dynamische und zyklische Beanspruchungen wobei letztere auch nach einer mechanisch oder thermisch induzierten Vorschädigung angewendet wurde. Die dynamischen Versuche wurden bis hin zu 15 m/s Prüfgeschwindigkeit durchgeführt. Ausgehend von der quasistatischen Beanspruchung unter $1,5\text{ mm/min}$ zeigte sich bei eingebetteten Inserts generell eine Dehnratenabhängigkeit aufgrund der Dehnratenabhängigkeit des CFK-Laminates sowie der Deformation des verwendeten Stahls (1.4301). Da die Insertdeformation einen großen Teil des Versagensverhaltens der Referenzinserts darstellt, führt die Dehnratenabhängigkeit der Referenzinserts zu einer Anhebung der Festigkeit um 90%. Da die Insertsteifigkeit der optimierten Variante senkrecht zur Bauteilebene deutlich erhöht ist im Vergleich zur geschweißten Insertvariante, fällt das Maß an Deformation deutlich geringer aus. Somit ist die Dehnratenabhängigkeit der optimierten Variante deutlich weniger ausgeprägt, wodurch Festigkeitssteigerungen von lediglich 19% beobachtet wurden. Letzten Endes war die dynamische Festigkeit der Referenzinserts unter einer Prüfgeschwindigkeit von 15 m/s identisch der Festigkeit der optimierten Insertvariante.

Zyklische Festigkeitsuntersuchungen zeigten für die Referenzinserts ein gänzlich anderes Versagensbild. So wurden unabhängig von Lastniveau und Beanspruchungsart (Laststeigerungs- und Einstufenversuch) lediglich Versagen der Gewindebuchse beobachtet. Die Lebensdauerprognose stimmte dabei gut mit den Ergebnissen überein, wobei aufgrund des gleich bleibenden

Versagensverhaltens und der Versuchsergebnisse eine gute Lebensdauervorhersage für andere Kraftamplituden getroffen werden kann. Anders verhält es sich mit den optimierten Inserts. Da diese vornehmlich aufgrund der Kerbe im Randbereich und der damit induzierten CFK-Delamination und Insertablösung versagen ist die Streuung innerhalb eines Lastniveaus sehr groß. Dadurch war eine Lebensdauerprognose basierend auf den Laststeigerungsversuchen unzureichend und anhand der Versuchsergebnisse nur teilweise möglich. Dieser Bereich konzentriert sich dabei auf einen neuen Versagensfall – das Abreißen der Insertbuchse innerhalb des Gewindes. Hierbei zeigte sich innerhalb von zwei nah aneinander liegenden Lastniveaus ein relativ kleiner Bereich, der gut prognostizierbar ist.

Auch wurden die quasistatischen und zyklischen Restfestigkeiten nach mechanischer Vorschädigung untersucht. Es zeigte sich zunächst, dass die Referenz sowohl unter quasistatischen als auch unter zyklischen Beanspruchungen Energien bis $12 J$ unter einer leichten Erhöhung der Streuung ertragen konnte und die Festigkeit erst nach $16 J$ deutlich herabgesenkt wurde. Die Einflüsse auf die Festigkeit nach $6 J$ und $9 J$ waren aufgrund von einer Schädigungsumlagerung zugunsten von CFK-Delaminationen geringfügig. Eine Beaufschlagung von $12 J$ und $16 J$ führte bei den optimierten Inserts hingegen zu einem Herausschlagen der Inserts, was nachfolgende Prüfungen unmöglich machte. Unter quasistatischer Beanspruchung war der Einfluss bezüglich der Restfestigkeit nach $6 J$ Impact schon deutlich ausgeprägt, wobei die Streuung nach $9 J$ Impact signifikant angehoben wurde. Diese Einflüsse waren jedoch geringer unter zyklischen Beanspruchungen, da der Festigkeitsabfall verbunden mit der Anhebung der Streuung erst nach $9 J$ Impact einsetzte. Abschließend ist jedoch bezüglich der mechanischen Vorschädigung von $6 J$ und $9 J$ zu sagen, dass die quasistatische und die zyklische Festigkeit der optimierten Variante die der Referenz immer deutlich übertraf.

Neben den mechanischen Vorschädigungen erfolgten auch quasistatische und zyklische Untersuchungen nach thermischer Zyklierung. Dazu wurden beide Insertvarianten 10, 100 und 1000 Zyklen eines Temperaturzyklus von -40 °C – 80 °C ausgesetzt. Es konnte gezeigt werden, dass bereits 10 Tempera-

turzyklen die quasistatische Festigkeit der Referenz- und der optimierten Inserts um 22% bzw. 31% herabsetzten. Auffallend war, dass bei beiden Insertvarianten keine weiter fallenden Restfestigkeiten mit steigender Zyklusdauer beobachtet wurden. Die zyklische Restfestigkeit nach thermischer Vorschädigung änderte sich dahingehend, dass die thermischen Zyklierungen keinen deutlichen Einfluss auf die Referenzinserts – und einen relativ großen Einfluss auf die optimierte Variante ausübten. Dies konnte damit erklärt werden, dass andere Versagensverhalten bei den Referenzinserts durch die vorher geschädigte Grenzfläche Insert/Laminat begünstigt wurden was wiederum dazu führte, dass die zyklische Restfestigkeit unverhältnismäßig hoch blieb.

Abschließend lässt sich sagen, dass beide der hier vorgestellten Inserts Vor- und Nachteile unter realen, bauteilnahen Beanspruchungen bieten. Die Vorteile der Referenzinserts liegen neben der einfachen Herstellung in der guten Lebensdauerprognose, des toleranten Schädigungsverhaltens bis hin zu hohen Impactenergien und der ausgeprägten Festigkeitssteigerung mit erhöhten Beanspruchungsgeschwindigkeiten. Auch ist das Versagensverhalten hinsichtlich mechanischer oder thermischer Vorschädigung schädigungstoleranter, da der Einfluss der Vorschädigung durch Schädigungsumlagerungen geringer ausfällt. Die Vorteile der optimierten Insertvariante liegen in der deutlich erhöhten Festigkeit unter quasistatischen und zyklischen Beanspruchungen. Aufgrund der optimierten Insertgeometrie konnten sich unter bauteilnahen Beanspruchungen keine neuen Versagensmechanismen ausbilden, was die geringere Schadenstoleranz hinsichtlich mechanischer und thermischer Vorschädigung erklärt. Einzige Ausnahme stellte ein kleiner Kraftschwingbreitenbereich unter zyklischen Beanspruchungen im Einstufenversuch dar – hierbei ermüdete die Insertgewindebuchse womit sich dieses Versagen von dem quasistatischen, charakterisiert durch CFK-Delamination und Insertablösung, deutlich unterschied.

Es konnte gezeigt werden, dass die optimierte Insertgeometrie auch Nachteile auf das Versagensverhalten unter bauteilnahen Beanspruchungen ausüben kann. Da, wie in Kapitel 2.3 gezeigt, ein Vorteil der Verwendung von Inserts in der Reduzierung des Lochleibungsdruckes liegt, wäre ein nächster Schritt

der Vergleich des optimierten Inserts mit der Referenz in dem in Abbildung 2-5 gezeigten Scherversuch. Hierbei könnte sich die Verjüngung im Randbereich der optimierten Variante im Vergleich zu der Referenz negativ auswirken, was für spätere Anwendungen problematisch bezüglich einer (Bauteil-) Dimensionierung wäre. Interessant wäre auch den Einfluss der gedrehten Oberfläche des optimierten Inserts auf die mechanischen Eigenschaften im Auszugversuch zu untersuchen. Denkbar wären hier Kopfzugversuche beider Insertvarianten, wobei die Lasteinleitung normal zur Grenzfläche Insert/Laminat erfolgte, um somit die Grenzflächennormalfestigkeiten zu vergleichen. Auch wäre für zukünftige Untersuchungen interessant neben der Untersuchung nach der quasistatischen Schädigungsentwicklung eine Untersuchung nach der zyklischen Schädigungsentwicklung. Insbesondere die genaue Vorhersage der beginnenden CFK-Delamination und der hier vermuteten (je nach Vorschädigung) früheren Insertablösung der optimierten Insertvariante unter zyklischen Beanspruchungen wäre dabei von Interesse. Auch erscheinen die in dieser Arbeit vorgestellten in situ-Versuche vorgeschädigter Proben sinnvoll, um die Schädigungsentwicklung nach erfolgter Vorschädigung identifizierbar zu machen. So läge eine Möglichkeit auch in der Kombination der in situ-CT- und Schallemissionsanalyse, um die Ausbildung von Schädigungen in Abhängigkeit der Vorschädigung detektieren zu können. Zudem könnten Eigenspannungsmessungen vor und nach dem Herstellungsprozess und insbesondere nach erfolgter thermischer Zyklisierung dazu beitragen, den quasistatischen Festigkeitsabfall genauer nachvollziehen zu können. Eine Möglichkeit läge in der bereits im Preforming eingebetteten Faser-Bragg-Sensor, um dadurch über die Dehnungen auf etwaige Eigenspannungen nach dem Herstellungsprozess und während der thermischen Zyklisierung schließen zu können. Auch könnten quantifizierte Aussagen darüber getroffen werden, ob und wieviel Eigenspannungen innerhalb des Bauteils mit steigender Zyklusdauer zunehmen.

Bezüglich der Simulierung des Auszugversuches könnte das bereits vorhandene Modell des Referenzinserts erweitert werden, um die bereits nachgewiesene Schädigung unterhalb 4000 N in Form der kreuzförmig angeordneten Faserrisse um die Insertbuchse vorherzusagen. Dazu müssten geeignete Schädigungskriterien implementiert werden, um dadurch auch den gesamten

Kraftverlauf von Beginn bis zum Ende der Prüfung einschließlich der Schädigungsformen der gesamten Insertablösung und CFK-Delamination abbilden zu können. Ein nächster Schritt wäre diese Simulation auch für die optimierte Insertvariante durchzuführen, da die in situ-CT Versuche auch zu vielversprechenden Ergebnissen geführt haben. Jedoch läge hier der Fokus vielmehr auf der Untersuchung der Schädigungsinitiierung und Schädigungsentwicklung innerhalb des Laminates, da die Insertdeformation marginal und lediglich im Randbereich auftritt und somit wenig zum Schädigungsverhalten beiträgt. Interessant wäre hierbei eine Aussage darüber treffen zu können, zu welchem Zeitpunkt sich das Insert von dem unteren Laminat ablöst. Da bereits gezeigt werden konnte, dass diese Insertvariante aufgrund der hohen Biegesteifigkeit in Bauteildickenrichtung auch Nachteile bezüglich der Kerbwirkung im Randbereich aufzeigt, müsste letztere in der Simulation zunächst abgeschätzt werden. Letzten Endes könnte diese Simulation genutzt werden, um das optimierte Insert weiter zu optimieren, indem in einer nachfolgenden Topologieoptimierung die Kerbwirkung ggf. verringert wird. Denkbar wäre hier eine geringere Biegesteifigkeit des optimierten Inserts in Bauteildickenrichtung, um dadurch Spannungen im Bauteil durch Insertablösung- und deformation abbauen zu können. Dadurch könnte auch die durch die Kerbwirkung und die damit verbundene CFK-Delamination hervorgerufene Streuung unter zyklischen Beanspruchung reduziert und die Lebensdauerprognose verbessert werden. Das Potential einer gedrehten Insertvariante würde weiter gesteigert.

Da die Inserts primär als Krafteinleitungselemente dienen, wäre eine nächste Evolutionsstufe eine hybride, eingebettete Tragstruktur. Dies könnte durch ein CFK-Laminat und einem metallischen Hutprofil dargestellt werden. Dazu könnte man die Anbindung dieser metallischen Tragstruktur zunächst mittels mehrreihiger Ausführung eingebetteter Inserts realisieren. Diese wären auf Basis der vorliegenden Arbeit trotz der bereits diskutierten Nachteile in der formoptimierten Ausführung auszulegen. Die Tragstruktur würde dann mittels Schrauben- oder Schweißverbindungen mit den Inserts indirekt mit dem Laminat gefügt und somit eine differentielle Bauweise darstellen. Im nächsten Schritt könnte dann die Vergleichbarkeit auf eine direkte, intrinsisch gefertigte, eingebettete Integralstruktur hergestellt und untersucht werden.

Eine Vergleichbarkeit beider Varianten würde aus werkstoffkundlicher Sicht in der Übertragung der Prüfmethode unter bauteilnaher Beanspruchung aus der vorliegenden Arbeit erfolgen. Dazu könnten bauteilnahe 3-Punkt Biegeversuche dem unmittelbaren Einsatz eines automobilen Strukturbauteiles gerecht werden, wobei eine Untersuchung nach der Schädigungsentwicklung unter quasistatischer und zyklischer Beanspruchung das Verständnis des Schädigungsverhaltens der hybriden Tragstrukturen vertiefen würde.

8 Literaturverzeichnis

8.1 Fremdliteratur

- [1] M. Goede, 2007: Karosserieleichtbau als Baustein einer CO₂-Reduzierungsstrategie. 16. Aachener Kolloquium Fahrzeug- und Motorentchnik, 08.10.2007.
- [2] J. Gebhardt: Strukturoptimierung von in FVK eingebetteten metallischen Lasteinleitungselementen. 1. Auflage: Shaker (Forschungsberichte aus dem wbk, Institut für Produktionstechnik Universität Karlsruhe, 192), 2016.
- [3] F. Henning; E. Moeller: Handbuch Leichtbau: Carl Hanser Verlag, 2011.
- [4] H. Czichos; B. Skrotzki; F.-G. Simon: Das Ingenieurwissen: Springer, 2013.
- [5] S. Sprenger: The Effects of Silica Nanoparticles in Toughened Epoxy Resins and Fiber-Reinforced Composites: Carl Hanser Verlag GmbH & Company KG, 2015.
- [6] J. M. Berthelot; J. M. Cole: Composite Materials: Mechanical Behavior and Structural Analysis: Springer New York, 2012.
- [7] M. Neitzel; G. Beresheim: Handbuch Verbundwerkstoffe: Hanser, 2004.
- [8] I. AVK: Handbuch Faserverbundkunststoffe: Grundlagen Verarbeitung Anwendungen: Vieweg + Teubner, 2010.
- [9] W. Siebenpfeiffer: Leichtbau-Technologien im Automobilbau: Werkstoffe - Fertigung - Konzepte: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2013.
- [10] W. Michaeli: Einführung in die Technologie der Faserverbundwerkstoffe: Hanser, op. 1990.
- [11] H. P. Degischer; S. Lüftl: Leichtbau: Wiley, 2012.

- [12] Society of Plastic Engineers: Search of Excellence, ANTEC 91: Taylor & Francis, 1991.
- [13] J. Gebhardt; J. Fleischer: Experimental Investigation and Performance Enhancement of Inserts in Composite Parts. *Procedia CIRP* 23, S. 7–12, 2014.
- [14] J. Fleischer; J. Gebhardt: Experimental Investigation of Metal Inserts Embedded in Composite Parts Manufactured by the RTM Process, 2013.
- [15] DIN 8593-0: Fertigungsverfahren Fügen, September 2003.
- [16] V. K. Stokes: Joining Methods for Plastics and Plastic Composites: An Overview. *Polymer Engineering And Science* 29 (19), S. 1310–1324, 1989.
- [17] D. S. Brookstein: Joining Methods for Advanced Braided Composites. *Composite Structures* 6, S. 87–94, 1986.
- [18] H. W. Bergmann: Konstruktionsgrundlagen für Faserverbundbauteile: Springer-Verlag, 1992.
- [19] M. Bonnet: Kunststoffe in der Ingenieur Anwendung: verstehen und zuverlässig auswählen: Vieweg+Teubner Verlag, 2009.
- [20] G. Habenicht: Kleben: Grundlagen, Technologie, Anwendungen: Springer Berlin Heidelberg, 2013.
- [21] F. L. Matthews: Joining fibre-reinforced plastics: Elsevier Applied Science, 1987.
- [22] L. J. Hart-Smith: Adhesive-bonded double-lap joints. Hg. v. NASA CR-112235. NASA, 1973.
- [23] L. J. Hart-Smith: Further Developments in the Design and Analysis of Adhesive-Bonded Structural Joints: Joining of composite materials-spt 749: Astm, 3-3-29, 1981.
- [24] P. P. Camanho; M. Lambert: A design methodology for mechanically fastened joints in laminated composite materials. *Composites Science and Technology* 66 (15), S. 3004–3020, 2006.

- [26] Deutsche Gesellschaft für Luft- und Raumfahrt - Lilienthal-Oberth e.V. (DGLR) (Hg.), 2004: Fortschrittliche Verbindungstechniken von Faserverbundstrukturen. Dresden. Insitut für Strukturmechanik des Deutschen Zentrums für Luft- und Raumfahrt e.V.
- [27] B. Kolesnikov; L. Herbeck; A. Fink: CFRP/titanium hybrid material for improving composite bolted joints. *Composite Structures* 83 (4), S. 368–380, 2008.
- [28] S. Akbarpour; S. Hallstöm: Metal Reinforcement Around Fastener Holes in Composites. *European Conference on Composite Materials ECCM*, 2016.
- [29] V. Mara; R. Haghani; M. Al-Emrani: Improving the performance of bolted joints in composite structures using metal inserts. *Journal of Composite Materials*, 2015.
- [30] P. P. Camanho; A. Fink; A. Obst; S. Pimenta: Hybrid titanium–CFRP laminates for high-performance bolted joints. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 40 (12), S. 1826–1837, 2009.
- [31] P. P. Camanho; C. Tavares; R. de Oliveira; A. T. Marques; A. Ferreira: Increasing the efficiency of composite single-shear lap joints using bonded inserts. *Composites Part B: Engineering* 36 (5), S. 372–383, 2005.
- [32] H. Schürmann: *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*. 2., bearb. und erw. Aufl.: Springer (VDI), 2007.
- [33] M. C.-Y. Niu: *Composite airframe structures*. 2nd publ: Conmilit Press, 1996.
- [34] L. J. Hart-Smith: *Mechanically-Fastened Joints for Advanced Composites — Phenomenological Considerations and Simple Analyses*: Springer US, 1980.
- [35] L. J. Hart-Smith: Bonded-bolted composite joints. *Journal of Aircraft* 22 (11), S. 993–1000, 1985.
- [36] U. Hütter: Probleme der Krafteinleitung in Glasfaser-Kunststoff-bauteile. *Kunststoffe* 56 (12), S. 843–846, 1966.

- [37] F. Podlesak; A. Hälsig; K. Höfer; R. Kaboli; P. Mayr: Spin-blind-riveting. *Weld World* 59 (6), S. 927–932, 2015.
- [38] K. Weinert; C. Kempmann: Gewindefertigung in faserverstärkten Kunststoffen. *Konstruktion* 7, S. 44–48, 2004.
- [39] P. Freitag: MEtallische Gewindeeinsätze für Thermo- und Duroplaste. *Plastverarbeiter* 42 (9), S. 60–66, 1991.
- [40] G. Menges; U. Wölfel: Gewindeeinsätze aus Metall kunststoffgerecht gestalten - Auf die Kontur kommt es an. *Plastverarbeiter* 36 (2), S. 68–70, 1985.
- [41] S. V. Hoa; I. Lulham; T. S. Sankar: Aluminium Inserts For Fastening Sheet Moulding Compounds. *Proc. 3th International Conference Composite Structures*, S. 575–583, 1985.
- [42] F. Schievenbusch: Beitrag zu hochbelasteten Krafteinleitungselementen für Faserverbundbauteile. Dissertation. Technische Universität Chemnitz, Chemnitz. Fakultät für Maschinenbau und Verfahrenstechnik, 2003.
- [43] S. V. Hoa; A. Di Maria; D. Feldman: Inserts For Fastening Sheet Moulding Compounds. *Composite Structures* 8 (293-309), 1987.
- [44] C. Weimer: Preform-engineering. *Composites Science and Technology* 63 (14), S. 2089–2098, 2003.
- [45] R. G. Weatherhead: *Bonding and Jointing Reinforced Plastics*: Springer Netherlands, 1980.
- [46] M. Schwarz; H. Schürmann; M. Fickel; M. Magin; C. Peil: Designing of Punctual Joints Acting in Fibre-Reinforced Plastics. *Konstruktion* 6, S. 90–96, 2007.
- [47] M. Schwarz; M. Magin; C. Peil; H. Schürmann: Thin-walled FRP-laminates and local bending moments - incompatible or solvable by a skillful design?, 2004.
- [50] B. Ferret; C. Anduze; C. Nardari: Metal inserts in structural composite materials manufactured by RTM. *Composites Part A* (29), S. 693–700, 1998.

- [51] C. Hopmann; Fecher, M. L., Lineman, L.; R. Bastian; T. Gries; A. Schnabel; C. Greb: Comparison of the properties of Onserts and Inserts for a high volume production of structural composite parts. *Journal of Plastics Technology* 9 (4), S. 179–206, 2013.
- [52] M. A. Roth: Strukturelles Nähen. Ein Verfahren zur Armierung von Krafeinleitungen für Sandwich-Strukturen aus Faser-Kunststoff-Verbund. Dissertation. Technische Universität Kaiserslautern, Kaiserslautern. Institut für Verbundwerkstoffe, 2006.
- [53] C. Herzberg; H. Rödel; Zhao, N.; M. Waldmann; G. Zoerner: Konfektionstechnische Fertigung textiler 3D-Preforms für komplexe Leichtbauanwendungen. 12. Chemnitzer Textiltechnik Tagung, S. 231–235, 2009.
- [54] P. Molnar; P. Mitschang; D. Felhos: Improvement in Bonding of Functional Elements with the Fiber Reinforced Polymer Structure by Means of Tailoring Technology. *Journal of Composite Materials* 41 (21), S. 2569–2583, 2007.
- [55] A. Herwig; P. Horst; L. Groß; J. S. Gonzalez; D. Meiners; B. Denkena; C. Schmidt: Entwicklung eines mehrlagigen Inserts für dünnwandige Hochleistungs-CFK- Strukturen. *Lightweight Des* 9 (1), S. 22–27, 2016.
- [57] H. Saechtling; E. Baur; S. Brinkmann; T. A. Osswald; N. Rudolph; E. Schmachtenberg: Saechtling Kunststoff Taschenbuch: Carl Hanser Verlag GmbH & Company KG, 2013.
- [58] W. D. Callister; D. G. Rethwisch; M. Scheffler; F. Scheffler; M. Krüger; H. J. Möhring: *Materialwissenschaften und Werkstofftechnik: Eine Einführung: VCH [Imprint]*, 2012.
- [59] W. W. Seidel; F. Hahn: *Werkstofftechnik: Werkstoffe - Eigenschaften - Prüfung - Anwendung: Carl Hanser Verlag GmbH & Company KG*, 2014.
- [60] Y. Zhou; Y. Wang; S. Jeelani; Y. Xia: Experimental Study on Tensile Behavior of Carbon Fiber and Carbon Fiber Reinforced Aluminum at Different Strain Rate. *Appl Compos Mater* 14 (1), S. 17–31, 2007.

- [61] N. Taniguchi; T. Nishiwaki; H. Kawada: Tensile strength of unidirectional CFRP laminate under high strain rate. *Advanced Composite Materials* 16 (2), S. 167–180, 2007.
- [62] J. Harding; L. M. Welsh: A tensile testing technique for fibre-reinforced composites at impact rates of strain. *J Mater Sci* 18 (6), S. 1810–1826, 1983.
- [63] L. M. Welsh; J. Harding: Effect of strain rate on the tensile failure of woven reinforced Polyester Resin Composites. *J. Phys. Colloques* 46 (C5), C5-405-C5-414, 1985.
- [64] I. M. Daniel; H. M. Hsiao; R. D. Cordes: Dynamic response of carbon/epoxy composites. High strain rate effects on polymer, metal and ceramic matrix composites and other advanced materials (48), S. 167–177, 1995.
- [65] H. M. Hsiao; I. M. Daniel: Strain rate behavior of composite materials. *Composites Part B: Engineering* 29 (5), S. 521–533, 1998.
- [66] S. E. Groves; R. J. Sanchez; R. E. Lyon; A. E. Brown: High Strain Rate Effects for Composite Materials: Composite materials: American Society for Testing and Materials (ASTM STP, 1206), 162-162-15, 1993.
- [67] A. Gilat; R. K. Goldberg; G. D. Roberts: Experimental study of strain-rate-dependent behavior of carbon/epoxy composite. *Composites Science and Technology* 62 (10-11), S. 1469–1476, 2002.
- [68] C. Cazeneuve; J.-C. Maile: Étude du comportement de composites à fibres de carbone sous différentes vitesses de déformation. *J. Phys. Colloques* 46 (C5), C5-551-C5-556, 1985.
- [69] J. T. Tzeng; A. S. Abrahamian: Dynamic compressive properties of composites at interior ballistic rates of loading—Experimental method. *Composites Engineering* 5 (5), S. 501–508, 1995.
- [70] W. Bleck; A. Frehn; P. Larour; G. Steinbeck: Untersuchungen zur Ermittlung der Dehnratenabhängigkeit von modernen Karosseriestählen. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 35 (8), S. 505–513, 2004.

- [71] G. Caprino: Residual Strength Prediction of Impacted CFRP Laminates. *Journal of Composite Materials* 18 (6), S. 508–518, 1984.
- [72] DIN 743-2: Tragfähigkeitsberechnung von Wellen und Achsen, 2000.
- [73] J. Rösler; H. Harders; M. Bäker: *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. 4., überarb. und erw. Aufl.: Springer Vieweg (Lehrbuch), 2012.
- [74] J. Berger: *Technische Mechanik für Ingenieure*: Vieweg+Teubner Verlag (Viewegs Fachbücher der Technik), 1994.
- [75] TGL 19340/03: Dauerfestigkeit der Maschinenbauteile, 1983.
- [76] M. C. Lafarie-Frenot; C. Hénaff-Gardin: Formation and growth of 90° ply fatigue cracks in carbon/epoxy laminates. *Composites Science and Technology* 40 (3), S. 307–324, 1991.
- [77] M. Quaresimin; P. A. Carraro; L. Maragoni: Early stage damage in off-axis plies under fatigue loading. *Composites Science and Technology* 128, S. 147–154, 2016.
- [78] A. W. Wharmby; F. Ellyin: Damage growth in constrained angle-ply laminates under cyclic loading. *Composites Science and Technology* 62 (9), S. 1239–1247, 2002.
- [79] J. Tong: Characteristics of fatigue crack growth in GFRP laminates. *International Journal of Fatigue* 24 (2-4), S. 291–297, 2002.
- [80] M. Quaresimin; P. A. Carraro; L. P. Mikkelsen; N. Lucato; L. Vivian; P. Brøndsted et al.: Damage evolution under cyclic multiaxial stress state. *Composites Part B: Engineering* 61, S. 282–290, 2014.
- [81] M. Bocciarelli; P. Colombi; G. Fava; C. Poggi: Fatigue performance of tensile steel members strengthened with CFRP plates. *Composite Structures* 87 (4), S. 334–343, 2009.

- [82] H. B. Liu; X. Zhao; R. Al-Mahaidi: The effect of fatigue loading on bond strength of CFRP bonded steel plate joints. International symposium on bond behavior of FRP in structures, Hong Kong, S. 7–9, 2005.
- [83] R. Ferguson; M. Hinton; M. Hiley: Determining the through-thickness properties of FRP materials. *Composites Science and Technology* 58 (9), S. 1411–1420, 1998.
- [84] E. Soliman; M. Al-Haik; M. R. Taha: On and off-axis tension behavior of fiber reinforced polymer composites incorporating multi-walled carbon nanotubes. *Journal of Composite Materials* 46 (14), S. 1661–1675, 2012.
- [85] S. Helmy; S. V. Hoa: Tensile fatigue behavior of tapered glass fiber reinforced epoxy composites containing nanoclay. *Composites Science and Technology* 102, S. 10–19, 2014.
- [86] G. Schott: *Werkstoffermüdung - Ermüdungsfestigkeit*. 4., überarb. und erw. Aufl.: Dt. Verl. für Grundstoffindustrie, 1997.
- [87] J. Morrow: *Cyclic Plastic Strain Energy and Fatigue of Metals: Internal Friction, Damping, and Cyclic Plasticity*: American Society for Testing & Materials, 45-45-43, 1965.
- [88] B. Fiedler; M. Hojo; S. Ochiai: The influence of thermal residual stresses on the transverse strength of CFRP using FEM. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 33 (10), S. 1323–1326, 2002.
- [89] B. Fiedler; M. Hojo; S. Ochiai; K. Schulte; M. Ochi: Finite-element modeling of initial matrix failure in CFRP under static transverse tensile load. *Composites Science and Technology* 61 (1), S. 95–105, 2001.
- [90] F. S. Jumbo; I. A. Ashcroft; A. D. Crocombe; M. Abdel Wahab: Thermal residual stress analysis of epoxy bi-material laminates and bonded joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 30 (7), S. 523–538, 2010.
- [91] Y. Yu; I. A. Ashcroft; G. Swallowe: An experimental investigation of residual stresses in an epoxy–steel laminate. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 26 (7), S. 511–519, 2006.

- [92] P. P. Parlevliet; H. E. Bersee; A. Beukers: Residual stresses in thermoplastic composites—A study of the literature—Part I. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 37 (11), S. 1847–1857, 2006.
- [93] J. Xue; W.-X. Wang; Y. Takao; T. Matsubara: Reduction of thermal residual stress in carbon fiber aluminum laminates using a thermal expansion clamp. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 42 (8), S. 986–992, 2011.
- [94] K. C. Shin; J. J. Lee: Effects of thermal residual stresses on failure of co-cured lap joints with steel and carbon fiber–epoxy composite adherends under static and fatigue tensile loads. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 37 (3), S. 476–487, 2006.
- [95] H. S. Kim; S. W. Park; D. G. Lee: Smart cure cycle with cooling and reheating for co-cure bonded steel/carbon epoxy composite hybrid structures for reducing thermal residual stress. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 37 (10), S. 1708–1721, 2006.
- [96] T. A. Bogetti; J. W. Gillespie: Process-Induced Stress and Deformation in Thick-Section Thermoset Composite Laminates. *Journal of Composite Materials* 26 (5), S. 626–660, 1992.
- [97] J. F. Timmerman; M. S. Tillman; B. S. Hayes; J. C. Seferis: Matrix and fiber influences on the cryogenic microcracking of carbon fiber/epoxy composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 33 (3), S. 323–329, 2002.
- [98] L. F. M. da Silva; R. D. Adams: Stress-free temperature in a mixed-adhesive joint. *Journal of Adhesion Science and Technology* 20 (15), S. 1705–1726, 2006.
- [99] J. Ju: Characterization of Microcrack Development in BMI-Carbon Fiber Composite under Stress and Thermal Cycling. *Journal of Composite Materials* 38 (22), S. 2007–2024, 2004.

- [100] T. Shimokawa; H. Katoh; Y. Hamaguchi; S. Sanbongi; H. Mizuno; H. Nakamura et al.: Effect of Thermal Cycling on Microcracking and Strength Degradation of High-Temperature Polymer Composite Materials for Use in Next-Generation SST Structures. *Journal of Composite Materials* 36 (7), S. 885–895, 2002.
- [101] J. Dankert; H. Dankert: *Technische Mechanik: Statik, Festigkeitslehre, Kinematik/Kinetik*: Vieweg + Teubner, 2009.
- [102] T. ADAM; N. GATHERCOLE; H. REITER; B. HARRIS: Life prediction for fatigue of T800/5245 carbob-fibre composites. *International Journal of Fatigue* 16 (8), S. 533–547, 1994.
- [103] B. HARRIS; N. GATHERCOLE; H. REITER; T. ADAM: Fatigue of carbon-fibre-reinforced plastics under block-loading conditions. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 28 (4), S. 327–337, 1997.
- [104] H. T. Hahn; D. G. Hwang: Failure Characterization of a Graphite/Epoxy Laminate Through Proof Testing: *Composite materials: Astm*, 247-247-27, 1982.
- [105] S. M. Spearing; P. Beaumont: Fatigue damage mechanics of composite materials. I. *Composites Science and Technology* 44 (2), S. 159–168, 1992.
- [106] S. M. Spearing; P. Beaumont; M. F. Ashby: Fatigue damage mechanics of composite materials. II. *Composites Science and Technology* 44 (2), S. 169–177, 1992.
- [107] H. T. Hahn: Fatigue Behavior and Life Prediction of Composite Laminates: *Fifth Conference on Composite Materials: Testing and Design*: ASTM International, 383–383-35, 1979.
- [108] W. X. Yao; N. Himmel: A new cumulative fatigue damage model for fibre-reinforced plastics. *Composites Science and Technology* 60 (1), S. 59–64, 2000.
- [109] S. M. Marco; W. L. Starkey: A Concept of Fatigue Damage. *Transactions of ASME* 76, S. 626–662, 1954.
- [110] W. Hwang; K. S. Han: Cumulative Damage Models and Multi-Stress Fatigue Life Prediction. *Journal of Composite Materials* 20 (2), S. 125–153, 1986.

- [111] M. Flemming; S. Roth: Faserverbundbauweisen Eigenschaften: mechanische, konstruktive, thermische, elektrische, ökologische, wirtschaftliche Aspekte: Springer Berlin Heidelberg, 2013.
- [112] T. K. O'Brien; K. L. Reifsnider: Fatigue Damage Evaluation through Stiffness Measurements in Boron-Epoxy Laminates. *Journal of Composite Materials* 15 (1), S. 55–70, 1981.
- [113] A. P. Vassilopoulos; T. Keller: Fatigue of fiber-reinforced composites: Springer (Engineering materials and processes), 2011.
- [114] S. L. Ogin; P. A. Smith; P. Beaumont: Matrix cracking and stiffness reduction during the fatigue of a (0/90)_s GFRP laminate. *Composites Science and Technology* 22 (1), S. 23–31, 1985.
- [115] A. Poursartip; M. F. Ashby; P. Beaumont: Damage accumulation during fatigue of composites. *Scripta Metallurgica* 16 (5), S. 601–606, 1982.
- [116] Z. Hashin: Cumulative damage theory for composite materials. *Composites Science and Technology* 23 (1), S. 1–19, 1985.
- [117] B. Liu; L. B. Lessard: Fatigue and damage-tolerance analysis of composite laminates. *Composites Science and Technology* 51 (1), S. 43–51, 1994.
- [118] P. C. Chou; R. Croman: Residual Strength in Fatigue Based on the Strength-Life Equal Rank Assumption. *Journal of Composite Materials* 12 (2), S. 177–194, 1978.
- [119] K. L. Reifsnider; W. W. Stinchcomb: A Critical-Element Model of the Residual Strength and Life of Fatigue-Loaded Composite Coupons: *Composite materials: American Society for Testing Materials (ASTM STP, 907)*, 298-298-16, 1986.
- [120] R. M. Guedes: Relationship between lifetime under creep and constant stress rate for polymer-matrix composites. *Composites Science and Technology* 69 (7-8), S. 1200–1205, 2009.

- [121] W. S. Johnson; J. E. Masters; D. W. Wilson; J. Senne; J. J. Lesko; S. W. Case: A Life Prediction Methodology for Thick Section Composites Used in Civil Infrastructure. *J. Compos. Technol. Res.* 22 (4), S. 241, 2000.
- [122] A. A. Anastassopoulos; T. P. Philippidis: Clustering methodology for the evaluation of acoustic emission from composites. *Journal of Acoustic Emission* 13 (1-2), S. 11–22, 1995.
- [123] O. H. Basquin: The Exponential Law of Endurance Tests. *Proceedings Of The American Society For Testing And Materials* 10, S. 625–630, 1910.
- [124] H.-J. Christ: *Wechselverformung von Metallen*: Springer Berlin Heidelberg (WFT Werkstoff-Forschung und -Technik, 9), 1991.
- [125] U. Brandt; F. V. Lawrence; C. M. Sonsino: Fatigue crack initiation and growth in AlMg4.5Mn butt weldments. *Fat Frac Eng Mat Struct* 24 (2), S. 117–126, 2001.
- [126] S. K. Park; F. V. Lawrence: Monte Carlo simulation of weldment fatigue strength. *Journal of Constructional Steel Research* 12 (3-4), S. 279–299, 1989.
- [127] J. C. Ting; F. V. Lawrence: MODELING THE LONG-LIFE FATIGUE BEHAVIOR OF A CAST ALUMINUM ALLOY. *Fat Frac Eng Mat Struct* 16 (6), S. 631–647, 1993.
- [128] M. M. Padzi; S. Abdullah; M. Z. Nuawi: On the need to decompose fatigue strain signals associated to fatigue life assessment of the AISI 1045 carbon steel. *Materials & Design* 57, S. 405–415, 2014.
- [129] H.-Z. Ding; H. Biermann; O. Hartmann: A low cycle fatigue model of a short-fibre reinforced 6061 aluminium alloy metal matrix composite. *Composites Science and Technology* 62 (16), S. 2189–2199, 2002.
- [130] K. A. Weidenmann: *Werkstoffsysteme für verbundstranggepresste Aluminiummatrixverbunde*: Shaker (Schriftenreihe Werkstoffwissenschaft und Werkstofftechnik, Bd. 33), 2006.

- [131] M. Merzkirch; T. Hammers; A. Reeb; T. Schwind; S. Riedl; L. Thiel et al.: Fatigue Behavior and Lifetime Prediction of Unidirectionally Wire Reinforced Lightweight Metal Matrix Composites. *Adv. Eng. Mater.* 17 (6), S. 905–911, 2015.
- [132] R. Stoessel; D. Kiefel; R. Oster; B. Diewel; L. Llopart Prieto: μ -Computed Tomography for 3D Porosity Evaluation in Carbon Fiber Reinforced Plastics (CFRP), 2011.
- [133] J. Schell; M. Renggli; G. H. van Lenthe; R. Müller; P. Ermanni: Micro-computed tomography determination of glass fibre reinforced polymer meso-structure. *Composites Science and Technology* 66 (13), S. 2016–2022, 2006.
- [134] K. T. Tan; N. Watanabe; Y. Iwahori: X-ray radiography and micro-computed tomography examination of damage characteristics in stitched composites subjected to impact loading. *Composites Part B: Engineering* 42 (4), S. 874–884, 2011.
- [135] H. Nouri; G. Lubineau; D. Traudes: An experimental investigation of the effect of shear-induced diffuse damage on transverse cracking in carbon-fiber reinforced laminates. *Composite Structures* 106, S. 529–536, 2013.
- [136] T. Ireman; T. Ranvik; I. Eriksson: On damage development in mechanically fastened composite laminate. *Composite Structures* 49, S. 151–171, 2000.
- [137] S. Dietrich; K. Weidenmann; P. Elsner: 3D tomographic characterization of sandwich structures. *NDT & E International* 62, S. 77–84, 2014.
- [138] J. A. Elliott; A. H. Windle; J. R. Hobdell; G. Eeckhaut; R. J. Oldman; W. Ludwig et al.: In-situ deformation of an open-cell flexible polyurethane foam characterised by 3D computed tomography. *Journal of Materials Science* 37, S. 1547–1555, 2002.
- [139] J. Adrien; E. Maire; N. Gimenez; V. Sauyant-Moynot: Experimental study of the compression behavior of syntactic foams by in situ X-ray tomography. *Acta Materialia* 55, S. 1667–1679, 2007.

- [140] A. E. Scott; M. Mavrogordato; P. Wright; I. Sinclair; S. M. Spearing: In situ fibre fracture measurement in carbon–epoxy laminates using high resolution computed tomography. *Composites Science and Technology* 71 (12), S. 1471–1477, 2011.
- [141] A. J. Moffat; P. Wright; L. Helfen; T. Baumbach; G. Johnson; S. M. Spearing; I. Sinclair: In situ synchrotron computed laminography of damage in carbon fibre–epoxy [90/0]s laminates. *Scripta Materialia* 62 (2), S. 97–100, 2010.
- [142] P. Wright; X. Fu; I. Sinclair; S. M. Spearing: Ultra High Resolution Computed Tomography of Damage in Notched Carbon Fiber–Epoxy Composites. *Journal of Composite Materials* 42 (19), S. 1993–2002, 2008.
- [143] W. Hufenbach; R. Böhm; M. Gude; M. Berthel; A. Hornig; S. Ručevskis; M. Andrich: A test device for damage characterisation of composites based on in situ computed tomography. *Composites Science and Technology* 72 (12), S. 1361–1367, 2012.
- [144] N. Kanani: *Moderne Mess- und Prüfverfahren für metallische und andere anorganische Überzüge ; mit 23 Tabellen*: expert-Verl., 2007.
- [145] C. U. Grosse; M. Ohtsu: *Acoustic emission testing*: Springer, 2008.
- [146] J. Krautkrämer: *Werkstoffprüfung mit Ultraschall*. Fünfte, völlig überarbeitete Auflage: Springer Berlin Heidelberg, 1986.
- [147] B. Schechinger: *Schallemissionsanalyse zur Überwachung der Schädigung von Stahlbeton*: vdf Hochschulverlag AG an der ETH Zürich, 2006.
- [148] M. Merzkirch: *Verformungs- und Schädigungsverhalten der verbundstranggepressten, federstahldrahtverstärkten Aluminiumlegierung EN AW-6082*: KIT Scientific Publishing (Schriftenreihe des Instituts für Angewandte Materialien, 11), 2013.

- [149] D. G. Aggelis; T. E. Matikas: Effect of plate wave dispersion on the acoustic emission parameters in metals. *Computers & Structures* 98-99, S. 17–22, 2012.
- [150] J. Kolerus: Acoustic emission analysis. *Technisches Messen* 47 (12), S. 427–434, 1980.
- [151] J. Kolerus: Acoustic emission analysis. *Technisches Messen* 46 (11), S. 389–394, 1980.
- [152] Y. A. Dzenis; J. Qian: Analysis of microdamage evolution histories in composites. *International Journal of Solids and Structures* 38 (10-13), S. 1831–1854, 2001.
- [153] Raju; A. Azmi; B. Prusty: Acoustic emission techniques for failure characterisation in composite top-hat stiffeners. *Journal of Reinforced Plastics and Composites* 31 (7), S. 495–516, 2012.
- [154] P. J. Shull (Hg.): *Nondestructive evaluation*. ebrary, Inc: M. Dekker (Mechanical engineering, 142), 2002.
- [155] S. Köppel: *Schallemissionsanalyse zur Untersuchung von Stahlbetontragwerken*: vdf, Hochschulverl. an der ETH, 2002.
- [156] Q.-Q. Ni; M. Iwamoto: Wavelet transform of acoustic emission signals in failure of model composites. *Engineering Fracture Mechanics* 69 (6), S. 717–728, 2002.
- [157] T. M. Ely; E. K. Hill: Longitudinal splitting and fiber breakage characterization in graphite/epoxy using Acoustic Emission data. *Materials Evaluation* 1995, S. 288–294, 53.
- [158] P. Alander: Acoustic emission analysis of fiber-reinforced composite in flexural testing. *Dental Materials* 20 (4), S. 305–312, 2004.
- [159] I. Narisawa; H. Oba: An evaluation of acoustic emission from fibre-reinforced composites. *J Mater Sci* 19 (6), S. 1777–1786, 1984.
- [160] R. de Oliveira; A. T. Marques: Health monitoring of FRP using acoustic emission and artificial neural networks. *Computers & Structures* 86 (3-5), S. 367–373, 2008.

- [161] J. M. Berthelot; H. Rhazi: Acoustic emission in carbon fiber composites. *Composites Science and Technology* 37, S. 411–428, 1990.
- [162] C. Ageorges; K. Friedrich; T. Schüller; B. Lauke: Single-fibre Broutman test. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 30 (12), S. 1423–1434, 1999.
- [163] L. Li; J. H. Zhao: The Monitoring Damage Growth Processes in Glass Fiber Reinforced Composite by Amplitude Analyses. *Second International Symposium on Acoustic Emission from Reinforced Composites Montreal: Reinforced Plastics/Composites Institute*, S. 90–95, 1986.
- [164] S. Benmedakhene; M. Kenane; M. L. Benzeggagh: Initiation and growth of delamination in glass/epoxy composites subjected to static and dynamic loading by acoustic emission monitoring. *Composites Science and Technology* 59 (2), S. 201–208, 1999.
- [165] S. Barré; M. L. Benzeggagh: On the use of acoustic emission to investigate damage mechanisms in glass-fibre-reinforced polypropylene. *Composites Science and Technology* 52 (3), S. 369–376, 1994.
- [166] G. Kotsikos; J. Evans; A. Gibson; J. Hale: Environmentally enhanced fatigue damage in glass fibre reinforced composites characterised by acoustic emission. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 31 (9), S. 969–977, 2000.
- [167] R. Ujjin: Prediction of bearing failure in pion-loaded laminates. *Dissertationschrift. University of New South Wales, Sydney, Australien*, 2007.
- [168] J.-M. Park; J.-W. Kim; D.-J. Yoon: Interfacial evaluation and microfailure mechanisms of single carbon fiber/bismaleimide (BMI) composites by tensile and compressive fragmentation tests and acoustic emission. *Composites Science and Technology* 62 (6), S. 743–756, 2002.
- [169] M. Sause; T. Müller; A. Horoschenkoff; S. Horn: Quantification of failure mechanisms in mode-I loading of fiber reinforced plastics utilizing acoustic emission analysis. *Composites Science and Technology* 72 (2), S. 167–174, 2012.

- [170] M. Sause: Identification of failure mechanisms in hybrid materials utilizing pattern recognition techniques applied to acoustic emission signals: Mensch und Buch Verl., 2010.
- [171] A. C. Barnes; G. Ramirez: Acoustic emission testing of carbon fiber composite offshore drilling risers, 1998.
- [172] Z. Chen; D. Li; Y. Li; Q. Feng: Damage analysis of FRP/steel composite plates using acoustic emission. Pacific Science Review 16 (3), S. 193–200, 2014.
- [173] M. Suzuki; H. Nakanishi; M. Iwamoto; E. Jinen: Application of static fracture mechanisms of fatigue fracture behavior of class A-SMC composite. Proc. 4th Japan-US Conf. on Composite Materials 1988, S. 297–306.
- [174] K. M. Bak; K. KalaiChelvan; G. Vijayaraghavan; B. Sridhar: Acoustic emission wavelet transform on adhesively bonded single-lap joints of composite laminate during tensile test. Journal of Reinforced Plastics and Composites 32 (2), S. 87–95, 2012.
- [175] A. R. Oskouei; M. Ahmadi: Fracture Strength Distribution in E-Glass Fiber Using Acoustic Emission. Journal of Composite Materials 44 (6), S. 693–705, 2010.
- [176] P. J. de Groot; P. A. Wijnen; R. B. Janssen: Real-time frequency determination of acoustic emission for different fracture mechanisms in carbon/epoxy composites. Composites Science and Technology 55 (4), S. 405–412, 1995.
- [177] M. Iwamoto; Q.-Q. Ni; T. Fujiwara; K. Kurashiki: Intralaminar fracture mechanism in unidirectional CFRP composites. Engineering Fracture Mechanics 64 (6), S. 721–745, 1999.
- [178] A. G. Magalhães; M. de Moura: Application of acoustic emission to study creep behaviour of composite bonded lap shear joints. NDT & E International 38 (1), S. 45–52, 2005.
- [179] K. Ono: Acoustic Emission Behavior of Flawed Unidirectional Carbon Fiber-Epoxy Composites. Journal of Reinforced Plastics and Composites 7 (1), S. 90–105, 1988.
- [180] S. S. Russell; Henneke, E. G., II: Signature analysis of acoustic emission from graphite/epoxy composites.

- [181] W. H. Prosser; K. E. Jackson; S. Kellas; B. T. Smith; J. McKeon; A. Friedman: Advanced, Waveform Based Acoustic Emission Detection of Matrix Cracking in Composites. *Materials Evaluation* 53 (9), S. 1052–1058, 1995.
- [182] S. Huguet; N. Godin; R. Gaertner; Salmon, L. Villard, D.: Use of Acoustic Emission to Identify Damage Modes in Glass Fibre Reinforced Polyester. *Composites Science and Technology* 62 (10-11), S. 1433–1444, 2002.
- [183] M. Sause; S. Horn; M. Klug; J. Scholler: Anwendung von Mustererkennungsverfahren zur Schadensanalyse in faserverstärkten Kunststoffen. 17. Kolloquium Schallemission - Vortrag 02 DGZfP, S. 9–17, 2009.
- [184] K. Schubert: Beitrag zur Strukturzustandsüberwachung von faserverstärkten Kunststoffen mit Lamb-Wellen unter veränderlichen Umgebungsbedingungen: Logos Verlag Berlin, 2013.
- [185] H. K. Yuki; K. Homma: Analysis of Artificial Acoustic Emission Waveform using a Neural Network. *Journal of Acoustic Emission* 1992, 35-41.
- [186] C. Ramirez-Jimenez; N. Papadakis; N. Reynolds; T. Gan; P. Purnell; M. Pharaoh: Identification of failure modes in glass/polypropylene composites by means of the primary frequency content of the acoustic emission event. *Composites Science and Technology* 64 (12), S. 1819–1827, 2004.
- [187] M. Sause; A. Gribov; A. R. Unwin; S. Horn: Pattern recognition approach to identify natural clusters of acoustic emission signals. *Pattern Recognition Letters* 33 (1), S. 17–23, 2012.
- [188] A. Marec; J.-H. Thomas; R. El Guerjouna: Damage characterization of polymer-based composite materials. *Mechanical Systems and Signal Processing* 22 (6), S. 1441–1464, 2008.
- [189] X. Li; C. Ramirez; E. L. Hines; M. S. Leeson; P. Purnell; M. Pharaoh: Pattern recognition of fiber-reinforced plastic failure mechanism using computational intelligence techniques: IEEE International Joint Conference on Neural Networks, 2008. Hong Kong, China, 1/6/2008 - 8/6/2008: IEEE, S. 2340–2345, 2008.

- [190] T. P. Philippidis; V. N. Nikolaidis; A. A. Anastassopoulos: Damage characterization of carbon/carbon laminates using neural network techniques on AE signals. *NDT & E International* 31 (5), S. 329–340, 1998.
- [191] V. Kostopoulos; P. Karapappas; T. Loutas; A. Vavouliotis; A. Paipetis; P. Tsoira: Interlaminar Fracture Toughness of Carbon Fibre-Reinforced Polymer Laminates With Nano- and Micro-Fillers. *Strain* 47, e269-e282, 2011.
- [192] T. Kohonen: Self-organized network. *Proceedings of the IEEE* 43, 1990.
- [193] M. H. Miguélez; R. Zaera; A. Molinari; R. Cheriguene; A. Rusinek: Residual Stresses in Orthogonal Cutting of Metals. *Journal of Thermal Stresses* 32 (3), S. 269–289, 2009.
- [194] N. Chandra: Analysis of interfacial behavior in MMCs and IMCs by the use of thin-slice push-out tests. *Composites Science and Technology* 54 (1), S. 87–100, 1995.
- [195] ABAQUS: Getting Started with Abaqus - Interactive Edition: Dassault Systems Simulia Corp., 2014.
- [196] F. Aymerich; F. Dore; P. Priolo: Prediction of impact-induced delamination in cross-ply composite laminates using cohesive interface elements. *Composites Science and Technology* 68 (12), S. 2383–2390, 2008.
- [197] A. W. Al-Zand; W. Hamidon; W. Badaruzzaman; A. A. Mutalib; S. J. Hilo: Modelling the delamination failure along the CFRP-CFST beam interaction surface using different finite element techniques. *Journal of Engineering Science and Technology*, S. 1–15, 2015.
- [198] Z. Kapidžić; H. Ansell; J. Schön; K. Simonsson: Quasi-static bearing failure of CFRP composite in biaxially loaded bolted joints. *Composite Structures* 125, S. 60–71, 2015.
- [203] DIN EN 6038: Luft- und Raumfahrt - Faserverstärkte Kunststoffe - Prüfverfahren - Bestimmung der Restdruckfestigkeit nach Schlagbeanspruchung 2014, August 2014.

- [206] A. Reeb; V. Walter; V. Schulze; K. Weidenmann: Characterization of a hybrid Al₂O₃-aluminum matrix composite manufactured via composite extrusion. *Journal of Composite Materials* 50 (8), S. 1099–1108, 2016.
- [208] A. Weckenmann: *Koordinatenmesstechnik: Flexible Meßstrategien für Maß, Form und Lage*: Carl Hanser Verlag GmbH & Company KG, 2012.
- [209] Digital Wave Corporation: *Swept Sine Wave Face-to-Face Sensor Calibration*, 1996.
- [210] M. Burchak; I. Farrow; I. Bond; C. Rowland; F. MENAN: Acoustic emission energy as a fatigue damage parameter for CFRP composites. *International Journal of Fatigue* 29 (3), S. 457–470, 2007.
- [211] Y. Q. Zhang: *Computational Web Intelligence: Intelligent Technology for Web Applications*: World Scientific, 2004.
- [212] D. A. Reynolds; T. F. Quatieri; R. B. Dunn: Speaker Verification Using Adapted Gaussian Mixture Models. *Digital Signal Processing* 10 (1-3), S. 19–41, 2000.
- [213] D. A. Reynolds; R. C. Rose: Robust text-independent speaker identification using Gaussian mixture speaker models. *IEEE Trans. Speech Audio Process.* 3 (1), S. 72–83, 1995.
- [214] S. C. Kim; T. J. Kang: Texture classification and segmentation using wavelet packet frame and Gaussian mixture model. *Pattern Recognition* 40 (4), S. 1207–1221, 2007.
- [215] Y. Huang; K. B. Englehart; B. Hudgins; A. D. C. Chan: A Gaussian mixture model based classification scheme for myoelectric control of powered upper limb prostheses. *IEEE transactions on bio-medical engineering* 52 (11), S. 1801–1811, 2005.
- [216] D. Reynolds: *Gaussian Mixture Models*: Springer US, 2009.
- [217] J. J. Verbeek; N. Vlassis; B. Krose: Efficient greedy learning of gaussian mixture models. *Neural computation* 15 (2), S. 469–485, 2003.

- [218] Hastie; T.; R. Tibshirani: Discrimination Analysis by Gaussian Mixtures. *Journal of the Royal Statistical Society Series B (Methodological)* 58 (1), S. 155–176, 1996.
- [219] B. Jian; B. C. Vemuri: Robust Point Set Registration Using Gaussian Mixture Models. *IEEE transactions on pattern analysis and machine intelligence* 33 (8), S. 1633–1645, 2011.
- [220] S. Akaho; H. J. Kappen: Nonmonotonic generalization bias of Gaussian mixture models. *Neural computation* 12 (6), S. 1411–1427, 2000.
- [221] M. Behnisch: Urban data mining: Operationalisierung der Strukturerkennung und Strukturbildung von Ähnlichkeitsmustern über die gebaute Umwelt: Univ-Verlag Karlsruhe, 2008.
- [222] R. J. Hathaway: Another interpretation of the EM algorithm for mixture distributions. *Statistics & Probability Letters* 4 (2), S. 53–56, 1986.
- [223] J.-L. Gauvain; C.-H. Lee: Maximum a posteriori estimation for multivariate Gaussian mixture observations of Markov chains. *IEEE Trans. Speech Audio Process.* 2 (2), S. 291–298, 1994.
- [224] P. D. McNicholas; T. B. Murphy: Parsimonious Gaussian mixture models. *Stat Comput* 18 (3), S. 285–296, 2008.
- [225] C. C. Aggarwal; C. K. Reddy: Data clustering: Chapman and Hall/CRC (Chapman & Hall/CRC data mining and knowledge discovery series), 2014.
- [226] S. Günter; H. Bunke: Validation indices for graph clustering. *Pattern Recognition Letters* 24 (8), S. 1107–1113, 2003.
- [227] J. T. Tou: A dynamic optimal cluster-seeking technique. *International Journal of Computer and Information Sciences* 8 (6), S. 541–547, 1979.
- [228] D. L. Davies; D. W. Bouldin: A Cluster Separation Measure. *IEEE Trans. Pattern Anal. Mach. Intell. PAMI-1* (2), S. 224–227, 1979.
- [229] P. J. Rousseeuw: Silhouettes. *Journal of Computational and Applied Mathematics* 20, S. 53–65, 1987.

- [230] L. Hubert; P. Arabie: Comparing partitions. *Journal of Classification* 2 (1), S. 193–218, 1985.
- [231] E. J. Barbero: *Finite element analysis of composite materials using Abaqus*: CRC Press, Taylor & Francis Group (Composite materials, design and analysis), 2013.
- [232] Toray Carbon Fibers Europe: *High Performance Carbon Fiber TORAYCA T300/FT300*, 2012.
- [233] Sika: *Vorläufiges Produktdatenblatt: Biresin CR170 mit Biresin CH150-3 Härter*, 2010.
- [234] W. Voigt: Über die Beziehung zwischen den beiden Elastizitätskonstanten isotroper Körper. *Annalen der Physik* 12, S. 573–587, 1989.
- [235] A. Reuss: Berechnung der Fließgrenze von Mischkristallen auf Grund der Plastizitätsbedingung für Einkristalle. *Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik* 9 (1), S. 49–58, 1929.
- [236] C. Zinn; M. Schaper; J. Serna; D. Meiners; Z. Wang; T. Troester et al.: Shear edge tests: a benchmark in investigating the influence of different surface pretreatment methods on the shear stress of intrinsically manufactured metal-CFRP hybrids. *International Journal of Automotive Composites*, 2017.
- [237] J. C. Both: *Tragfähigkeit von CFK-Metall-Laminaten unter mechanischer und thermischer Belastung*. Dissertation. Technische Universität München, München. Lehrstuhl für Leichtbau, 2014.
- [238] ISO 13003: *Fibre-reinforced plastics - Determination of fatigue properties under cyclic loading conditions*, 2003.
- [239] H. Berns: Bruchverhalten der Stähle. *Mat.-wiss. u. Werkstofftech.* 11 (4), S. 145–153, 1980.
- [240] J. Koyanagi; S. Yoneyama; K. Eri; P. D. Shah: Time dependency of carbon/epoxy interface strength. *Composite Structures* 92 (1), S. 150–154, 2010.

- [241] J. Koyanagi; S. Yoneyama; A. Nemoto; J. D. D. Melo: Time and temperature dependence of carbon/epoxy interface strength. *Composites Science and Technology* 70 (9), S. 1395–1400, 2010.
- [242] E. Krempl: An experimental study of room-temperature rate-sensitivity, creep and relaxation of AISI type 304 stainless steel. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 27 (5-6), S. 363–375, 1979.
- [243] T. Nicholas: Tensile testing of materials at high rates of strain. *Experimental Mechanics* 21 (5), S. 177–185, 1981.
- [244] S.-F. Hwang; S.-M. Huang: Postbuckling behavior of composite laminates with two delaminations under uniaxial compression. *Composite Structures* 68 (2), S. 157–165, 2005.

8.2 Veröffentlichungen im Rahmen dieser Arbeit

- [25] J. Gebhardt; F. Pottmeyer; J. Fleischer; K. Weidenmann: Characterization of Metal Inserts Embedded in Carbon Fiber Reinforced Plastics. *MSF* 825-826, S. 506–513, 2015.
- [49] J. Wilkening; F. Pottmeyer; K. A. Weidenmann: Research on the interfering effect of metal inserts in carbon fiber reinforced plastics manufactured by the RTM process, 17th European Conference on Composite Materials, Munich, Germany 2016.
- [56] A. Herwig; P. Horst; C. Schmidt; F. Pottmeyer; K. A. Weidenmann: Design and mechanical characterisation of a layer wise build AFP insert in comparison to a conventional solution. eingereicht. *Production Engineering*, 2017.
- [200] M. Muth; F. Pottmeyer; K. A. Weidenmann: Investigation of the failure behavior of metal inserts embedded in CFRP under cyclic loading. *International Journal of Engineering Research & Science (IJOER)* 2 (10), S. 71–86, 2016.

- [202] F. Pottmeyer; M. Muth; K. A. Weidenmann: Research of the Load Bearing Capacity of Shape-Optimized Metal Inserts Embedded in CFRP under Different Types of Stresses. KEM 742, S. 636–643, 2017.
- [204] F. Pottmeyer; M. Weispfenning; K. A. Weidenmann: Research of the Load Bearing Capacity of Inserts embedded in CFRP under different Loading Conditions. World Academy of Science, Engineering and Technology. International Journal of Chemical, Molecular, Nuclear, Materials and Metallurgical Engineering 11 (1), S. 1–8, 2017.
- [205] F. Pottmeyer; J. Bittner; P. Pinter; K. A. Weidenmann: In-situ CT damage analysis of metal inserts embedded in carbon fiber reinforced plastics. Experimental Mechanics, 2017.
- [207] F. Pottmeyer; M. Merzkirch; O. Schlegel; K. A. Weidenmann: Investigation of the damage evolution of metal inserts embedded in CFRP by means of computed tomography and acoustic emission. eingereicht. Composites Part B: Engineering, 2016.

8.3 Studentische Arbeiten

- [48] J. Wilkening: Untersuchung der Störwirkung von Metallinserts im mittels RTM-Verfahren hergestellten CFK-Laminat. Bachelorarbeit. Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe. Institut für Angewandte Materialien, 2016.
- [199] M. Muth: Untersuchung des Versagensverhaltens von Metallinserts im CFK-Lanminat unter zyklischer Belastung. Masterarbeit. Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe. Institut für Angewandte Materialien - Werkstoffkunde, 2016.
- [201] M. Weispfenning: Untersuchung der mechanischen Belastbarkeit von CFK - Metallverbunden nach verschiedenen Beanspruchungen. Bachelorarbeit. Karlsruher Institut für Technologie, Karlsruhe. Institut für Angewandte Materialien - Werkstoffkunde, 2016.

Schriftenreihe des Instituts für Angewandte Materialien

ISSN 2192-9963

- Band 1 Prachai Norajitra
Divertor Development for a Future Fusion Power Plant. 2011
ISBN 978-3-86644-738-7
- Band 2 Jürgen Prokop
Entwicklung von Spritzgießsonderverfahren zur Herstellung von Mikrobauteilen durch galvanische Replikation. 2011
ISBN 978-3-86644-755-4
- Band 3 Theo Fett
New contributions to R-curves and bridging stresses – Applications of weight functions. 2012
ISBN 978-3-86644-836-0
- Band 4 Jérôme Acker
Einfluss des Alkali/Niob-Verhältnisses und der Kupferdotierung auf das Sinterverhalten, die Strukturbildung und die Mikrostruktur von bleifreier Piezokeramik ($K_{0,5}Na_{0,5}$)NbO₃. 2012
ISBN 978-3-86644-867-4
- Band 5 Holger Schwaab
Nichtlineare Modellierung von Ferroelektrika unter Berücksichtigung der elektrischen Leitfähigkeit. 2012
ISBN 978-3-86644-869-8
- Band 6 Christian Dethloff
Modeling of Helium Bubble Nucleation and Growth in Neutron Irradiated RAFM Steels. 2012
ISBN 978-3-86644-901-5
- Band 7 Jens Reiser
Duktilisierung von Wolfram. Synthese, Analyse und Charakterisierung von Wolframlaminaten aus Wolframfolie. 2012
ISBN 978-3-86644-902-2
- Band 8 Andreas Sedlmayr
Experimental Investigations of Deformation Pathways in Nanowires. 2012
ISBN 978-3-86644-905-3

- Band 9 Matthias Friedrich Funk
Microstructural stability of nanostructured fcc metals during cyclic deformation and fatigue. 2012
ISBN 978-3-86644-918-3
- Band 10 Maximilian Schwenk
Entwicklung und Validierung eines numerischen Simulationsmodells zur Beschreibung der induktiven Ein- und Zweifrequenzrandschichthärtung am Beispiel von vergütetem 42CrMo4. 2012
ISBN 978-3-86644-929-9
- Band 11 Matthias Merzkirch
Verformungs- und Schädigungsverhalten der verbundstrang-gepressten, federstahldrahtverstärkten Aluminiumlegierung EN AW-6082. 2012
ISBN 978-3-86644-933-6
- Band 12 Thilo Hammers
Wärmebehandlung und Recken von verbundstrang-gepressten Luftfahrtprofilen. 2013
ISBN 978-3-86644-947-3
- Band 13 Jochen Lohmiller
Investigation of deformation mechanisms in nanocrystalline metals and alloys by in situ synchrotron X-ray diffraction. 2013
ISBN 978-3-86644-962-6
- Band 14 Simone Schreijäg
Microstructure and Mechanical Behavior of Deep Drawing DC04 Steel at Different Length Scales. 2013
ISBN 978-3-86644-967-1
- Band 15 Zhiming Chen
Modelling the plastic deformation of iron. 2013
ISBN 978-3-86644-968-8
- Band 16 Abdullah Fatih Çetinel
Oberflächendefektausheilung und Festigkeitssteigerung von niederdruckspritzgegossenen Mikrobiengebalken aus Zirkoniumdioxid. 2013
ISBN 978-3-86644-976-3
- Band 17 Thomas Weber
Entwicklung und Optimierung von gradierten Wolfram/EUROFER97-Verbindungen für Divertorkomponenten. 2013
ISBN 978-3-86644-993-0

- Band 18 Melanie Senn
Optimale Prozessführung mit merkmalsbasierter Zustandsverfolgung. 2013
ISBN 978-3-7315-0004-9
- Band 19 Christian Mennerich
Phase-field modeling of multi-domain evolution in ferromagnetic shape memory alloys and of polycrystalline thin film growth. 2013
ISBN 978-3-7315-0009-4
- Band 20 Spyridon Korres
On-Line Topographic Measurements of Lubricated Metallic Sliding Surfaces. 2013
ISBN 978-3-7315-0017-9
- Band 21 Abhik Narayan Choudhury
Quantitative phase-field model for phase transformations in multi-component alloys. 2013
ISBN 978-3-7315-0020-9
- Band 22 Oliver Ulrich
Isothermes und thermisch-mechanisches Ermüdungsverhalten von Verbundwerkstoffen mit Durchdringungsgefüge (Preform-MMCs). 2013
ISBN 978-3-7315-0024-7
- Band 23 Sofie Burger
High Cycle Fatigue of Al and Cu Thin Films by a Novel High-Throughput Method. 2013
ISBN 978-3-7315-0025-4
- Band 24 Michael Teutsch
Entwicklung von elektrochemisch abgeschiedenem LIGA-Ni-Al für Hochtemperatur-MEMS-Anwendungen. 2013
ISBN 978-3-7315-0026-1
- Band 25 Wolfgang Rheinheimer
Zur Grenzflächenanisotropie von SrTiO₃. 2013
ISBN 978-3-7315-0027-8
- Band 26 Ying Chen
Deformation Behavior of Thin Metallic Wires under Tensile and Torsional Loadings. 2013
ISBN 978-3-7315-0049-0

- Band 27 Sascha Haller
Gestaltfindung: Untersuchungen zur Kraftkegelmethode. 2013
ISBN 978-3-7315-0050-6
- Band 28 Nicht erschienen
- Band 29 Gunnar Picht
Einfluss der Korngröße auf ferroelektrische Eigenschaften dotierter $\text{Pb}(\text{Zr}_{1-x}\text{Ti}_x)\text{O}_3$ Materialien. 2013
ISBN 978-3-7315-0106-0
- Band 30 Esther Held
Eigenspannungsanalyse an Schichtverbunden mittels inkrementeller Bohrlochmethode. 2013
ISBN 978-3-7315-0127-5
- Band 31 Pei He
On the structure-property correlation and the evolution of Nanofeatures in 12-13.5% Cr oxide dispersion strengthened ferritic steels. 2014
ISBN 978-3-7315-0141-1
- Band 32 Jan Hoffmann
Ferritische ODS-Stähle – Herstellung, Umformung und Strukturanalyse. 2014
ISBN 978-3-7315-0157-2
- Band 33 Wiebke Sittel
Entwicklung und Optimierung des Diffusionsschweißens von ODS Legierungen. 2014
ISBN 978-3-7315-0182-4
- Band 34 Osama Khalil
Isothermes Kurzzeitermüdungsverhalten der hoch-warmfesten Aluminium-Knetlegierung 2618A (AlCu2Mg1,5Ni). 2014
ISBN 978-3-7315-0208-1
- Band 35 Magalie Huttin
Phase-field modeling of the influence of mechanical stresses on charging and discharging processes in lithium ion batteries. 2014
ISBN 978-3-7315-0213-5
- Band 36 Christoph Hage
Grundlegende Aspekte des 2K-Metallpulverspritzgießens. 2014
ISBN 978-3-7315-0217-3

- Band 37 Bartłomiej Albiński
Instrumentierte Eindringprüfung bei Hochtemperatur für die Charakterisierung bestrahlter Materialien. 2014
ISBN 978-3-7315-0221-0
- Band 38 Tim Feser
Untersuchungen zum Einlaufverhalten binärer alpha-Messinglegierungen unter Ölschmierung in Abhängigkeit des Zinkgehaltes. 2014
ISBN 978-3-7315-0224-1
- Band 39 Jörg Ettrich
Fluid Flow and Heat Transfer in Cellular Solids. 2014
ISBN 978-3-7315-0241-8
- Band 40 Melanie Syha
Microstructure evolution in strontium titanate Investigated by means of grain growth simulations and x-ray diffraction contrast tomography experiments. 2014
ISBN 978-3-7315-0242-5
- Band 41 Thomas Haas
Mechanische Zuverlässigkeit von gedruckten und gasförmig abgeschiedenen Schichten auf flexiblem Substrat. 2014
ISBN 978-3-7315-0250-0
- Band 42 Aron Kneer
Numerische Untersuchung des Wärmeübertragungsverhaltens in unterschiedlichen porösen Medien. 2014
ISBN 978-3-7315-0252-4
- Band 43 Manuel Feuchter
Investigations on Joule heating applications by multiphysical continuum simulations in nanoscale systems. 2014
ISBN 978-3-7315-0261-6
- Band 44 Alexander Vondrous
Grain growth behavior and efficient large scale simulations of recrystallization with the phase-field method. 2014
ISBN 978-3-7315-0280-7
- Band 45 Tobias Kennerknecht
Fatigue of Micro Molded Materials – Aluminum Bronze and Yttria Stabilized Zirconia. 2014
ISBN 978-3-7315-0293-7

- Band 46 Christopher Scherr
Elektrochemisches Verhalten von Lithium-Schwefel-Zellen mit unterschiedlicher Kathodenstruktur. 2015
ISBN 978-3-7315-0296-8
- Band 47 Konstantin Frölich
Der Decal-Prozess zur Herstellung katalysatorbeschichteter Membranen für PEM-Brennstoffzellen. 2015
ISBN 978-3-7315-0334-7
- Band 48 Benedikt Haspel
Werkstoffanalytische Betrachtung der Eigenschaften von mittels neuartiger RTM-Fertigungsprozesse hergestellten glasfaserverstärkten Polymerverbunden. 2015
ISBN 978-3-7315-0337-8
- Band 49 Marco Berghoff
Skalenübergreifende Modellierung und Optimierung vom atomistischen kristallinen Phasenfeldmodell bis zur mesoskopischen Phasenfeldmethode. 2015
ISBN 978-3-7315-0416-0
- Band 50 Michael Selzer
Mechanische und Strömungsmechanische Topologieoptimierung mit der Phasenfeldmethode. 2016
ISBN 978-3-7315-0431-3
- Band 51 Michael Mahler
Entwicklung einer Auswertemethode für bruchmechanische Versuche an kleinen Proben auf der Basis eines Kohäsivzonenmodells. 2016
ISBN 978-3-7315-0441-2
- Band 52 Christoph Bohnert
Numerische Untersuchung des Verformungs- und Bruchverhaltens von einkristallinem Wolfram auf mikroskopischer Ebene. 2016
ISBN 978-3-7315-0444-3
- Band 53 Stefan Guth
Schädigung und Lebensdauer von Nickelbasislegierungen unter thermisch-mechanischer Ermüdungsbeanspruchung bei verschiedenen Phasenlagen. 2016
ISBN 978-3-7315-0445-0

- Band 54 Markus Klinsmann
The Effects of Internal Stress and Lithium Transport on Fracture in Storage Materials in Lithium-Ion Batteries. 2016
ISBN 978-3-7315-0455-9
- Band 55 Thomas Straub
Experimental Investigation of Crack Initiation in Face-Centered Cubic Materials in the High and Very High Cycle Fatigue Regime. 2016
ISBN 978-3-7315-0471-9
- Band 56 Maren Lepple
Kupfer- und Eisenoxide als Konversions-Elektrodenmaterialien für Lithium-Ionen-Batterien: Thermodynamische und Elektrochemische Untersuchungen. 2016
ISBN 978-3-7315-0482-5
- Band 57 Stefan Andreas Slaby
Charakterisierung und Bewertung der Zug- und Ermüdungseigenschaften von Mikrobauteilen aus 17-4PH Edelstahl. Ein Vergleich von mikropulverspritzgegossenem und konventionell hergestelltem Material. 2017
ISBN 978-3-7315-0484-9
- Band 58 Kumar Ankit
Phase-field modeling of microstructural pattern formation in alloys and geological veins. 2016
ISBN 978-3-7315-0491-7
- Band 59 Kuo Zhang
Characterization and Modeling of the Ratcheting Behavior of the Ferritic-Martensitic Steel P91. 2017
ISBN 978-3-7315-0503-7
- Band 60 Jens Bauer
Mechanische Metamaterialien – Hohe Festigkeit und niedrige Dichte durch Mikroarchitektur und Materialdesign. 2017
ISBN 978-3-7315-0506-8
- Band 61 Fabian Lemke
Untersuchung des Sinterverhaltens von SrTiO₃ unter Berücksichtigung der Defektchemie. 2016
ISBN 978-3-7315-0510-5

- Band 62 Johannes Kümmel
Detaillierte Analyse der Aufbauschneidenbildung bei der Trockenerspannung von Stahl C45E mit Berücksichtigung des Werkzeugverschleißes. 2016
ISBN 978-3-7315-0518-1
- Band 63 László Hagymási
Modellierung der Stoffübertragung beim Niederdruck-carbonitrieren mit Ammoniak und Acetylen. 2016
ISBN 978-3-7315-0568-6
- Band 64 Reza Eslami
A novel micro-mechanical model for prediction of multiaxial high cycle fatigue at small scales. 2017
ISBN 978-3-7315-0583-9
- Band 65 Sebastian Schulz
Phase-field simulations of multi-component solidification and coarsening based on thermodynamic datasets. 2017
ISBN 978-3-7315-0618-8
- Band 66 Markus Stricker
Die Übertragung von mikrostrukturellen Eigenschaften aus der diskreten Versetzungsdynamik in Kontinuumsbeschreibungen. 2017
ISBN 978-3-7315-0658-4
- Band 67 Luis Straßberger
Untersuchung und Modellierung des viskoplastischen Verformungsverhaltens oxidpartikelverstärkter Stähle. 2017
ISBN 978-3-7315-0674-4
- Band 68 Mark Wobrock
Microplasticity of idealized single crystalline Ag cantilevers characterized with methods of high resolution. 2017
ISBN 978-3-7315-0682-9
- Band 69 Amritesh Kumar
Micromechanical study on the deformation behaviour of directionally solidified NiAl-Cr eutectic composites. 2017
ISBN 978-3-7315-0694-2
- Band 70 Johannes Hötzer
Massiv-parallele und großskalige Phasensfeldsimulationen zur Untersuchung der Mikrostrukturentwicklung. 2017
ISBN 978-3-7315-0693-5

- Band 71 Thomas Hupfer
**Herstellung von LATP für den Einsatz als Festkörper-
elektrolyt und dessen Eigenschaften. 2017**
ISBN 978-3-7315-0702-4
- Band 72 Florentin Pottmeyer
**Schädigungsverhalten von in CFK-Laminaten eingebetteten
Inserts unter bauteilnahen Beanspruchungen. 2017**
ISBN 978-3-7315-0719-2

KARLSRUHER INSTITUT FÜR TECHNOLOGIE (KIT)
SCHRIFTENREIHE DES INSTITUTS FÜR ANGEWANDTE MATERIALIEN

Metallische Inserts stellen ein alternatives Verbindungskonzept dar, um im Kontext des Multi-Material-Designs (endlos-) faserverstärkte Kunststoffe (FVK) mit metall- oder anderen kunststoffbasierten Bauteilen zu verbinden. Je nach Preformingprozess kann eine faserschonende Einbettung der Inserts dazu beitragen, negative Lochleibungseffekte alternativer FVK-Verbindungstechnologien zu vermeiden und dadurch die Festigkeit der Verbindung und das Leichtbaupotential weiter zu steigern. Die vorliegende Arbeit beinhaltet die Untersuchung und der daraus resultierende, systematische Vergleich und Bewertung zweier punktförmiger Insertkonzepte. Diese bestehen aus einer geschweißten Referenz und einer gestaltoptimierten, gedrehten Variante. Die abschließend im Resin-Transfer-Molding Prozess gefertigten Proben wurden unter bauteilnahen Beanspruchungen hinsichtlich der erzielbaren Festigkeiten und ihres Schädigungsverhaltens untersucht. Zudem wurde die Schädigungsentwicklung mit Hilfe verschiedener Untersuchungsmethoden detailliert beschrieben und gegenübergestellt.

ISSN 2192-9963
ISBN 978-3-7315-0719-2

