

TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN

Lehrstuhl für Leichtbau

**Thermo-mechanisches Schädigungsverhalten in
faserverstärkten Kunststoffen an werkstoffhybriden
Fügeverbindungen**

Julia Elke Elisabeth Wagner

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

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Michael Zäh

Prüfer der Dissertation: 1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Horst Baier
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Klaus Drechsler

Die Dissertation wurde am 18.06.2015 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 01.12.2015 angenommen.

Danksagung

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Doktorandin bei der BMW Group.

Mein erster und besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Horst Baier, Leiter des Lehrstuhls für Leichtbau der Technischen Universität München, für die Betreuung und Unterstützung der Arbeit sowie für die Erstellung des Erstgutachtens. Für das große Interesse an meinem Promotionsthema und die offenen und ausführlichen Diskussionen bedanke ich mich ausdrücklich.

Prof. Dr.-Ing. Klaus Drechsler, Leiter des Lehrstuhls für Carbon Composites der Technischen Universität München, danke ich für die Übernahme des Zweitgutachtens.

Ich danke Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael Zäh, Leiter des Lehrstuhls für Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik der Technischen Universität München, für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Mein Dank gilt auch meinen Kollegen für ständige Diskussionsbereitschaft und die Gewährung wissenschaftlicher Freiräume.

Besonders bedanke ich mich bei meiner Familie und meinen Freunden für die stete Unterstützung.

Kurzfassung

Die thermo-mechanische Beanspruchung faserverstärkter Werkstoffe (FVW) mit Epoxidharzmatrix, wie sie beispielsweise im Automobilbau während der Prozesskette Lackierte Karosserie auftritt, beeinflusst das Tragverhalten mechanischer Fügeverbindungen. Die im direkten Umfeld einer Fügestelle entstehende Schädigung in FVW wird experimentell und numerisch für Bolzen- und Blindnietverbindungen umfassend charakterisiert. Dabei werden geometrische, mechanische und prozesstechnische Einflussgrößen auf die Ausbreitung geschädigter Flächen bewertet und ein statistisches Abschätzungsmodell zur Bestimmung der Resttragfähigkeit geschädigter Verbindungen vorgestellt.

Abstract

Thermo-mechanical loading of epoxy carbon fiber reinforced plastic (CFRP), as applied within the process chain painted body in automobile manufacture, influences the load-bearing capacity of mechanical joints. The damage of the CFRP in the immediate vicinity of the joints is comprehensively characterized experimentally as well as numerically for a pin and a blind rivet. The geometrical, mechanical and process related influencing factors are assessed for damage propagation. Moreover, a statistical model for estimating the residual load carrying capacity of damaged joints is presented.

Inhaltsverzeichnis

1	Einführung	1
1.1	Problemstellung und Motivation	3
1.2	Gliederung der Arbeit	4
2	Ausgangssituation und Grundlagen	7
2.1	Verbindungstechnik in der Prozesskette Lackierte Karosserie	8
2.1.1	Prozessablauf	8
2.1.2	Fügetechnik	10
2.2	Klebstoffaushärtung	12
2.3	Temperaturabhängigkeit der Materialdaten	13
2.4	Feuchtigkeitseinflüsse	14
2.5	Einfluss thermischer Eigenspannungen auf die Schädigung in FVW	15
2.6	Definition der Schädigung	21
2.6.1	Arten der Schädigung in FVW	21
2.6.2	Wirkzusammenhänge	22
2.6.3	Festlegung des Schädigungsbegriffs	25
2.7	Ableitung eines Handlungsbedarfs und Untersuchungsziele	25
3	Schädigungsursachen und Prüfverfahren	29
3.1	Werkstoffe	29
3.2	Schädigung in der Prozesskette Lackierte Karosserie	31
3.2.1	Ausgangsmerkmale im FVW	31
3.2.2	Locheinbringung	32
3.2.3	Fügapunkteinbringung	35
3.2.4	Belastung der Verbindung	36
3.2.5	Verbindungsversagen	37
3.3	Prüfmethoden	39
3.3.1	Zerstörungsfreie Prüfung	40
3.3.2	Zerstörende Prüfung	51
3.4	Automatisierte Vermessung der Schädigung von FVW	52
3.5	Kalibrierung der Auswertemethode	55
3.6	Erarbeitete Kerneergebnisse	58

4	Experimentelle Untersuchung	59
4.1	Untersuchung der Nietverbindung	59
4.1.1	Setzkräfte	59
4.1.2	Klemmkräfte	60
4.2	Schädigungsverhalten von Bolzenverbindungen in FVW	67
4.2.1	Prüfablauf und Ergebnisse	69
4.2.2	Schädigungsverhalten bei thermischer und mechanischer Belastung .	70
4.2.3	Schädigungsverhalten bei Feuchtelasten der Prozesskette Lackierte Karosserie	76
4.3	Schädigungsverhalten von Blindnietverbindungen in FVW	76
4.3.1	Einfluss der Fügepunkteinbringung auf das Schädigungsverhalten .	77
4.3.2	Einfluss von herstellungsbedingten Vorschädigungen des FVW . . .	79
4.3.3	Einfluss des Belastungswinkels auf die Schädigung an Blindnietver- bindungen in FVW	83
4.3.4	Herausforderungen der Schädigungsbewertung bei Versuchen am Füge- verbund	93
4.4	Schädigungsverhalten an Bauteilen	96
4.4.1	Prüfaufbau und -ablauf	96
4.4.2	Scherzugverhalten des Dachspriegels	98
4.4.3	Einschränkungen der Übertragbarkeit von Bauteilversuchen	101
4.5	Vorgehensempfehlung zur Zugprüfung von Fügeverbindungen	103
4.6	Erarbeitete Kernergebnisse	105
5	Numerische Untersuchung und deren Validierung	107
5.1	Zielsetzung der Simulation	107
5.2	Simulation der Bolzenverbindung	108
5.2.1	Modellierung des FVW	108
5.2.2	Auswertung der geschädigten Flächen	109
5.3	Validierung des Modells	110
5.3.1	Steifigkeitsverhalten im Bolzenzug	111
5.3.2	Experimentelle Bestimmung der Dehnungen im Bolzenzug	112
5.3.3	Gegenüberstellung der Dehnungen aus Experiment und Simulation	114
5.4	Modellierung des Fügeverbunds mit einem Blindniet	116
5.4.1	Modellierung der Nietverbindung	116
5.4.2	Prämissen der Modellierung	119
5.5	Parameterstudien	121
5.6	Vorgehensempfehlung zur Auslegung von Blindnieten für FVW	127
5.7	Erarbeitete Kernergebnisse	129
6	Abschätzungsmodell zur Bestimmung der Resttragfähigkeit	131
6.1	Theoretisches Modell	131
6.2	Anwendungsbeispiel Bolzenzug	133
6.3	Diskussion des Gültigkeitsbereichs	136

6.4 Erarbeitete Kerneergebnisse	137
7 Zusammenfassung und Ausblick	139
A Anhang	141
A.1 Im Rahmen dieser Dissertation betreute Studienarbeiten	144
A.2 Im Rahmen dieser Dissertation entstandene Veröffentlichungen	144
A.3 Im Rahmen dieser Dissertation entstandene Patentanmeldungen	145
Literaturverzeichnis	153

Abbildungsverzeichnis

1.1	Fahrgastzelle des BMW i3 aus Faserverbundwerkstoff [52]	1
1.2	Prozessablauf der konventionellen Fahrzeugproduktion in Großserie	2
1.3	Beispielhafter Einsatz eines Bauteils aus FVW als Dachverstrebung	3
1.4	Inhaltliche Gliederung der Arbeit	4
2.1	Klebstofffreier Bereich um den Fügepunkt einer Blindnietverbindung	7
2.2	Ablauf der Prozesskette Lackierte Karosserie	9
2.3	Blindniete für den Einsatz im Karosseriebau	10
2.4	Halbhohlstanzniete für den Einsatz im Karosseriebau	11
2.5	Temperaturkurve der Lacktrocknung	12
2.6	Temperaturabhängigkeit des E-Moduls des Materials Gelege-NP	14
2.7	Makromechanische Eigenspannungen in Abhängigkeit der Temperatur	18
2.8	Mikromechanische Eigenspannungen in Abhängigkeit der Temperatur	20
2.9	Typische Schadensarten in FVW im Umfeld mechanischer Fügepunkte	22
2.10	Delaminationsmodi in Abhängigkeit der wirkenden Belastung	23
2.11	Beschreibung des kohäsiven Kontakts der Lagen eines FVW	24
2.12	Vereinfachung des Belastungszustands einer Blindnietverbindung	24
3.1	FVW in der Automobilindustrie und Luft- und Raumfahrt	30
3.2	Schritte der zustandsabhängigen Schadensbeurteilung	32
3.3	Entstehung einer Delamination beim Bohren von FVW	33
3.4	Häufigkeitsverteilung der gemessenen Fläche der Schädigung	35
3.5	Kraftübertragung an hülsenfaltenden und hülsenweitenden Blindnieten	36
3.6	Versagensarten von Bolzenverbindungen in Faserverbundwerkstoffen	37
3.7	Beispielhaftes Tragverhalten einer Bolzenverbindung	38
3.8	Demonstratorprobe zur vergleichenden Untersuchung der Prüfmethode	40
3.9	Anforderungen an die zerstörungsfreie Prüfung von FVW	41
3.10	Ultraschallprüfung in Tauchtechnik mit einem punktfokussierten Prüfkopf	43
3.11	Detektion der Schädigung in Ultraschallprüfung in Tauchtechnik	44
3.12	Ultraschall C-Bilder der Demonstratorproben	44
3.13	Mechanische Schwingungsanalyse einer Fügeverbindung	46
3.14	Thermographieprüfung der Demonstratorproben	47
3.15	Computertomographieaufnahme der Demonstratorproben	48
3.16	Beispielhafte Schlibfbilder der Blindnietverbindung der Demoprobe	52
3.17	Flussdiagramm des Programmablaufs zur Vermessung der Bilddaten	53

3.18	Letzter Schritt des Ablaufs „Schädigung identifizieren“	55
4.1	Ablauf des Setzvorgangs eines hülsenfaltenden Blindniets	60
4.2	Beispielhafter Verlauf der auf die Verbindung wirkenden Kraft	61
4.3	Messmethoden zur Bestimmung der Klemmkraft von Blindnieten	62
4.4	Messvorrichtung zur Bestimmung der Klemmkraft	64
4.5	Ablauf der Klemmkraftmessung von Blindnieten	65
4.6	CAD-Modell der zusammengebauten Vorrichtung zum Bolzenzug	69
4.7	Geschädigte Fläche um das Nietloch	71
4.8	Charakteristische Morphologie der geschädigten Flächen	71
4.9	Ablauf der Schädigung im betrachteten Aufbau des Gelege Werkstoffs	72
4.10	Regression der Energie und der geschädigten Fläche im Bolzenzug	75
4.11	Einfluss des Nietsetzens und Nietentfernens auf die Schädigungsfläche	79
4.12	Prozentuale Festigkeitsabnahme bei Vorschädigung	81
4.13	Im Herstellungsprozess in den FVW eingebrachte Schädigungen	82
4.14	Skizze der KS2-Probe	83
4.15	Vorrichtungen zur Zugprüfung unter verschiedenen Zugkraftwinkeln	84
4.16	Probekörper und Vorrichtung für verschiedene Belastungswinkel	85
4.17	Zugkraft-Weg-Verläufe bei einem Zugkraftwinkel von 0°	87
4.18	Zugkraft-Weg-Verläufe bei einem Zugkraftwinkel von $22,5^\circ$	88
4.19	Zugkraft-Weg-Verläufe bei einem Zugkraftwinkel von 45°	89
4.20	Zugkraft-Weg-Verläufe bei einem Zugkraftwinkel von $67,5^\circ$	89
4.21	Zugkraft-Weg-Verläufe bei einem Zugkraftwinkel von 90°	90
4.22	Einfluss des Belastungswinkels bei geringen Lasten	91
4.23	Einfluss des Belastungswinkels bei hohen Lasten	92
4.24	Schädigungsverhalten der Blindnietprobekörper	93
4.25	Geometrie des Dachspriegels	96
4.26	Vorrichtungen zur Zugprüfung des Dachspriegels	97
4.27	Vergleich der Kraft-Weg-Kurven des Dachspriegelversuchs	99
4.28	Vergleich der geschädigten Flächen des Dachspriegelversuchs	100
4.29	Rheologisches Ersatzmodell des Zugversuchs des Dachspriegels	102
5.1	Lagenaufbau und Dimensionen des Laminats für die Simulation	109
5.2	Auswertung der geschädigten Flächen der Simulation	110
5.3	Vergleich experimenteller und numerisch berechneter Kraft-Weg-Kurven	111
5.4	Vorrichtung für den Bolzenzugversuch mit einseitiger Zugänglichkeit	112
5.5	Skizze und Foto der DMS-Messung der Bolzenzugprobe	113
5.6	Prüfaufbau der optischen Dehnungsmessung mittels Grauwertkorrelation	114
5.7	Grauwertanalyse der Dehnungen der Bolzenzugprobe	115
5.8	Modellierung des Blindniets für die Simulation	117
5.9	Ableitung der Klemmflächen des Blindniets	118
5.10	Unterschiedliche Elementierung kontaktschließender Körper am Lochrand	120
5.11	Parametrierbare Größen des FVW und des Niets in der Simulation	122

5.12	Zusammenhang Kraft-Weg-Verhalten zu geschädigter Fläche	123
5.13	Wechselwirkungsdiagramme der Einstellgrößen d_{Delam} , F_K und $d_{Schließk}$. .	124
5.14	Haupteffekte der Einstellgrößen d_{Delam} , F_K und $d_{Schließk}$	125
5.15	Verhältnis der Flächenpressung zu der geschädigten Fläche	126
5.16	Geschädigte Fläche des FVW in Abhängigkeit der Zugkraft	128
6.1	Abschätzungsmodell der Resttragfähigkeit mittels des Konfidenzintervalls .	132
6.2	Histogramm der Residuen der Messergebnisse des Bolzenzugs	134
6.3	Ableitung der Resttragfähigkeit einer neuen Bolzenzugprobe	135
A.1	Zeichnung der Zugprüfungsvorrichtung bei einem Zugkraftwinkel von 0° . .	141
A.2	Zeichnung der Zugprüfungsvorrichtung bei einem Zugkraftwinkel von $22,5^\circ$	142
A.3	Zeichnung der Zugprüfungsvorrichtung bei einem Zugkraftwinkel von 45° .	142
A.4	Zeichnung der Zugprüfungsvorrichtung bei einem Zugkraftwinkel von $67,5^\circ$	143
A.5	Zeichnung der Zugprüfungsvorrichtung bei einem Zugkraftwinkel von 90° .	143

Tabellenverzeichnis

3.1	Laminataufbau der verwendeten FVW	30
3.2	Werkstoffkennwerte der verwendeten FVW	31
3.3	Vergleich zerstörungsfreier Prüfverfahren	49
3.4	Gegenüberstellung des Auswerteprogramms mit der zerstörenden Prüfung .	56
4.1	Bewertung fügetechnischer Einflussgrößen auf die Klemmkraft	67
4.2	Vergleichs-Feuchtelast in Anlehnung an den KTL-Prozess	76
4.3	Im Herstellprozess eingebrachte Vorschädigungen in den FVW	80
4.4	Einflussfaktoren auf die Messergebnisse bei der Zugprüfung	94
4.5	Empfohlener Absicherungsumfang für Fügeverbindungen	104
5.1	Werte der parametrierbaren Einstellgrößen des FE-Modells	121
6.1	Werte der Schädigungsfläche und Zugkraftenergie	134

Nomenklatur

Formelzeichen: Lateinische Buchstaben

\mathbf{A}	Steifigkeitsmatrix des Laminats im x-y-Koordinatensystem
A_F	Schadensgröße einer Fügeverbindung
A_U	kritische Größe der geschädigten Fläche einer Fügeverbindung
d	Lochdurchmesser
d_{Bolzen}	Bolzendurchmesser
d_{Delam}	Durchmesser des delaminierten Bereichs
d_{Red}	Durchmesser des Bereichs reduzierter Schubsteifigkeit
$d_{Schließk}$	Durchmesser der Auflagefläche des Schließkopfs
e	Randabstand
$E_{F,11}$	E-Modul der Faser in Faserlängsrichtung
$E_{F,22}$	E-Modul der Faser quer zur Faserlängsrichtung
E_M	E-Modul der Matrix
E_{\parallel}	E-Modul der UD-Schicht in Faserlängsrichtung
E_{\perp}	E-Modul der UD-Schicht quer zur Faserlängsrichtung

F_K	Klemmkraft
F_L	Lochleibungskraft
F_Z	Zugkraft
G_{Ic}	Energiefreisetzungsrate bei Mode I Belastung
G_{IIc}	Energiefreisetzungsrate bei Mode II Belastung
G_{IIIc}	Energiefreisetzungsrate bei Mode III Belastung
G_F	Schubmodul der Faser
G_M	Schubmodul der Matrix
$G_{\perp\parallel}$	Schubmodul der UD-Schicht
$G(X_i)_{max}$	obere Grenze des Konfidenzintervalls \hat{I}
$G(X_i)_{min}$	untere Grenze des Konfidenzintervalls \hat{I}
H	Gesamtdicke einer Probe
h	Restmaterialdicke einer im Locheinbringungsprozess befindlichen Probe
\hat{I}	Konfidenzintervall
k	UD-Lage
L	Länge
L_0	Ursprungslänge
ΔL	Längenänderung
$l_{Schnitt}$	Längenausprägung der gemessenen Schädigung am Schnittbild
l_{US}	Längenausprägung der gemessenen Schädigung mittels Ultraschall
n	Anzahl

$\vec{n}_{th,xy}$	Vektor der mechanischen Vergleichskraft
Q	Steifigkeitsmatrix der UD-Schicht im 1-2-Koordinatensystem
\bar{Q}	Steifigkeitsmatrix der UD-Schicht im x-y-Koordinatensystem
T	Temperatur
T_g	Glasübergangstemperatur
$T_{g,mid}$	Temperatur in der Mitte des Glasübergangsbereichs
$T_{g,onset}$	Temperatur bei Beginn des Glasübergangsbereichs
t_{ges}	Dicke des Laminats
t_k	Dicke der Schicht k
T_{red}	spannungsfreie Temperatur
w	Probenbreite
W_F	aufgenommene Zugkraftenergie einer Fügeverbindung
$W_{F,max}^\beta$	maximale aufgenommene Zugkraftenergie einer Fügeverbindung mit der Wahrscheinlichkeit β
W_{gesamt}	gesamte in das System eingebrachte Zugkraftarbeit
$W_{Kopfzug}$	Zugkraftarbeit bei Belastung auf Kopfzug
$W_{R,min}$	minimale Resttragfähigkeit einer Fügeverbindung
$W_{U,min}^\beta$	minimale aufgenommene Zugkraftenergie einer Fügeverbindung bis zum kritischen Versagen mit der Wahrscheinlichkeit β
$W_{Scherzug}$	Zugkraftarbeit bei Belastung auf Scherzug
W_U	aufgenommene Zugkraftenergie einer Fügeverbindung bis zum kritischen Versagen
\bar{X}	Mittelwert aller Eingangsgrößen X_i

X_i	Eingangsvariable für die Berechnung des Konfidenzintervalls, hier: $X_i = A_F$
\hat{Y}_0	Vorhersagewert auf der Regressionsgerade für die Eingangsvariable X_0
\bar{Y}_0	abgeschätzter Mittelwert für die Eingangsvariable X_0

Formelzeichen: Griechische Buchstaben

$\alpha_{F,11}$	Wärmeausdehnungskoeffizient der Faser in Faserlängsrichtung
α_M	Wärmeausdehnungskoeffizient der Matrix
$\alpha_{V,11}$	Wärmeausdehnungskoeffizient der UD-Schicht in Faserlängsrichtung
$\vec{\alpha}_{xy,k}$	Wärmeausdehnungskoeffizient der UD-Schicht k im x-y-Koordinatensystem
β	Auftretenswahrscheinlichkeit
δ_{start}	initiale Rissöffnungslänge
δ_{UF}	Rissöffnungslänge bei Trennung des Kontakts der Lagen
$\vec{\epsilon}_{12,k}$	Vektor der Dehnung jeder UD-Schicht k im 1-2-Koordinatensystem
$\epsilon_{F,11}$	Dehnung der Faser in Faserlängsrichtung
ϵ_M	Dehnung der Matrix
$\vec{\epsilon}_{th,res,xy,k}$	Vektor der aufgezwungenen Dehnung jeder UD-Schicht k im x-y-Koordinatensystem
$\vec{\epsilon}_{th,xy}$	Vektor der Gesamtdehnung des Verbunds im x-y-Koordinatensystem
$\epsilon_{UD,11}$	Dehnung der UD-Schicht in Faserlängsrichtung
μ_i	Reibzahl

$\nu_{F,21}$	Querkontraktionszahl der Faser
ν_M	Querkontraktionszahl der Matrix
$\nu_{\parallel\perp}$	kleine Querkontraktionszahl der UD-Schicht
$\nu_{\perp\parallel}$	große Querkontraktionszahl der UD-Schicht
φ_F	Faservolumenanteil
σ	Standardabweichung
$\hat{\sigma}$	Standardabweichung für den abgeschätzten Mittelwert \bar{Y}_0
$\vec{\sigma}_{12,k}$	Vektor der Spannung jeder UD-Schicht k im 1-2-Koordinatensystem
$\sigma_{F,11}$	Spannung der Faser in Faserlängsrichtung
σ_M	Spannung der Matrix

Abkürzungen

CAD	Computer Aided Design
CSDMG	cohesive surface damage; Schädigungsvariable der Simulation
CT	Computertomographie
DMS	Dehnmessstreifen
FEM	Finite Elemente Methode
FVW	Faserverbundwerkstoff
G-Faser	Glasfaser
HSV	Hue Saturation Value; Farbraum
KTL	Kathodische Tauchlackierung
MSA	Mechanische Schwingungsanalyse
NP	Nasspressen
RGB	Rot Grün Blau; Farbraum
RTM	Resin Transfer Molding
TH	Thermographie
UD	unidirektional
US	Ultraschall

1 Einführung

Die Umkehr der Gewichtsspirale beginnt mit der Reduktion des Karosseriegewichts¹, woraus sich weitere Leichtbaupotentiale erschließen [25, S.41]. Ein geringeres Karosseriegewicht befähigt die schlankere Auslegung des Fahrwerks, kleiner dimensionierte Antriebe und nicht zuletzt Einsparungen der Tankgröße. Der Einsatz von Faserverbundwerkstoffen (FVW) bietet daher gerade bei der Anwendung im Karosseriebau Potential, die abwärtsgerichtete Gewichtsspirale anzustoßen. Die Bestrebungen konsequenter Gewichtseinparung im Fahrzeugbau tragen zudem dazu bei geforderte Grenzen der CO_2 -Emissionen einzuhalten. Für die Berechnung des CO_2 -Fußabdrucks werden nicht nur die im Fahrbetrieb ausgestoßenen Treibhausgase berücksichtigt, sondern auch die Emissionen der durchlaufenen Herstellprozesse und Transportwege. In den letzten Jahren rückt daher die wirtschaftliche Umsetzung der Nachhaltigkeit immer mehr in den Fokus der Produktionsabläufe.

In der Automobilindustrie wurden in den letzten Jahren verschiedene Ansätze zur Gewichtseinparung durch Faserverbundwerkstoffe entwickelt. Für Sportwagen, wie beispielsweise die BMW M Modelle, besteht die Möglichkeit, das Fahrzeugdach aus Faserverbundwerkstoff (FVW) zu wählen [33]. Bei Serienfahrzeugen wie dem BMW i3 ist die Fahrgastzelle komplett aus Faserverbundwerkstoffen aufgebaut (siehe Abbildung 1.1). Dieser großflächige Einsatz von Faserverbundwerkstoffen stellt eine Neuerung des Serienfahrzeugbaus dar und grenzt sich durch abgeänderte Prozessketten von den bestehenden Schritten des Herstellprozesses von Großserienfahrzeugen ab.



Abbildung 1.1: Fahrgastzelle des BMW i3 aus Faserverbundwerkstoff [52]

¹Physikalisch korrekt handelt es sich um die Masse, im Folgenden wird auch der im Sprachgebrauch verankerte Begriff Gewicht verwendet.

Bei Beibehaltung der konventionellen Prozesskette (siehe Abbildung 1.2), welche für die Produktion metallischer Karosserien etabliert ist, ergeben sich Herausforderungen im Einsatz von Bauteilen aus FVW durch die thermischen Belastungen des Lackdurchlaufs. In Abwägung einer Umstellung der Prozesskette und der Qualifikation der Verwendung von FVW im Karosseriebau zeichnet sich die Beherrschung thermo-mechanischer Belastungen der Verbundbauteile in Mischbaustrukturen als wirtschaftlichere Lösung ab. Es wurden daher Konzepte zum spezifischen Einsatz von Faserverbundwerkstoffen am Fahrzeug entwickelt. Unter der Maxime „Das richtige Material am richtigen Ort“ werden metallische Strukturen gezielt an einzelnen Stellen mit Faserverbundbauteilen verstärkt und teilweise auch ersetzt. Die Verbindung unterschiedlicher Werkstoffe, wie hochfesten Stählen, Aluminium und auch Faserverbundwerkstoffen, macht den Einsatz verschiedener Fügeverfahren im automobilen Karosseriebau notwendig.

Der konventionelle Produktionsablauf, sieht den Zusammenbau der tragenden Fahrzeuggrundstruktur im Karosseriebau vor. In diesem Produktionsschritt werden neben warmen Fügeverfahren, wie beispielsweise Schweißen, auch mechanische Fügeverfahren, wie Schrauben oder Nieten, eingesetzt. Im Mischbau von Faserverbundwerkstoffen mit metallischen Bauteilen hat sich der Einsatz mechanischer Verbindungstechniken in Kombination mit Strukturklebstoffen in vergangenen Forschungsprojekten als geeignet erwiesen [31]. Der im Karosseriebau applizierte Klebstoff wird im nachfolgenden Lackprozess durch thermische Anregung vernetzt. Bis zur Klebstoffaushärtung ist somit die Festigkeit und Steifigkeit der Karosserie alleine durch die Fügepunkte sicherzustellen.

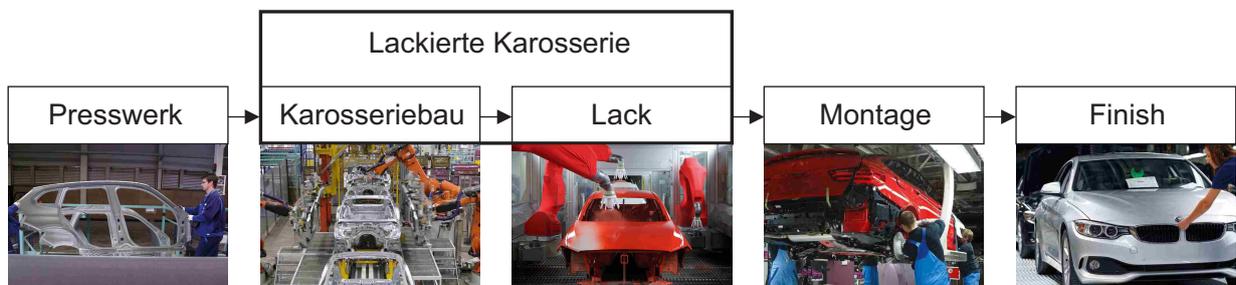


Abbildung 1.2: Prozessablauf der konventionellen Fahrzeugproduktion in Großserie

Die beiden Prozessschritte Karosseriebau und Lack werden als Teilprozess Lackierte Karosserie bezeichnet. Da es durch unterschiedliche Wärmeausdehnung in den verschiedenen Werkstoffen zu einem Anstieg der Spannungen an den Fügepunkten kommt, sind die verbauten Faserverbundwerkstoffe insbesondere in diesem Teilprozess auf Schädigungen zu untersuchen.

1.1 Problemstellung und Motivation

Die thermische Belastung der Fahrzeugkarosserie in der Prozesskette Lackierte Karosserie mit einer Temperaturdifferenz von ca. 160°C stellt für konventionelle Fahrzeuge mit rein metallischem Rohbau keine starke strukturelle Beanspruchung dar. Für FVW lassen sich jedoch bei einer Erwärmung von Raumtemperatur auf bis zu 180°C bereits deutliche Veränderungen der mechanischen Eigenschaften erkennen. Werden Fahrzeugstrukturen im Karosseriebau sowohl aus metallischen Werkstoffen als auch aus FVW miteinander verbunden, treten bei thermischer Beaufschlagung durch ein unterschiedliches Wärmedehnungsverhalten zudem Spannungen im Bereich der Fügepunkte auf. Abbildung 1.3 zeigt die beispielhafte Anwendung eines Bauteils aus FVW im Dach eines Fahrzeugs. Durch die Anbindung der FVW-Dachverstrebung an die Karosserie mit mechanischen Fügeverbindungen wird der Kraftfluss bei äußerer Belastung des Fahrzeugs über die punktuellen Fügepunkte in das Verbundbauteil geleitet. Bis zum Zeitpunkt der Aushärtung des Klebstoffs, welcher die Fügeelemente umgibt, ist die Tragfähigkeit der mechanischen Fügeverbindungen zu gewährleisten.

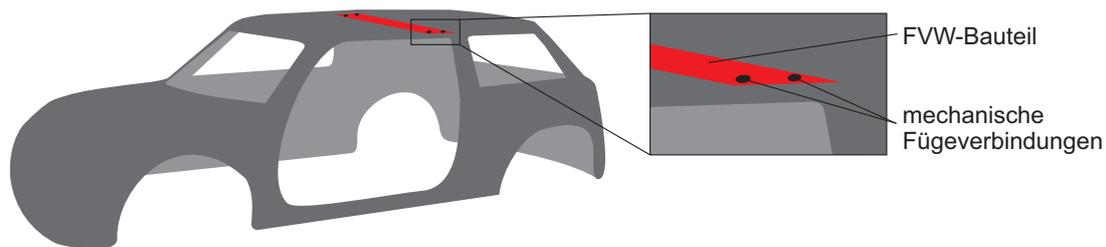


Abbildung 1.3: Beispielhafter Einsatz eines Bauteils aus FVW als Dachverstrebung

Auch die thermischen Eigenspannungen des FVW tragen bei Temperaturen unterhalb des Glasübergangsbereichs des Harzes zum Spannungszustand des Verbunds bei. Aufgrund unterschiedlicher thermischer Ausdehnung der Teilkomponenten Faser und Matrix und der einzelnen Schichten des Verbunds steigen die Spannungen an den Grenzflächen mit sinkender Umgebungstemperatur an.

Bei der Erwärmung des Lackprozesses zeigen sich die Auswirkungen der Wärmeausdehnungskoeffizienten von Stahl und FVW, welche sich in der Größenordnung um Faktoren unterscheiden, auf die Relativverschiebungen an den Verbindungsstellen der Bauteile einer Karosserie. Die durch die Kopplung der unterschiedlichen Werkstoffe induzierten Kräfte fließen über die Fügeelemente in die angrenzenden Bauteile. Die Spannungen konzentrieren sich somit lokal an mechanischen Fügepunkten, wo das Verbindungselement die aufgezwungene Verschiebung an die beiden Bauteile überträgt. Durch die geringe Drucksteifigkeit von FVW im Vergleich zu den im Karosseriebau verwendeten mikrolegierten Stählen (beispielsweise HC260LA/1.0480) ist die Beanspruchung des Fügepunkts insbesondere für das Kunststoffbauteil als kritisch zu bewerten.

Vorversuche zur Schädigungsanalyse des Lackprozesses an mechanisch gefügten Mischbauverbindungen haben gezeigt, dass ein Abbau der thermischen Belastung in lokaler Schädigung des FVW beobachtet werden kann. Bedingt durch dreidimensional geformte Bauteile treten neben scherender Belastung auch kombinierte Scher- und Kopfzugkräfte auf, welche zu einem mehrachsigen Spannungszustand am Fügepunkt führen. Diese auftretenden Lastzustände machen somit die Untersuchung der Vorgänge während der Schädigung nötig, um ein Problemverständnis zu schaffen, aufgrund dessen Änderungen auf Bauteil- und Fügeelementebene umgesetzt werden können.

1.2 Gliederung der Arbeit

Für diese Arbeit wurde folgender Aufbau gewählt:

Ausgehend von einer theoretischen Einführung in das Schädigungsverhalten von FVW werden experimentelle Versuche zur Beschreibung des thermo-mechanischen Materialverhaltens an Fügeverbindungen erarbeitet und deren Ergebnisse diskutiert. Mittels der dort erlangten Erkenntnisse wird eine numerische Simulation als Bewertungsgrundlage der Einstellgrößen der Fügeverbindungen angeschlossen. Den Abschluss dieser Arbeit bildet die theoretische Betrachtung eines entwickelten Abschätzungsmodells der Resttragfähigkeit auf Basis geschädigter Flächen und ein Resümee der erlangten Erkenntnisse. Dieser Aufbau der Arbeit ist in Abbildung 1.4 aufgezeigt.

Kapitel 1	Einführung	Theoretisch
Kapitel 2	Ableitung des Handlungsbedarfs aus dem Stand der Technik	Theoretisch
Kapitel 3	Ursachen der Schädigung an mechanischen Fügepunkten Qualifizierung und Kalibrierung einer Vorgehensweise zur Prüfung der Schädigung	
Kapitel 4	Untersuchung von Bolzenverbindungen Untersuchung von Blindnietverbindungen Variation Zugkraftwinkel Untersuchungen an Bauteilen	Experimentell
Kapitel 5	Validierung des Simulationsmodells am Beispiel der Bolzenverbindung Parameterstudie zur Weiterentwicklung eines Fügeelements	Numerisch
Kapitel 6	Abschätzungsmodell zur Bestimmung der Resttragfähigkeit von Fügeverbindungen	Theoretisch
Kapitel 7	Zusammenfassung und Ausblick	

Abbildung 1.4: Inhaltliche Gliederung der Arbeit in theoretische, experimentelle und numerische Herangehensweisen der Abschnitte

In **Kapitel 1** wird der theoretische Kontext der Schädigung mechanischer Fügepunkte in der Prozesskette Lackierte Karosserie beschrieben. Dabei soll die Problemstellung und Mo-

tivation behandelt sowie die Anwendung und der Nutzen dieser Untersuchung dargestellt werden.

Kapitel 2 gibt einen vertieften Einblick in die Ausgangssituation der Untersuchungen. Mit der hier gezeigten Beschreibung der grundlegenden Fertigungsprozesse und Schädigungsmechanismen wird der Begriff der Schädigung spezifiziert. Als Abschluss dieses Kapitels werden konkrete Untersuchungsziele definiert.

Der Schwerpunkt dieser Arbeit liegt auf der experimentellen Untersuchung von Fügeverbindungen in FVW. Mittels der Erkenntnisse des in **Kapitel 3** qualifizierten zerstörungsfreien Prüfverfahrens und der zur Schädigungsbewertung entwickelten Auswertemethode werden in **Kapitel 4** Zugversuche an mechanischen Fügeverbindungen durchgeführt. Mit dem Ziel, das Schädigungswachstum bei Bolzenzug unter variierenden thermischen Belastungen zu verstehen, wird eine Theorie zum chronologischen Schädigungsablauf auf Basis umfangreicher Versuche entwickelt. Des Weiteren wird in diesem Kapitel der Einfluss des Belastungswinkels (Kopfzug, Scherzug oder dazwischen liegende Belastungswinkel) auf die Schädigung einer Blindnietverbindung untersucht. Diese experimentelle Analyse zeigt das Schädigungsverhalten ebenfalls in Abhängigkeit mechanischer und thermischer Belastung auf. Zur Bewertung der Übertragbarkeit der Schädigungsbewertung an ebenen Proben auf Bauteilebene wird eine experimentelle Machbarkeitsuntersuchung gezeigt, anhand derer Prämissen zur Absicherung von Fügeverbindungen an Bauteilen abgeleitet werden. Darüber hinaus wird die positiv auf die Schädigungsausbreitung wirkende, dämpfende Wirkung gefügter Bauteile aus FVW im Fahrzeugverbund diskutiert.

Die numerische Untersuchung in **Kapitel 5** wird zunächst am Beispiel des Bolzenzugs an experimentellen Ergebnissen validiert. Dazu werden neben dem Abgleich des Steifigkeitsverhaltens bei Lochleibung auch die Dehnungen der Probe mit experimentellen Ergebnissen verglichen. Darauf aufbauend wird eine parametrierbare Blindnietverbindung modelliert. Es werden anhand der Einflussgrößen des Niets und der vor der Belastung der Verbindung im FVW enthaltenen Schädigung Auslegungsrichtlinien für Blindniete erarbeitet und die Bedeutung der während der Locheinbringung in den FVW verursachten Schädigung hervorgehoben.

Auf Basis der vorangegangenen Untersuchungen zeigt **Kapitel 6** ein abgeleitetes Vorgehensmodell zur Abschätzung der Resttragfähigkeit mechanischer Fügeverbindungen auf. In diesem Kapitel wird eine Theorie zum Zusammenhang der Schädigungsgröße von Fügeverbindungen zur verbleibenden Festigkeit entwickelt. Das Modell erlaubt den Rückschluss auf die noch zur Verfügung stehende Arbeitsaufnahme der Verbindung basierend auf einer statistischen Abschätzung.

Das abschließende Fazit mit einer Zusammenfassung der Kernergebnisse dieser Arbeit ist in **Kapitel 8** gegeben. Ein Ausblick auf zukünftige Forschungsfelder, wie zum Beispiel die Optimierung von FVW-Strukturen hinsichtlich Anzahl nötiger Fügeverbindungen und deren Positionierung, ist ebenfalls Teil dieses Abschnitts.

2 Ausgangssituation und Grundlagen

Im automobilen Multimaterial-Mischbau werden Faserverbund-Bauteile über Klebstoffflansche verbunden. Der aufgetragene einkomponentige Klebstoff härtet endotherm aus, wofür die zur Lacktrocknung ohnehin nötige Erwärmung auf 180°C genutzt wird. Bis zum Zeitpunkt der Aushärtung sind die Bauteile allein über mechanische Fügepunkte vorfixiert. Zum Heften der FVW-Bauteile werden sowohl Blind- als auch Halbhohlstanzniete eingesetzt, die auch nach Aushärtung des Klebstoffs im Fahrzeug verbleiben. Im Radius von 20 mm um den Fügeelementmittelpunkt wird kein Klebstoff appliziert (siehe Abbildung 2.1). Dadurch wird einerseits die Dicke des Klebstoffspalts geometrisch eingestellt und zum anderen wird ein unkontrollierter Klebstofffluss durch Vorlöcher vermieden.

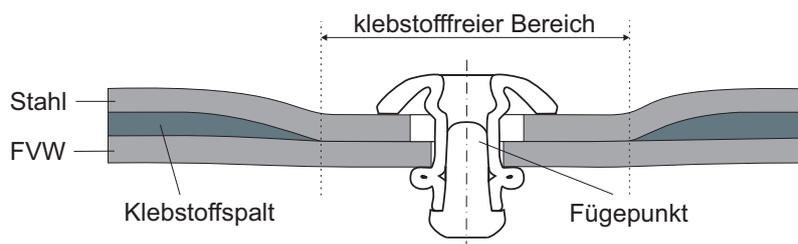


Abbildung 2.1: Klebstofffreier Bereich um den Fügepunkt einer Blindnietverbindung und Einstellung des Klebstoffspalts über die Bauteilgeometrie

Großflächige Klebeflansche begünstigen bei der Betriebslast der herkömmlichen Fahrzeugnutzung eine werkstoffgerechte Krafteinleitung in den FVW. Die mechanischen Fügepunkte tragen insbesondere bei schälender und crashartiger Belastung unterstützend zur Festigkeit bei, werden aber hauptsächlich hinsichtlich der Handlingsfestigkeit bis zur Klebstoffaushärtung ausgelegt. Der Anteil der direkt über das Fügeelement geleiteten Kräfte hängt bei einer hybriden Verbindung, also mit Fügeelement und Klebstoff, zu einem Großteil vom E-Modul des Klebstoffs ab. Die Untersuchung von Kelly [44] hat gezeigt, dass der Kraftfluss über den Niet bei quasistatischer Zugbelastung unterhalb von 5% der Gesamtlast liegt. Da der E-Modul des von Kelly [44] verwendeten Klebstoffs zu dem im Karosseriebau üblichen Strukturklebstoff für Hybridverbindungen (SIKA POWER 498) vergleichbar ist, kann bei der Belastung von Fahrzeugen demnach von einem ähnlichen Kraftflussanteil über die Fügepunkte ausgegangen werden. Die Verbindungsfestigkeiten der mechanischen

Fügeverbindungen werden in der Fahrzeugauslegung durch die zu vernachlässigende Belastung der Betriebsfestigkeit folglich nicht berücksichtigt.

Der größte Anteil der Schädigungseinbringung in die FVW-Bauteile findet somit vor Vernetzung des Klebstoffs statt, wenn es an Fügepunkten zu struktureller Schädigung durch Locheinbringung, Setzen des Fügeelements und Belastung der Fügeverbindung kommt. Die thermische Dehnung mechanisch verbundener FVW-Bauteile während des Lackprozesses unterstützt die Ausbreitung dieser lokalen Schädigungen um die Fügepunkte.

2.1 Verbindungstechnik in der Prozesskette Lackierte Karosserie

Für Karosserien in Mischbauweise gewinnen mechanische Fügeverfahren zunehmend an Bedeutung. Neben warmen Fügeverfahren wie Widerstandspunktschweißen oder Strahlschweißtechniken, welche für Metall-Metall-Verbindungen eingesetzt werden, umfasst das Verfahrensspektrum auch kalte Fügeverfahren wie Clinchen, Fließformschrauben und Nieten. Die Automatisierbarkeit aller Verfahren hat durch die Anforderungen des Karosseriebaus an Taktzeit und Arbeitssicherheit eine hohe Bedeutung für die Umsetzung in den Produktlinien. Aus den Prozessabläufen der Fahrzeugherstellung ergeben sich Herausforderungen für die Verbindungseigenschaften an Fügepunkten in FVW. Um die Schädigungsentstehung im Bereich mechanischer Fügeelemente an Bauteilen zu verstehen, ist es daher grundlegend, die Prozessabläufe und deren Abfolge zu betrachten.

2.1.1 Prozessablauf

In der Prozesskette Lackierte Karosserie werden die einzelnen Bauteile der Fahrzeugkarosserie miteinander gefügt und durchlaufen anschließend mehrere Beschichtungsschritte, welche durch nachgelagerte Wärmebehandlungen getrocknet werden. Ein Schaubild der Teilabläufe innerhalb des Karosseriebaus und Lacks ist in Abbildung 2.2 gezeigt. Bauteile aus FVW werden außerhalb dieser Prozesskette produziert, zugeschnitten und gewaschen. Mit Übergabe des gereinigten FVW-Bauteils und der ebenfalls vorbereiteten metallischen Bauteile an den Karosseriebau beginnt die Prozesskette Lackierte Karosserie.

Die zunächst gefügten Teilgruppen Vorderbau, Bodenblech und Hinterbau werden zur sogenannten Bodengruppe verbunden. Durch Fügen dieser Struktur mit Anbauteilen wird das Karosseriegerippe aufgebaut und durch weitere Anbauteile zur Rohkarosserie ergänzt. Auch die Bauteile aus FVW werden innerhalb der Teilprozesskette Karosseriebau über Klebstoffflansche und mechanische Fügeelemente mit der Fahrzeugstruktur verbunden. Die an den Lack übergebene Rohkarosserie wird in Spritzreinigung und in Tauchbädern für die folgenden

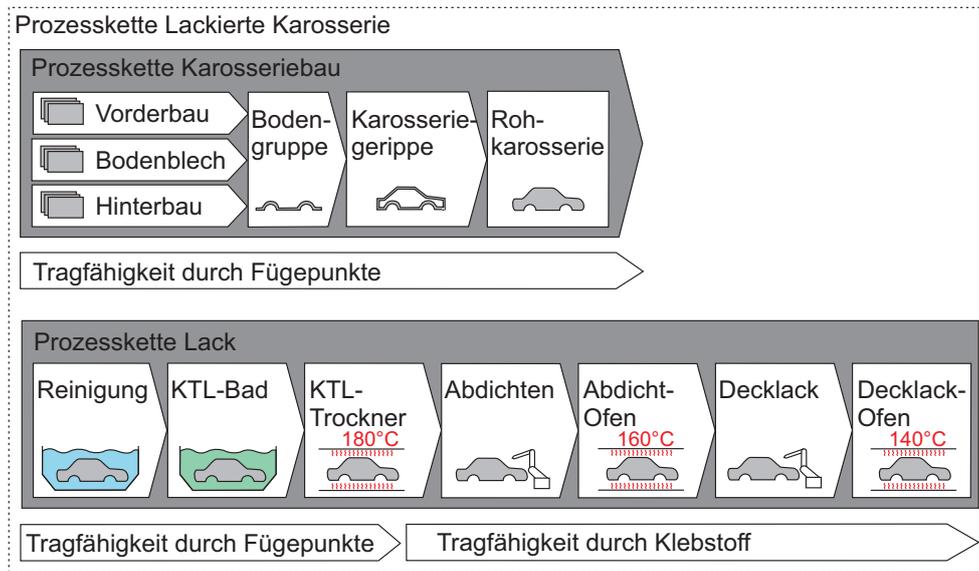


Abbildung 2.2: Ablauf der Prozesskette Lackierte Karosserie und der schematischen Prozessfolgen in Karosseriebau und Lack. Die Tragfähigkeit der Karosserie muss bis zur Aushärtung des Klebstoffs alleine über die Fügepunkte sichergestellt sein.

Lackprozesse gereinigt. Die Kathodische Tauchlackierung (KTL) dient dem Korrosionsschutz und wird nach dem Tauchvorgang in einer Heißlufttrocknerstrecke ausgehärtet. Im KTL-Trockner tritt die stärkste thermische Belastung (180°C für 20 Minuten) der Karosserie im Produktionsprozess auf. Dieser Wärmeeintrag wird genutzt, um die Vernetzung des einkomponentigen Epoxid-Strukturklebstoffs auszulösen. Die nachgelagerte Abdichtung wird ebenfalls aus Gründen des Korrosionsschutzes appliziert und in einem Heißluftofen getrocknet. Die thermischen Belastungen dieser Wärmebehandlung sind sowohl in der absoluten Temperatur mit 160°C sowie auch in der Auslagerungszeit geringer als die des KTL-Trockners. Die Temperatur des Decklackofens unterschreitet mit 140°C die vorigen Belastungen weiter.

Der KTL-Trockner stellt durch die nominal höchste Temperatur der Prozesskette und den noch nicht ausgehärteten Klebstoff die stärkste Belastung für die Fügepunkte dar. Der Wärmeeintrag durch den Trocknerdurchlauf verursacht thermische Lasten für den Bauteilverbund, welcher sich in Relativverschiebungen und folglich auch in einer mechanischen Belastung der Fügeverbindungen zeigt. Das Schädigungsverhalten von Bauteilen aus FVW ist demnach geprägt durch kombinierte mechanische und thermische Spannungszustände.

2.1.2 Fügetechnik

Zur Verbindung der Werkstücke im Karosseriebau kommen hauptsächlich umformende, schweißende, lötende und klebende Verfahren zum Einsatz. Das Fügen mittels mechanischer Fügeelemente ist nach DIN 8593 als Untergruppe des Fügens durch Umformen beschrieben. Blindnieten und Halbhohlstanznieten sind Hauptvertreter dieser Verfahrensgruppe und finden, auch in rein metallischen Karosserien, bereits seit Jahren Anwendung. Aufgrund prozesstechnischer Vorteile und der werkstofflichen Eignung für FVW wird der Einsatz dieser Fügeverfahren in Mischbauverbunden verfolgt.

Die Verwendung von **Blindnieten** an Mischbaustrukturen ist in der Automobilbranche etabliert [31], wobei die bestehende Literatur auf wenige Veröffentlichungen limitiert ist. Im automobilen Karosseriebau werden zwei Grundtypen dieses Elements verwendet: hülsenweitende und hülsenfaltende Blindniete. Bei beiden Varianten wird der Niet in das vorbereitete Nietloch gesetzt und über die Bewegung des Dorns an der Unterseite der Nietverbindung verriegelt. Die Grundgeometrie des Blindnietes sowie Schliffbilder der beiden Blindniettypen sind in Abbildung 2.3 dargestellt.

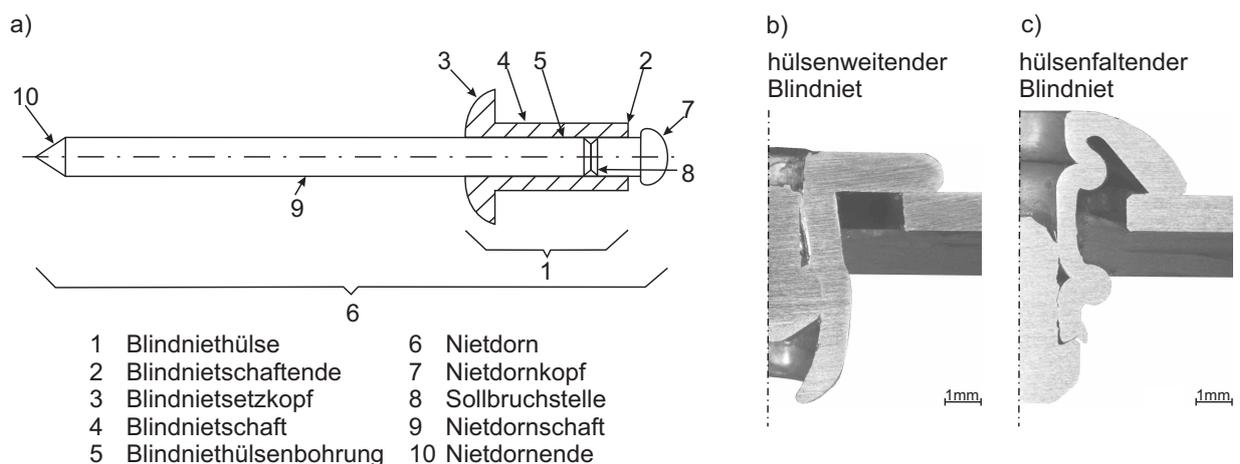


Abbildung 2.3: Blindnietfügeelemente des Karosseriebaus für die Anwendung im automobilen Mischbau von FVW

- a) Benennung der Blindnietelemente [19]
- b) Schliffbild eines hülsenweitenden Blindnietes (FVW-Stahl-Verbindung)
- c) Schliffbild eines hülsenfaltenden Blindnietes (FVW-Stahl-Verbindung)

Hülsenfaltende Blindniete bieten den Vorteil eines geringen Schadenseintrags in den Faser-verbundwerkstoff. Idealerweise werden durch die schließkopfseitige Ausbildung der Hülse und den Setzkopf nur Klemmkkräfte, vergleichbar mit einer Schraubverbindung, übertragen. Bei hülsenweitenden Blindnieten dominieren hingegen die Radialspannungen das Schädigungsverhalten des gefügten FVW. Ein Vorteil der Blindniettechnologie ist die Fügbarkeit

von FVW auch an Hohlprofilen bei einseitiger Zugänglichkeit. Beim Blindnieten ist kein Gegenhalter nötig, da der Niet von der gleichen Seite in das Nietloch gesetzt wird, von der er auch gezogen wird. Dadurch können FVW-Strukturen mit einseitiger Zugänglichkeit automatisiert im Karosseriebau verbunden werden.

Halbhohlstanzniete bieten den Vorteil kürzerer Prozesszeiten und kostengünstigerer Elemente im Vergleich zu Blindnieten, da die Niete direkt, also ohne Vorloch, in die überlappende Verbindungsstelle gesetzt werden können. Der Halbhohlstanzniet, wie in Abbildung 2.4 dargestellt, dringt auf der Seite des Faserverbundwerkstoffs in den Bauteilverbund ein und formt am metallischen Unterblech einen Hinterschnitt zur Verriegelung der Verbindung aus. Durch das Durchstanzen des FVW werden lokal Fasern getrennt und die Matrix wird aufgebrochen. Der in den Faserverbundwerkstoff eingebrachte Schaden ist dadurch um den Fügepunkt auch oberflächlich in der Sichtprüfung deutlich zu sehen.

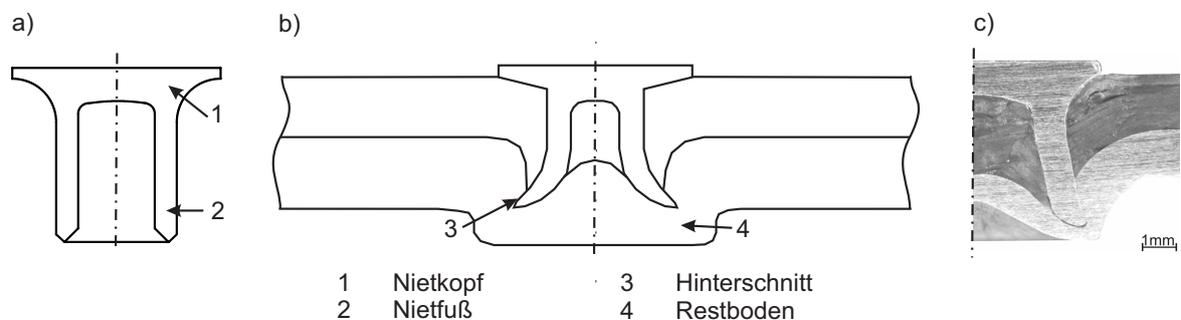


Abbildung 2.4: Halbhohlstanzniet für die Anwendung im automobilen Karosseriebau

- a) Querschnitt im ungesetzten Zustand
- b) gesetzter Halbhohlstanzniet an einer Zweiblechverbindung
- c) Schlibbild an einer FVW-Verbindung

Die zweiseitige Zugänglichkeit der Fügestelle, durch die Notwendigkeit einer Matrize als Gegenhalter, limitiert den Einsatz des Verfahrens. Da prozessbedingt nur mit metallischen Fügepartnern im Unterblech gearbeitet werden kann, bieten sich für das Halbhohlstanznieten im Fahrzeug weniger Fügestellen an, als es für das Blindnieten der Fall ist.

Die konsequente Umsetzung des Mischbaus in der automobilen Anwendung macht den Einsatz von mechanischen Fügeelementen erforderlich. Die verwendeten Nietelemente haben den Zweck, die zu verbindenden Bauteile bis zur vollständigen Vernetzung und Aushärtung des Klebstoffs miteinander positionsstabil zu fixieren. Da die Elemente auch nach deren primärer Funktionserfüllung im Fahrzeug verbleiben, muss lediglich eine Restfestigkeit der Verbindung zur Sicherstellung akustischer und kinematischer Unbedenklichkeit gewährleistet werden. Zudem hat sich eine positive Unterstützung des strukturellen Zusammenhalts der Bauteile im Crash gezeigt.

2.2 Klebstoffaushärtung

Der im Karosseriebau verwendete Strukturklebstoff SIKA POWER 498 beginnt bei einer Temperatur von 165°C auszuhärten. Die mechanische Belastbarkeit des Klebstoffes steigt mit zunehmendem Vernetzungsgrad an, wobei die vollständige Festigkeit erst während der Abkühlung erreicht wird. Die Dehnungen des Verbunds bei dieser Temperatur sind ab diesem Zeitpunkt eingefroren, da die Wärmedehnung des Klebstoffs sehr gering ist und dieser auch bei sinkender Temperatur kaum schrumpft. Der Dehnung des geklebten Verbunds werden in Abbildung 2.5 die Längenausdehnungen von reinem Stahl und FVW-Proben gegenübergestellt. Die Dehnung des Verbunds ist während des Aufheizens und Haltens der Temperatur geringer als die des reinen Stahls. Erst bei sinkender Temperatur zeigt sich die eingefrorene Ausdehnung, welche durch die Aushärtung des Klebstoffs aufgezwungen wird.

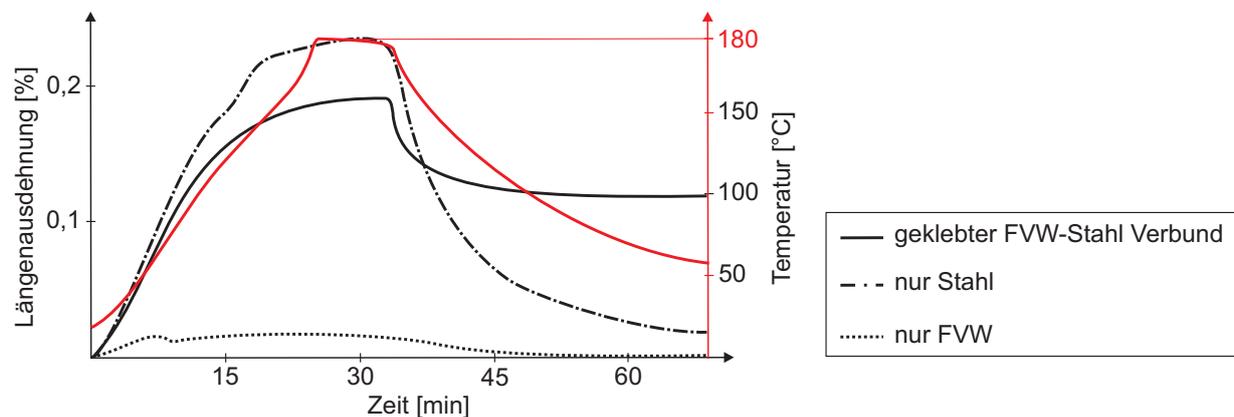


Abbildung 2.5: Zusammenhang der Temperaturkurve der Lacktrocknung mit der Längenausdehnung des FVW, des Stahls und des geklebten Verbunds, nach [22]

Wie die Untersuchungen von [22] zeigen, bleibt ein Teil der Wärmedehnung auch bei Abkühlung des geklebten Verbunds erhalten. Für einen rein mechanisch gefügten Verbund gehen die Dehnungen wieder auf den Ausgangszustand bei Raumtemperatur zurück. Schädigungen im FVW an Fügepunkten werden bis zum Peak der Wärmedehnung eingebracht, der Schrumpfung während der Abkühlung trägt zur weiteren Schädigung an der Kontaktfläche des Klebstoffs und der Werkstückoberfläche bei. Zur Betrachtung der Schädigung im Bereich mechanischer Fügepunkte ist daher der Aufheiz- und somit auch Ausdehnungszeitraum der Bauteile interessant. An elementaren Proben ohne Klebstoff lässt sich damit ein vergleichbarer mechanischer Schaden am Fügepunkt erzeugen, wie er an geklebten Strukturen auftritt.

Im Fall anschließender Belastung der Karosserie im Fahrbetrieb ist der Kraftfluss über den Fügepunkt gegenüber der Steifigkeit der Klebenähte ohnehin zu vernachlässigen. Erst bei schälender und biegender Belastung, wie sie im Crashfall auftritt, zeigt sich die unterstützende Bindung an mechanischen Fügepunkten festigkeitssteigernd.

2.3 Temperaturabhängigkeit der Materialdaten

Im automobilen Karosseriebau durchläuft das Fahrzeug einen Temperaturbereich von Raum- bis zur Lacktrocknungstemperatur. Innerhalb dieses Temperaturspektrums verändern sich die mechanischen Eigenschaften des FVW. Insbesondere bei Temperaturen oberhalb der Glasübergangstemperatur T_g des Werkstoffs zeigen sich eine reduzierte Steifigkeit und Festigkeit sowie eine erhöhte Bruchdehnung, welche auch Auswirkungen auf die Spannungsverteilung im FVW haben [64, S.100]. Für das Harz des Werkstoffs Gelege-NP, der in Abschnitt 3.1 näher beschrieben ist, wird ein Glasübergangsbereich mit den Temperaturen $T_{g,onset} = 105^\circ C$ und $T_{g,mid} = 117^\circ C$ angenommen.

Die während des Fahrzeugbetriebs erwarteten thermischen Lasten der Karosserie im Bereich von $-35^\circ C$ bis $85^\circ C$ überdecken sich zu einem Teil mit der Wärmebeanspruchung des Lacktrocknungsprozesses. Auch unter extremen klimatischen Bedingungen während des Fahrzeugbetriebs soll die Kraft hauptsächlich über den Klebstoff übertragen werden, die Verbindungsfestigkeit der mechanischen Fügeverbindungen wird daher in diesen Szenarien nicht betrachtet. Die Veränderung der Materialkennwerte des FVW über die Temperatur ist insbesondere bei hohen Temperaturen oberhalb T_g von der Matrix dominiert. In Abbildung 2.6 ist das Verhalten des E-Moduls des Werkstoffs Gelege-NP (Nasspressen) mit einem Lagenaufbau von $(45^\circ C / -45^\circ C / 0^\circ C / \overline{0^\circ C})_s$ über die Temperatur aufgezeigt. In 90° -Richtung des Laminats sind keine Fasern ausgerichtet, wodurch der E-Modul deutlich unterhalb dessen in Hauptfaserrichtung liegt.

Die thermische Abhängigkeit der Materialdaten innerhalb der aufgezeigten Temperaturbereiche zeigt sich insbesondere bei Kunststoffen und FVW durch die mit steigender Temperatur zunehmende Beweglichkeit der Molekülketten eines Polymers. Metallische Werkstoffe, deren Schmelzpunkt weit oberhalb der maximalen Prozesstemperatur des Lacktrockners im Karosseriebau liegt, verfügen bei den betrachteten Temperaturen über näherungsweise konstante Werkstoffkennwerte. Untersuchungen von [54, S.88] zeigen beispielsweise, dass die Reduktion des E-Moduls von reinem Eisen im Bereich von $0^\circ C$ bis $200^\circ C$ bei nur ca. 2% liegt.

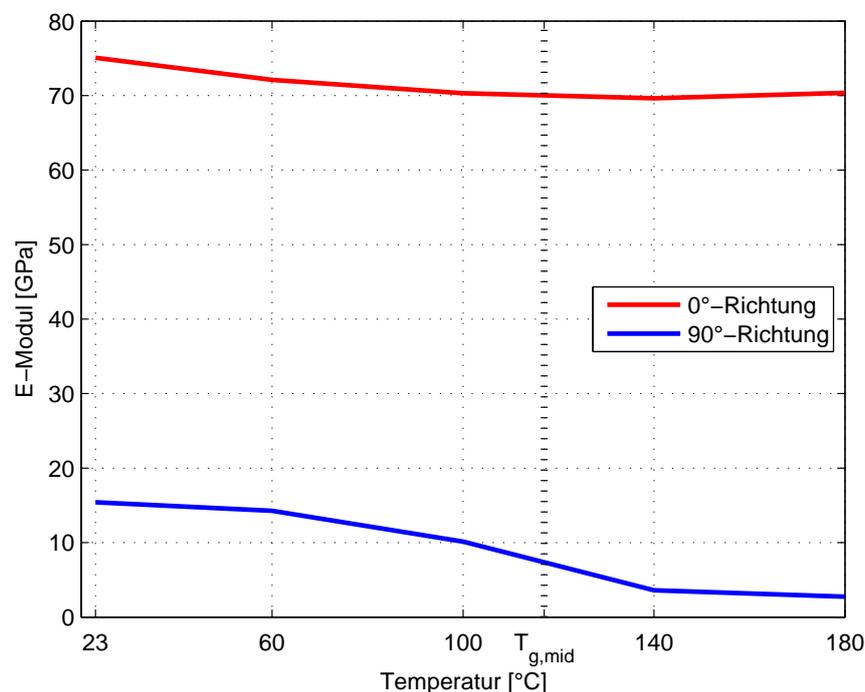


Abbildung 2.6: Temperaturabhängigkeit des E-Moduls des Materials Gelege-NP in 0° und 90°-Richtung; im Glasübergangsbereich wird der Verbund vor allem in der von der Matrix dominierten 90°-Richtung geschwächt

2.4 Feuchtigkeitseinflüsse

Die Feuchtigkeitsaufnahme von FVW ist hauptsächlich durch das hygroskopische Verhalten der Epoxidharzmatrix bestimmt [1]. In die duroplastische Matrix diffundierende Wassermoleküle tragen zur Alterung des Kunststoffes bei, die sich in geringerer Steifigkeit und Festigkeit äußert [68]. In der Prozesskette Lackierte Karosserie findet zunächst die kurzzeitige Auslagerung der FVW-Bauteile durch deren Reinigung in Wasserbädern statt. Im Anschluss wird dem Werkstoff die Feuchtigkeit in den Trockneröfen des Lackprozesses wieder entzogen.

Die Wasseraufnahme während der Reinigung stellt durch die sehr geringe Auslagerungszeit von wenigen Minuten keine dominierende Schädigung für den Faserverbund dar. Eine experimentelle Untersuchung zu dieser prozessbedingten Auslagerung in Wasser wird in Abschnitt 4.2.3 gezeigt. Der Feuchtigkeitsentzug durch die 20-minütige Auslagerung der Werkstücke bei 180°C konnte experimentell für den Werkstoff Flechten-RTM (Resin Transfer Moulding) auf weniger als 0,3 Gewichts-% bestimmt werden. Die Feuchtigkeitsaufnahme und der Feuchtigkeitsentzug sind innerhalb der Prozesskette sehr gering und liegen weit

unterhalb der in der Literatur diskutierten Feuchtelasten. Eine signifikante Beeinflussung des Materialverhaltens aufgrund des Wassergehalts ist daher nicht anzunehmen.

2.5 Einfluss thermischer Eigenspannungen auf die Schädigung in FVW

Bei FVW mit duroplastischer Matrix bestimmt der Beginn des Glasübergangsbereichs des Epoxidharzes $T_{g,onset}$ den Beginn der Aushärtung des Verbunds. Der Anstieg der Eigenspannungen beim Abkühlen des Verbunds auf Raumtemperatur verläuft bis auf einen kleinen Temperaturbereich unterhalb von $T_{g,onset}$ linear. Um die spannungsfreie Temperatur T_{red} am Ende dieser Geraden zu bestimmen, sind mehrere Ansätze bekannt [7]. Physikalisch sinnvoll erscheint die von [64, S.264f.] vorgeschlagene Theorie, wodurch sich die spannungsfreie Temperatur T_{red} aus $T_{g,onset}$ abzüglich einer pauschalen Temperatur von $20K$ ergibt (siehe Formel 2.1).

$$T_{red} = T_{g,onset} - 20K \quad (2.1)$$

Bei Abkühlung von $T_{g,onset}$ auf Raumtemperatur tragen zwei Effekte maßgeblich zur Entstehung von Eigenspannungen im Laminat bei [64, S.260-262]. Aufgezwungene Dehnungen an der Kontaktfläche der Fasern zur Matrix führen durch unterschiedliches Wärmedehnungsverhalten der beiden Werkstoffe zu mikromechanischen Spannungen an der Grenzfläche. Zwischen den unidirektionalen Lagen (UD-Lagen) des Verbunds ergeben sich hingegen makromechanische Eigenspannungen durch die Kopplung des richtungsabhängigen Wärmedehnungsverhalten der Schichten.

Die **makromechanischen Eigenspannungen** zwischen den UD-Lagen des Verbunds berechnen sich aus der Kompatibilität gleicher Ausdehnung der Lagen im globalen Verbundkoordinatensystem x-y. Die Dehnung jeder UD-Lage wird durch den Lagenverbund behindert, wodurch sich die Ausdehnungsbeziehung aus den in das Laminatkoordinatensystem 1-2 umgerechneten Dehnungen der Einzelschichten ergibt.

Zunächst werden die Elastizitätsgrößen der Einzelschicht E_{\parallel} , E_{\perp} , $G_{\perp\parallel}$, $\nu_{\perp\parallel}$ und $\nu_{\parallel\perp}$ bestimmt (vgl. Formeln 2.2 bis 2.6), die dann in die Steifigkeitsmatrix \mathbf{Q} der UD-Schicht einfließen (vgl. Formel 2.7)[64, S.193-199].

$$E_{\parallel} = E_{F,11} \cdot \varphi_F + E_M \cdot (1 - \varphi_F) \quad (2.2)$$

$$E_{\perp} = \frac{E_M}{1 - \nu_M^2} \cdot \frac{1 + 0,85 \cdot \varphi_F^2}{(1 - \varphi_F)^{1,25} + \frac{E_M \cdot \varphi_F}{(1 - \nu_M^2) \cdot E_{F,22}}} \quad \text{Näherungsformel nach [57]} \quad (2.3)$$

$$G_{\perp\parallel} = \frac{G_M}{(1 - \varphi_F) + \frac{G_M}{G_F} \cdot \varphi_F} \quad (2.4)$$

$$\nu_{\perp\parallel} = \varphi_F \cdot \nu_{F,21} + (1 - \varphi_F) \cdot \nu_M \quad (2.5)$$

$$\nu_{\parallel\perp} = \nu_{\perp\parallel} \cdot \frac{E_{\perp}}{E_{\parallel}} \quad (2.6)$$

$$\mathbf{Q} = \begin{bmatrix} \frac{E_{\parallel}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \nu_{\parallel\perp}} & \frac{E_{\parallel} \cdot \nu_{\parallel\perp}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \nu_{\parallel\perp}} & 0 \\ \frac{E_{\perp} \cdot \nu_{\perp\parallel}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \nu_{\parallel\perp}} & \frac{E_{\perp}}{1 - \nu_{\perp\parallel} \nu_{\parallel\perp}} & 0 \\ 0 & 0 & G_{\perp\parallel} \end{bmatrix} \quad (2.7)$$

Dabei sind E_{\parallel} der E-Modul der UD-Schicht in Faserlängsrichtung (1-Richtung) und E_{\perp} senkrecht dazu (2-Richtung), $G_{\perp\parallel}$ der Schubmodul, $\nu_{\perp\parallel}$ die große und $\nu_{\parallel\perp}$ die kleine Querkontraktionszahl der UD-Schicht. In die Berechnung fließen zudem der E-Modul der Faser in Längsrichtung $E_{F,11}$ und in Querrichtung $E_{F,22}$, der Schubmodul der Matrix G_M und der Faser G_F , die Querkontraktionszahl der Matrix ν_M und der Faser $\nu_{F,21}$ sowie der Faservolumengehalt φ_F ein.

Die Steifigkeitsmatrix der UD-Schichten \mathbf{Q} (1-2-Koordinatensystem) werden dann in das x-y-Koordinatensystem des Laminats transformiert $\bar{\mathbf{Q}}$ und mittels der Gewichtung der auf die Gesamtdicke des Laminats t_{ges} bezogenen Schichtdicken t_k zur Steifigkeitsmatrix des Laminats \mathbf{A} (auch Scheibenmatrix [64, S.642]) überführt (vgl. Formel 2.8).

$$\mathbf{A} = \sum_{k=1}^n \bar{\mathbf{Q}}_k \cdot \frac{t_k}{t_{ges}} \quad (2.8)$$

Die mechanische Vergleichskraft $\vec{n}_{th,xy}$ durch die thermische Ausdehnung mit dem Wärmeausdehnungskoeffizienten $\vec{\alpha}_{xy,k}$ der Einzellagen k im Verbund wird ebenfalls in Abhängigkeit der Temperatur bestimmt (vgl. Formel 2.9).

$$\vec{n}_{th,xy} = (T_{red} - T) \cdot \sum_{k=1}^n (\bar{\mathbf{Q}}_k \cdot \vec{\alpha}_{xy,k} \cdot \frac{t_k}{t_{ges}}) \quad (2.9)$$

Damit ergeben sich die Gesamtdehnungen des Laminats $\vec{\varepsilon}_{th,xy}$ allein durch die thermische Dehnung des geschichteten Verbunds ohne äußere mechanische Lasten (vgl. Formel 2.10). Die Differenz aus dieser Gesamtdehnung des Verbunds $\vec{\varepsilon}_{th,xy}$ und der thermischen Dehnung der Einzellagen, die ohne die Kraftübertragung zwischen den Schichten stattfinden würde, ergibt die aufgezwungene Dehnung für jede UD-Schicht $\vec{\varepsilon}_{th,res,xy,k}$ (vgl. Formel 2.11). Durch Rücktransformation in die Schichtkoordinatensysteme folgen die resultierenden Schichtdehnungen $\vec{\varepsilon}_{12,k}$ (vgl. Formel 2.12). Aus der Multiplikation mit der Steifigkeitsmatrix der UD-Schichten \mathbf{Q} folgen die Spannungen für jede Einzelschicht k zu $\vec{\sigma}_{12,k}$ (vgl. Formel 2.13).

$$\vec{\varepsilon}_{th,xy} = \mathbf{A}^{-1} \cdot \vec{n}_{th,xy} \quad (2.10)$$

$$\vec{\varepsilon}_{th,res,xy,k} = \vec{\varepsilon}_{th,xy} - \vec{\alpha}_{xy,k} \cdot (T_{red} - T) \quad (2.11)$$

$$\vec{\varepsilon}_{12,k} = \mathbf{T}_{xy \rightarrow 12}^e \cdot \vec{\varepsilon}_{th,res,xy,k} \quad (2.12)$$

$$\vec{\sigma}_{12,k} = \mathbf{Q} \cdot \vec{\varepsilon}_{12,k} \quad (2.13)$$

Die makromechanischen Eigenspannungen des Laminats steigen während des Abkühlens aus der spannungsfreien Temperatur T_{red} an. Durch die Berücksichtigung der temperaturabhängigen Elastizitätsgrößen der Einzelschicht ergibt sich der in Abbildung 2.7 gezeigte nichtlineare Verlauf der Spannungen in den einzelnen Schichten. Die nominal größten Spannungen ergeben sich in den 0° -Lagen in Faserlängsrichtung.

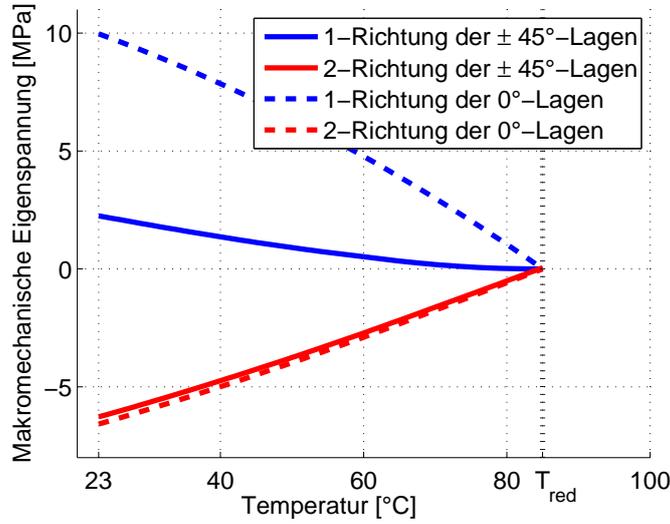


Abbildung 2.7: Makromechanische Eigenspannungen in Abhängigkeit der Temperatur für die $\pm 45^\circ$ - und 0° -Lagen des Werkstoffs Gelege-NP jeweils in Faserlängsrichtung (1) und senkrecht dazu (2); die makromechanischen Eigenspannungen befinden sich für das gesamte Laminat mit Gewichtung der Lagenanzahl im Gleichgewicht

Die **mikromechanischen Eigenspannungen** ergeben sich aus der Kompatibilitätsbeziehung (vgl. Formel 2.14), welche die gleiche Dehnung von Faser $\varepsilon_{F,11}(T)$ und umgebender Matrix $\varepsilon_M(T)$ zu jeder Temperatur T beschreibt. In Richtung der Faserlänge (1,2 Schicht-Koordinatensystem) können die Elastizitätsgesetze für den einachsigen Fall daher als Funktion der Temperatur und mit eingesetzter Dehnung der UD-Schicht $\varepsilon_{UD,11}(T)$ in Faserrichtung (11) aufgestellt werden (vgl. Formeln 2.15 und 2.16).

$$\varepsilon_{F,11}(T) = \varepsilon_M(T) = \varepsilon_{UD,11}(T) \quad (2.14)$$

$$\sigma_{F,11}(T) = E_{F,11} \cdot (\alpha_{V,11}(T) - \alpha_{F,11}) \cdot (T_{red} - T) \quad (2.15)$$

$$\sigma_M(T) = E_M(T) \cdot (\alpha_{V,11}(T) - \alpha_M(T)) \cdot (T_{red} - T) \quad (2.16)$$

Dabei sind $\sigma_{F,11}(T)$ die Spannung der Faser in Faserlängsrichtung und $\sigma_M(T)$ die Spannung der Matrix. Da der nominale Wert der Wärmedehnung $\alpha_{F,11}$ für C-Fasern mit $0,1 \cdot 10^{-6} \frac{1}{K}$ im Vergleich zum thermischen Längenänderungskoeffizienten des Epoxidharzes $\alpha_M(T)$ sehr gering ist und von einer ebenfalls nur geringen Änderung dieser Ausdehnung im beschriebenen Temperaturbereich zu rechnen ist, wird in der Rechnung $\alpha_{F,11}$ als invariant gegenüber

der Temperatur betrachtet. Auch für den E-Modul $E_{F,11}$ der C-Faser wird ein konstanter Ansatz gewählt. Der temperaturabhängige Wärmeausdehnungskoeffizient der Matrix $\alpha_M(T)$ wird aus der Dilatometermessung der Längenänderung von L_0 zu L bestimmt. Dazu wird die experimentell ermittelte Funktion der Längenänderung $\Delta L(T)$ differenziert (vgl. Formel 2.17) [15, S.415].

$$\alpha_M(T) = \frac{1}{L} \frac{dL}{dT} \quad \text{mit} \quad L = L_0 + \Delta L(T) \quad (2.17)$$

Der mit steigender Temperatur sinkende E-Modul $E_M(T)$ des Epoxidharzes wurde experimentell an diskreten Punkten ermittelt und geht in die Berechnung als abschnittsweise definierte Funktion ein. Da für die Dehnung des Verbunds nur gemittelte Werte über einen breiten Temperaturbereich vorliegen, wird $\alpha_{V,11}(T)$ über die Zusammenhänge der Steifigkeiten der Einzelkomponenten Faser und Matrix und dem Faservolumenanteil φ_F mittels klassischer Laminattheorie nach [64, S.255] bestimmt (vgl. Formel 2.18).

$$\alpha_{V,11}(T) = \frac{\alpha_M(T) \cdot E_M(T) \cdot (1 - \varphi_F) + \alpha_{F,11} \cdot E_{F,11} \cdot \varphi_F}{E_M(T) \cdot (1 - \varphi_F) + E_{F,11} \cdot \varphi_F} \quad (2.18)$$

Es ergeben sich folglich mikromechanische Eigenspannungen in Faserlängsrichtung, welche sich für Faser und Matrix für jede Temperatur im Gleichgewicht befinden. In Abbildung 2.8 ist der lineare Verlauf dieser Spannungen für den Werkstoff Gelege-NP beispielhaft dargestellt.

Die mikroskopischen und makroskopischen Eigenspannungen liegen in einer vergleichbaren Größenordnung und bilden jeweils für sich eine sogenannte Eigenkraftgruppe [64, S.254,311]. Der symmetrische FVW befindet sich daher sowohl in Bezug auf den Kontakt von Faser und Matrix im Kräftegleichgewicht wie auch in den Schichten. In der Gegenüberstellung der Spannungen durch thermische Dehnungen des Herstellprozesses zu Spannungen während des Bolzenzugs zeigt sich auch bei Raumtemperatur die sehr geringe Höhe der thermischen Spannungen im Verbund. Zur Verdeutlichung wird eine idealisierte Bolzenzugprobe mit kontinuierlicher Kraftverteilung über die Bolzenkontaktfläche angenommen. Um vergleichbare Spannungen in der Größenordnung von 10MPa auf eine $1,7\text{mm}$ dicke Probe über den Durchmesser des Bolzens ($d_{\text{Bolzen}} = 4,8\text{mm}$) aufzubringen berechnet sich vereinfacht die theoretisch nötige Druckkraft zu nur $1,2\text{N}$.

Die äußeren Belastungen an Fügeverbindungen durch Relativverschiebungen der Fügepartner oder die Klemmkräfte des Fügeelements übersteigen die thermischen Eigenspannungen des Verbunds um ein Vielfaches. Da insbesondere Größen wie die Klemmkraft von Fügeelementen durch Schwankungen der Niete und des Messprozesses nicht in der Genauigkeit bestimmt werden können wie es die Größenordnung der Eigenspannungen vorgibt,

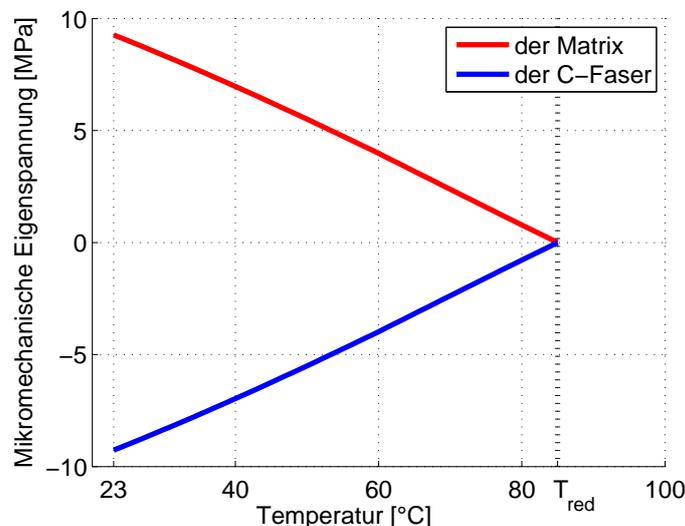


Abbildung 2.8: Mikromechanische Eigenspannungen in Abhängigkeit der Temperatur für Faser und Matrix des Werkstoffs Gelege-NP; für jede Temperatur befinden sich die Spannungen im Gleichgewichtszustand

sind die Auswirkungen der thermischen Eigenspannungen an gefügten Verbindungen nicht herauszustellen. Verglichen mit den Spannungen durch die äußere mechanische Belastung des Fügeverbunds, sind die mikro- und makromechanischen thermischen Eigenspannungen in vielen Untersuchungen im dargestellten Temperaturbereich aufgrund der sehr geringen Beanspruchung des Verbunds zu vernachlässigen. Diese Annahme scheint gerade vor dem Hintergrund der Relaxation der Epoxidharzmatrix der Werkstücke gerechtfertigt, wodurch die thermischen Eigenspannungen mit zunehmender Lagerzeit sinken.

Insbesondere instationäre Zustände der Prüfkörper wie variable Mischungsverhältnisse der Harz- und Härterkomponenten und des Faservolumenanteils sind in der analytischen Rechnung mittels klassischer Laminattheorie schwer zu erfassen. Zum einen tragen häufig nicht vorhandene und somit geschätzte Materialkennwerte zu einer Verzerrung der rechnerischen Ergebnisse bei. Zum anderen sind auch die experimentell bestimmten Materialkennwerte auf ihre Plausibilität zu hinterfragen. Dabei sind hauptsächlich Werkstoffdaten der Einzelkomponenten, wie der E-Modul der Faser in Querrichtung $E_{F,22}$ und die Querkontraktionszahl $\nu_{F,21}$ zu nennen, die sich durch hohe prüftechnische Anforderungen an deren exakte Bestimmung auszeichnen.

2.6 Definition der Schädigung

Für FVW wird der Begriff der Schädigung üblicherweise auf dessen Position im Verbund bezogen, wodurch sich eine Unterteilung in intralaminare und interlaminare Schädigung ergibt. Eine eindeutige Definition, welche Kennzeichen im FVW eine Schädigung darstellen, ist in der Literatur jedoch nicht vorhanden [38, S.3]. In Übereinstimmung mit vielen Quellen wird sowohl für die intralaminare als auch für die interlaminare Schädigung die Störung der regelmäßigen Struktur des Werkstoffs verstanden. Intralaminare Schädigung beschreibt dabei die Unterbrechungen der Fasern, der Matrix und deren gegenseitiger Haftung in einer Lage des Verbundwerkstoffs. Im Gegensatz dazu wird die Trennung zweier Lagen des Verbunds als interlaminare Schädigung verstanden.

2.6.1 Arten der Schädigung in FVW

Die an mechanischen Fügestellen auftretenden Arten der Schädigung haben ihren Ursprung im Herstellungsprozess des Verbunds selbst sowie in den Verarbeitungsschritten und der folgenden mechanischen und thermischen Belastung. Diese chronologische Unterteilung der Schädigungsschritte findet sich indirekt auch in der von [77] vorgeschlagenen Klassifizierung der Schädigungsarten hinsichtlich deren Auswirkungen auf die Verbindungsfestigkeit. Herstellbedingte Schädigungen wie Faserondulationen, Abdrücke der Form und Trockenstellen werden hinsichtlich ihres Einflusses auf die Festigkeit des Verbunds weniger stark gewichtet als Faserbrüche, Zwischenfaserbrüche und Delaminationen. Die bei der Belastung von Fügeverbindungen entstehenden und wachsenden inter- und intralaminaren Brüche im Faser-Matrix-System stellen aufgrund ihrer Größe und ihrer festigkeitsmindernden Wirkung Merkmale besonderer Bedeutung dar. Insbesondere die durch Delaminationen gesenkte Druckfestigkeit des Faserverbunds ermöglicht Schubknicken, wie es bei Lochleibungsbelastung von Fügeelementen im Krafterleitungsbereich zu beobachten ist. In Abbildung 2.9 sind für diese deutlich strukturschwächenden „Fügeimperfektionen erster Ordnung“ [77] typische makroskopische Schiffe dargestellt.

Neben den mechanisch hervorgerufenen Merkmalen beeinflusst auch die thermische Belastung die Schädigung im Verbund. Bei der Maximalbelastung der Auslagerung von 180°C für 20 Minuten zeigt der FVW mit Epoxidharzmatrix Kennzeichen leichter Degradation. Mit steigender Temperatur sinkt die Stützwirkung der Matrix, wodurch verstärkt Zwischenfaserbrüche, inter- und intralaminare Delaminationen das Schädigungsverhalten dominieren. Da diese thermische Last deutlich unterhalb der Zersetzungstemperatur des Epoxidharzes liegt und die Auslagerungszeit verhältnismäßig kurz ist, ist nicht mit Verkokungseffekten zu rechnen.

Die chemische Schädigung durch Korrosion stellt für Fügeverbindungen mit metallischen Fügeelementen ein zu beachtendes Risiko für die Verbindungsfestigkeit dar. Im Automot-

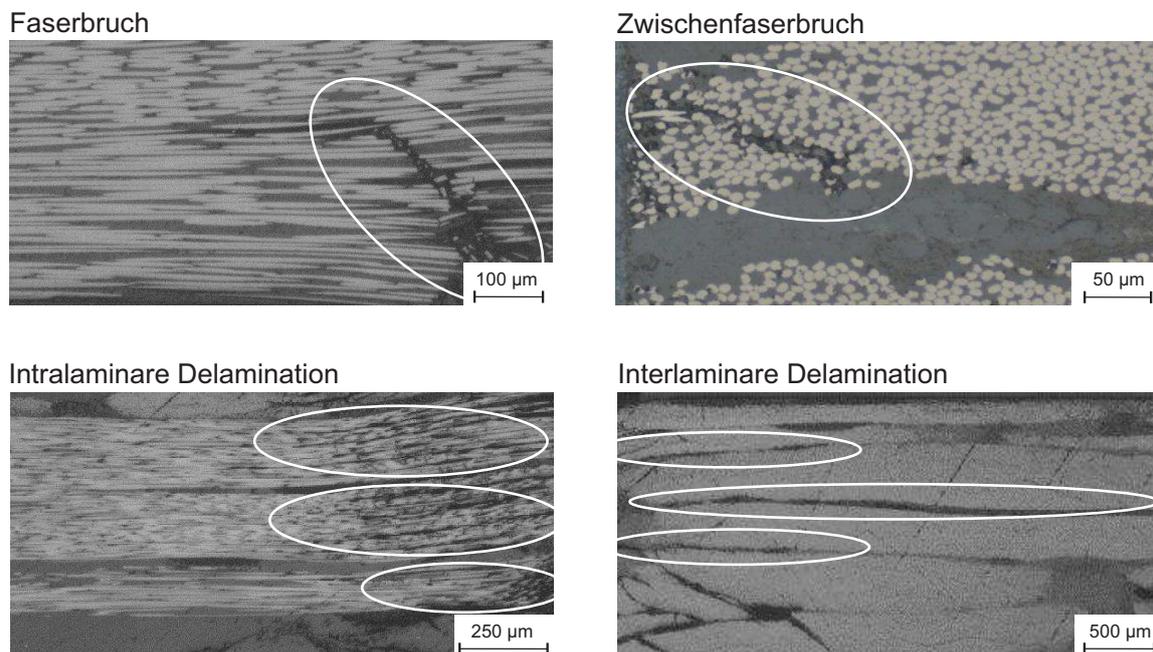


Abbildung 2.9: Typische Schadensarten in FVW im Umfeld mechanischer Fügepunkte, hervorgerufen durch die Einbringung und Belastung mechanischer Fügepunkte

bilbau wird die Karosserie daher einer KTL unterzogen, wodurch nicht nur die Werkstoffoberflächen mit einer Schutzschicht überzogen werden, sondern auch die Kontaktflächen von Fügelementen zu den Werkstücken in gewissem Maße abgedichtet werden. Bei mechanischer Belastung der Verbindungen durch Relativverschiebungen und einem folgenden Abplatzen dieser Schutzumhüllung besteht insbesondere an belasteten Fügeverbindungen die Gefahr verstärkter Korrosion. Da sich der Untersuchungshorizont über die Prozesskette Lackierte Karosserie erstreckt und innerhalb dieser Abläufe nicht mit einer Schädigung infolge Korrosion zu rechnen ist, werden diese langfristigen Degradationseffekte im Folgenden nicht weiter betrachtet.

2.6.2 Wirkzusammenhänge

Zur Bestimmung der Schädigungsentstehung in FVW ist die Anwendung von Versagenskriterien in der Festigkeitsanalyse etabliert. Bei Überschreitung eines berechneten Grenzwerts, üblicherweise basierend auf Spannungswerten, kann auf das Versagen des Verbunds geschlossen werden. Die in diesen Bruchkriterien verwendeten Wirkzusammenhänge zeigen die Ursachen des Beanspruchungszustands auf und können genutzt werden, um das Verständnis der Schädigungsevolution zu schärfen.

Phänomenologische Bruchkriterien eignen sich im Gegensatz zu Pauschalbruchkriterien durch die Differenzierung der Schadensarten (Faserbruch, Zwischenfaserbruch, Delamination) für deren Zuordnung zu spezifischen Lastfällen. Da Delaminationen den größten Anteil von der geschädigten Fläche einnehmen und auch im Umfeld mechanischer Fügepunkte den dominierenden Schadensfall darstellen, sind hierfür die ausschlaggebenden Belastungszustände von besonderer Bedeutung.

Bei der Entstehung von Delaminationen werden drei Modi in Abhängigkeit der Schäl- und Schubbelastung unterschieden (vgl. Abbildung 2.10). Die jeweiligen zur Rissöffnung nötigen Energiefreisetzen (G_{Ic} , G_{IIc} und G_{IIIc}) werden experimentell in standardisierten Testmethoden bestimmt und dienen später der numerischen Simulation des Delaminationswachstums. Anhand der drei Delaminationsmodi zeigt sich, dass sowohl Normalspannungen senkrecht zur Laminebene (Mode I) als auch Schubspannungen innerhalb der Laminebene (Mode II und III) Delaminationen hervorrufen können.

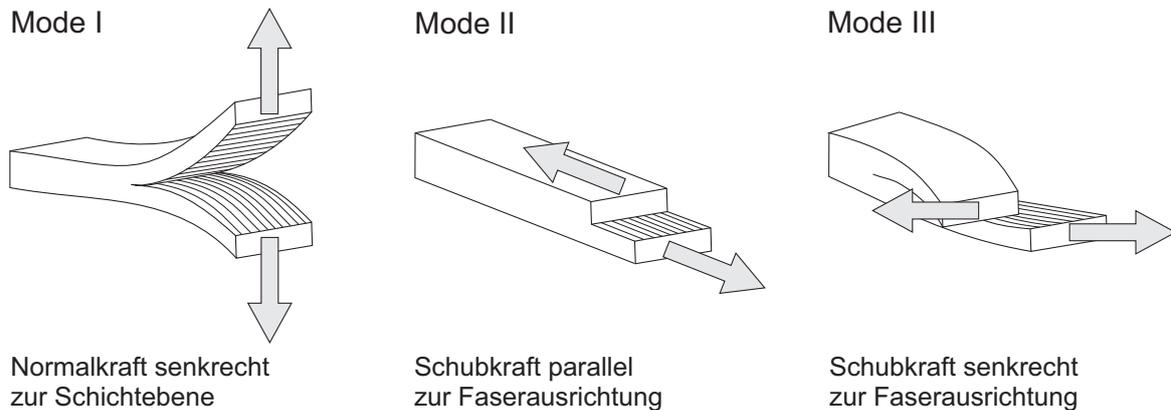


Abbildung 2.10: Delaminationsmodi in Abhängigkeit der auf den Verbund wirkenden Belastung

Der Kontakt der einzelnen Lagen des FVW kann analytisch über den Zusammenhang der wirkenden mechanischen Belastung der resultierenden Rissöffnung in den einzelnen Modi beschrieben werden (vgl. Abbildung 2.11). Die Energiefreisetzungsraten stellen in diesem Modell den Flächeninhalt des Traktions-Rissöffnungs-Dreiecks dar. Die Steifigkeit des Kontakts ändert sich mit Überschreiten der kritischen Last und dem Beginn der Öffnung an der Stelle δ_{start} . Die für das Wachstum der bereits gestarteten Rissöffnung nötige Traktionskraft sinkt mit zunehmender Öffnungslänge und wird Null für die Trennung des Kontakts der Lagen bei der Rissöffnung δ_{UF} . Für eine gemischte Mode I und Mode II Belastung ergibt sich das zugehörige kohäsive Kontaktverhalten (Mixed-Mode-Delamination) anteilig aus den Einzellast-Modellen.

Übertragen auf den Belastungsfall der Blindnietverbindung lässt sich aufgrund der geometrischen Situation der Vorlochüberdeckung die Mode II Delamination als vorwiegender

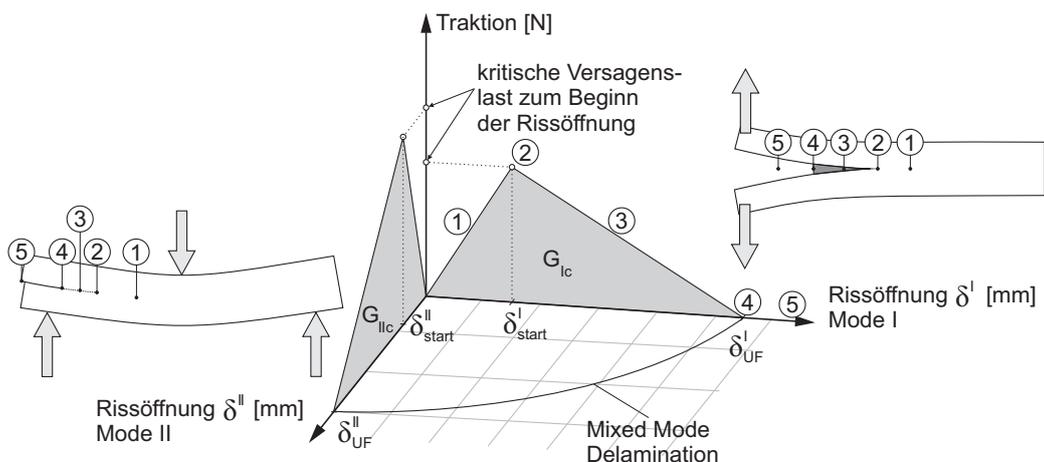


Abbildung 2.11: Beschreibung des kohäsiven Kontakts der Lagen eines FVW über die Energiefreisetzungsraten G_{Ic} und G_{IIc} anhand der bilinearen Traktion-Trennungskurve; nach [16, Abb. 37.1.10–4] und [11]

Schädigungsmodus vermuten. Mit Wirken der Klemmkraft entstehen durch die Biegung des schließkopfseitigen Fügeworkstückes Schubspannungen in der Laminebene. Durch das Biegemoment ergibt sich eine sogenannte Mixed Mode Delamination, deren Verhalten jedoch vom Mode II dominiert wird. Der Lastfall der hülsenfaltenden Blindnietverbindung ist in Abbildung 2.12 für die beschriebenen Delaminationsmodelle vereinfacht zweidimensional dargestellt.

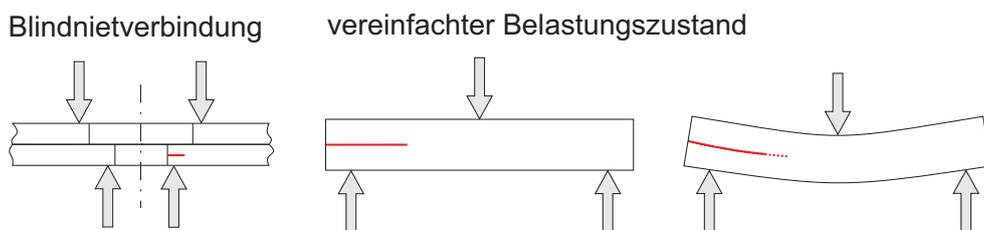


Abbildung 2.12: Vereinfachung des Belastungszustands einer Blindnietverbindung zur theoretischen Herleitung der Schädigung durch Delamination

An hülsenfaltenden Blindnietverbindungen werden bereits durch das gesetzte Element Spannungen in den FVW induziert, welche zu einer inter- und intralaminaren Delamination führen können. Im weiteren Belastungsablauf, beispielsweise durch das Anliegen des Niets am Lochrand, werden weitere Schubspannungen in den FVW übertragen. Die Schädigung durch Delaminationen stellt somit für alle relevanten Belastungsschritte einen wahrscheinlichen Schadensfall dar.

2.6.3 Festlegung des Schädigungsbegriffs

Im weiteren Verlauf dieser Arbeit werden an vielen Stellen die Begriffe „Schädigung“ oder „Schaden“ verwendet. Für ein einheitliches Verständnis dieser Begriffe wird folgende Definition verwendet:

Als Schädigung oder Schaden werden sowohl inter- als auch intralaminare strukturelle Unterbrechungen und Störungen des Faser-Matrix-Verbunds benannt. Diese können durch die Herstellung, mechanische Verarbeitungsprozesse, Fügeelementeinbringung und Belastung der Verbindung im FVW entstehen und wachsen. In der Bewertung flächiger Schäden, beispielsweise mittels zerstörungsfreier Prüfung, bestimmt immer die äußerste detektierbare Schädigung die Grenze des als Schädigungsfläche gewerteten Bereichs.

2.7 Ableitung eines Handlungsbedarfs und Untersuchungsziele

Diese Arbeit verfolgt das Ziel, ein umfassendes Verständnis des Schädigungsvorgangs an gefügten FVW während der Prozesskette Lackierte Karosserie darzulegen und in Folge einen Beitrag zur Weiterentwicklung mechanischer Fügeelemente mit spezieller Eignung für den Einsatz in FVW abzuleiten. Bestehende Untersuchungen an mechanischen Fügeverbindungen konzentrieren sich meist auf die Verbindungsfestigkeit bei Raumtemperatur. Der Ablauf der Schädigungsschritte, bis es zu diesem Totalversagen von Verbindungen kommt, wird in der Literatur bisher nur ungenügend genau beschrieben. Untersuchungen, welche nicht die Zugfestigkeit von Verbindungen, sondern die Schädigung im Umfeld einer Fügeverbindung bewerten, sind durch aufwändige Prüfabläufe und unzureichende Auswertemethoden nicht etabliert.

Auf Grundlage der in der Literatur verfügbaren Untersuchungen, der erkannten Defizite des Stands der Technik und der selbst durchgeführten Vorversuche zu mechanisch gefügten Verbindungen in FVW werden die folgenden Untersuchungsziele und Messgrößen dieser Arbeit definiert:

- Ziel 1 Qualifizieren einer zerstörungsfreien Prüfmethode für gefügte FVW und Entwicklung einer automatisierten Auswertemethode

Zerstörungsfreie Prüfmethode für FVW an mechanischen Fügepunkten mit metallischen Fügeelementen sind in der Literatur bisher nur in geringem Maß untersucht. Auf Basis einer Übersicht möglicher Verfahren muss eine Prüfmethode gewählt werden, deren Eigenschaftsprofil die speziellen Anforderungen der Verbindungen im automobilen Karosseriebau mit FVW erfüllt. Zudem besteht aufgrund der Vielzahl der erwarteten Proben der dringliche Bedarf einer automatisierten Auswertemethode.

- Ziel 2 Bestimmung des Schädigungsablaufs in FVW bei Lochleibungsbelastung bei Prüftemperaturen der Prozesskette Lackierte Karosserie

Fügeverbindungen im Automobilbau sind durch das Verhältnis von Randabstand, Werkstückbreite und Lochdurchmesser in den meisten Fällen auf ein Versagen auf Lochleibung ausgelegt. Bisher sind keine Untersuchungen bekannt, welche die Entstehung und das Wachstum von Schäden in FVW bei diesen gleichzeitig wirkenden mechanischen und thermischen Belastungen der Prozesskette Lackierte Karosserie ausreichend beschreiben. Die Bestimmung des Schädigungsablaufs bei Lochleibungsbelastung hat den Zweck ein grundlegendes Verständnis für das Versagensverhalten zu schaffen. Es besteht daher die Notwendigkeit, die chronologische Abfolge der Entstehung und Ausbreitung von Schädigungen während dieser prozessbedingten Beanspruchung zu charakterisieren.

- Ziel 3 Bestimmung des Einflusses des Belastungswinkels von Blindnietverbindungen auf das Schädigungsverhalten bei mechanischer und thermischer Belastung

Die im Fahrzeugverbund auf Fügeverbindungen wirkenden Kräfte entsprechen in den seltensten Fällen reiner Kopfzug- oder Scherzugbelastung. Die Bestimmung des Einflusses des Belastungswinkels auf das Schädigungsverhalten stellt folglich ein wichtiges Untersuchungsziel dar, um die Auswirkungen realer Lasten auf die Schädigungsentwicklung an einer Fügeverbindung in der Prozesskette zu bewerten. Es ist die Ausprägung der geschädigten Flächen über variierende Belastungswinkel für die mechanischen und thermischen Lasten der Prozesskette Lackierte Karosserie zu analysieren.

- Ziel 4 Bewertung der Übertragbarkeit der auf Probenebene durchgeführten Versuche auf Bauteilebene

Reale Einflüsse wie die Geometrie eines Bauteils oder das Materialverhalten von Bauteilen, die aus Serienwerkzeugen und im Serienprozess hergestellt werden, sind in Untersuchungen auf Probenebene üblicherweise nicht berücksichtigt. Anhand einer Machbarkeitsstudie sollen die Prämissen der gegenseitigen Übertragbarkeit des Schädigungsverhaltens von Probekörper zu Bauteilebene bei mechanischer und thermischer Belastung erörtert werden. Ziel ist es, die Eignung der jeweiligen Versuchsaufbauten aufzuzeigen und die Gültigkeitsbereiche der erlangten Erkenntnisse hervorzuheben.

- Ziel 5 Bewertung prozessbedingter Einflussgrößen einer Blindnietverbindung auf das Schädigungsverhalten

Die Entwicklung spezieller Fügeelemente für die Verbindung von Bauteilen aus FVW im Karosseriebau ist von Erfahrungswerten und empirischen Untersuchungen geprägt. Es sind entwicklungsrelevante Merkmale einer Blindnietverbindung zu identifizieren und deren Einfluss auf das Schädigungsverhalten in FVW abzuleiten. Dieses Ziel verfolgt die Absicht den Entwicklungsprozess zur Auslegung von Blindnieten zu fundieren.

Ziel 6 Rückschluss auf die Tragfähigkeit von Fügeverbindungen anhand der geschädigten Fläche

An Fügeverbindungen im Bauteilverbund kann häufig nur die geschädigte Fläche im gegenwärtigen Zustand ermittelt werden. Es besteht in der Regel keine Kenntnis über die mit Vorhandensein der aktuellen Schädigung noch aufzunehmende Belastung. Ziel muss es sein, einen Ansatz zu erarbeiten um die verbleibende Lastaufnahmefähigkeit einer vorgeschädigten Verbindung anhand der geschädigten Fläche zu beschreiben.

3 Schädigungsursachen und Prüfverfahren

Der Einsatz bestehender mechanischer Fügeverfahren in FVW bewirkt unweigerlich eine Unterbrechung der Regelstruktur des Verbunds und stellt damit nach der Begriffsdefinition in Abschnitt 2.6.3 eine Schädigung des zu fügenden Werkstücks dar. Im Folgenden wird auf die Ursachen dieser Schädigung im Bereich dieser Verbindungen eingegangen. Zudem werden die Qualifizierung einer zerstörungsfreien Prüfmethode und die automatisierte Auswertung von Schädigungsbildern vorgestellt.

3.1 Werkstoffe

Die Entwicklung der Bauteile aus FVW und auch der Verbindungstechnik für die teilautomatisierte Großserienfertigung wird mit Blick auf die drei konkurrierenden Merkmale Kosten, Qualität und Takt- bzw. Produktionszeit hin ausgerichtet. Wird zusätzlich die zu fertigende Stückzahl in dieses Spannungsfeld integriert, zeigt sich der Kompromiss, der in der Großserienfertigung im Automobilbau gefunden werden muss. Die Anforderungen der Fahrzeugproduktion unterscheiden sich in diesen Punkten signifikant von denen der Luft- und Raumfahrttechnik, wo die Verwendung von Faserverbunden bereits seit Mitte des 20. Jahrhunderts etabliert ist [64, S.6]. In Abbildung 3.1 sind diese vier Faktoren für die Automobilindustrie und die Luft- und Raumfahrt vergleichend gegenübergestellt.

Durch die hohen Stückzahlen in der automobilen Großserienproduktion besteht das Bestreben, einen hohen Automatisierungsgrad sowohl in der Bauteilherstellung als auch in der Fügetechnik umzusetzen. Verglichen mit der Luft- und Raumfahrttechnik wird dadurch in Kauf genommen, dass Bauteil- und Materialtoleranzen vergrößert werden, um möglichst ressourceneffiziente und robuste Herstellprozesse zu erzielen. Die vergleichsweise schlechtere Qualität der im Automobilbau verwendeten Bauteile aus FVW wird somit billigend in Kauf genommen, um die Produktionskosten und auch die Produktions- und Taktzeit gering zu halten.

Für die im automobilen Karosseriebau verarbeiteten Faserverbundwerkstoffe können bereits im Ausgangszustand des Bauteils enthaltene Schäden, sogenannte Merkmale, nicht ausgeschlossen werden. Die Bauteile werden bei der Herstellung in Stichproben geprüft

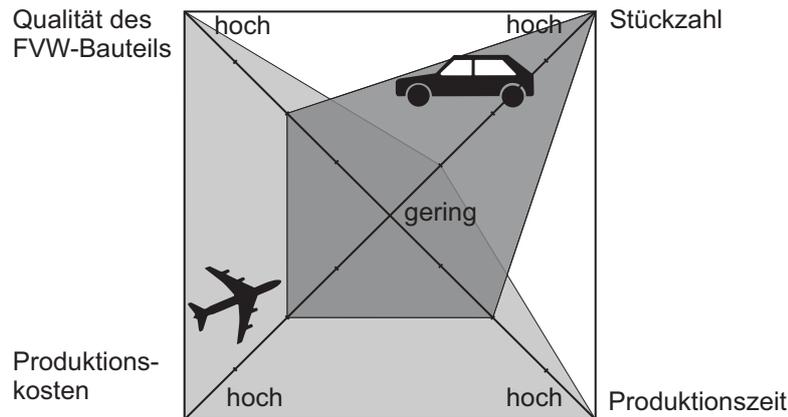


Abbildung 3.1: Unterscheidung der verwendeten FVW der Automobilindustrie im Vergleich zur Luft- und Raumfahrt hinsichtlich wirtschaftlicher Merkmale

und über Prozessfenster in der Produktion abgesichert, eine vollständige zerstörungsfreie Prüfung erfolgt aber nicht. Da sich herstell- und prozessbedingte Merkmale nur bei einer 100%-Prüfung der produzierten Werkstücke identifizieren lassen, stellen diese ein zu berücksichtigendes Risiko dar.

In dieser Arbeit werden zwei für den Automobilbau beispielhafte FVW, ein Geflecht- und ein Gelegewerkstoff, herausgegriffen und näher untersucht. In Tabelle 3.1 ist der Laminataufbau dieser beiden Werkstoffe näher beschrieben.

Tabelle 3.1: Laminataufbau der verwendeten Geflecht- und Gelege-FVW

Kurzname	Aufbau
Flechten-RTM	zweilagiges Triaxialgeflecht; Dicke 2,1mm $(\pm 45^G / 0^C / \pm 45^G)_s$ Faservolumenanteil $\varphi_F = 48\%$ Herstellverfahren Niederdruck-Resin-Transfer-Moulding (RTM) Epoxidharzmatrix
Gelege-NP	Gelege Dicke; 1,7mm $(45^C / -45^C / 0^C / 0^C)_s$ Faservolumenanteil $\varphi_F = 50\%$ Herstellverfahren Nasspressen (NP) Epoxidharzmatrix

Ein Auszug der physikalischen Werkstoffkennwerte ist in Tabelle 3.2 angegeben:

Tabelle 3.2: Werkstoffkennwerte der beiden verwendeten FVW bei 23°C

FVW		Flechten-RTM	Gelege-NP
E-Modul	E_{11}	88 GPa ¹	75 GPa ²
E-Modul	E_{22}	8 GPa ³	15 GPa ²
Energiefreisetzungsraten	G_{Ic}	0,3 $\frac{N}{mm}$ ³	0,3 $\frac{N}{mm}$ ³
	G_{IIc}	0,5 $\frac{N}{mm}$ ³	0,5 $\frac{N}{mm}$ ³
	G_{IIIc}	0,5 $\frac{N}{mm}$ ³	0,5 $\frac{N}{mm}$ ³

¹ ermittelter Wert von [77]

² selbst ermittelte Werte

³ geschätzter Wert

3.2 Schädigung in der Prozesskette Lackierte Karosserie

Der Schädigungszustand an Nietpunkten kann an mehreren Zeitpunkten des Verbindungsprozesses beurteilt werden. Als Ausgangszustand, sowohl beim Blind- als auch beim Halbhohlstanznieten, werden die im FVW enthaltenen herstellbedingten Merkmale an der späteren Fügestelle gewertet. Die Locheinbringung als Vorbereitung für das Blindnieten stellt den zweiten Bewertungszustand der Merkmale dar. Durch das Bohren, Fräsen oder Wasserstrahlschneiden des Vorlochs ist eine Beschädigung der Faserverbundstruktur um den Fügepunkt unvermeidlich. Der beim Setzen des Blindniets verursachte Schaden im FVW baut auf die bereits zuvor eingebrachten Merkmale auf. Beim Halbhohlstanznieten sind nur die im FVW enthaltenen Merkmale für das weitere Schadensverhalten grundlegend. Für beide Fügeverfahren kann der Schaden nach Einbringung äußerer Kräfte nochmals beurteilt werden. Den Grenzfall stellt die Bewertung des Verbindungsversagens dar, wie es von [64] und [74] beschrieben wird. Diese Schritte der zustandsabhängigen Schadensbeurteilung sind in Abbildung 3.2 grafisch dargestellt.

3.2.1 Ausgangsmerkmale im FVW

Bereits vor dem Einbringen mechanischer Fügeelemente lassen sich in vielen Faserverbundbauteilen Merkmale detektieren. Imperfektionen wie etwa Lunker oder Fasergassen sind vom Herstellungsprozess und den Ausgangswerkstoffen abhängig und werden für Anwendungen im automobilen Karosseriebau innerhalb festgelegter Grenzwerte akzeptiert. Bei der Untersuchung der Auswirkung fügetechnischer Merkmalseinbringung sind solche

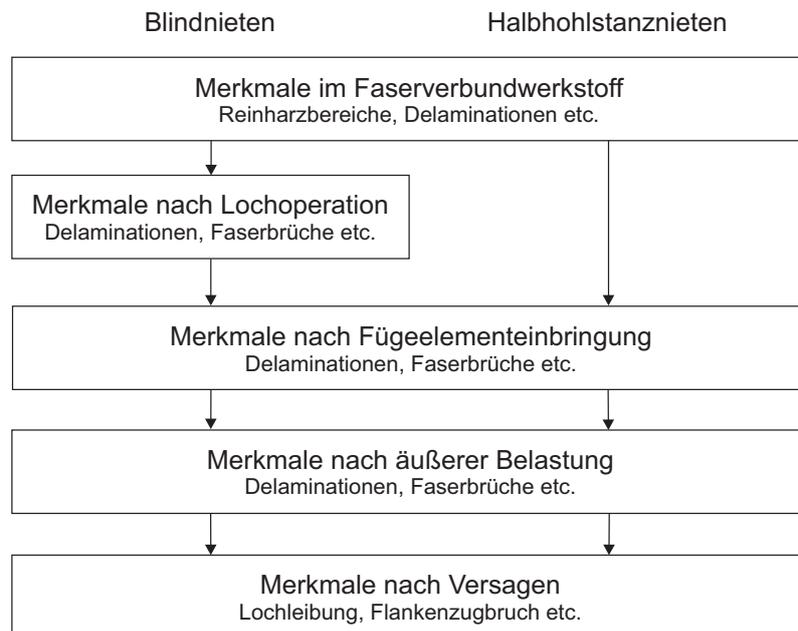


Abbildung 3.2: Schritte der zustandsabhängigen Schadensbeurteilung für das Blind- und Halbhohlstanznieten

Ausgangsmerkmale insofern zu beachten, dass diese Auswirkungen auf weitere Bearbeitungsschritte haben können.

Untersuchungen von [12] und [34] zeigen die Entstehung von Delaminationen als Folge anderer Merkmale, wie zum Beispiel Poren, durch äußere Belastung des FVW auf. Da sowohl durch die Locheinbringung als auch durch das Setzen der Nieten von ausreichend großen äußeren Belastungen ausgegangen werden kann, ist auch an mechanischen Fügepunkten mit Delaminationen als Folge anderer Merkmale zu rechnen.

3.2.2 Locheinbringung

Zum Fügen von Bauteilen mit Blindnieten sind die Bauteile nach der Herstellung in einem weiteren Bearbeitungsschritt mit Vorlöchern zu versehen. Im automobilen Karosseriebau haben sich die Verfahren Orbitalfräsen, Bohren und Wasserstrahlschneiden zur Locheinbringung etabliert. Orbitalfräsen wird üblicherweise für Löcher mit hohen Anforderungen an die Schnittkante und Maßhaltigkeit verwendet. Eine kürzere Prozesszeit und auch einen einfacheren Prozess bietet das Bohren von Löchern. Alle im Folgenden beschriebenen Löcher in FVW sind orbitalgefräst um die Schädigungen des Serienprozesses nachzubilden.

Für Vorlöcher geringen Durchmessers, wie beispielsweise bei den schließkopfseitigen Nietlöchern von Blindnietverbindungen, ist der Durchmesser des Fräskopfs nur unwesentlich kleiner als der nominale Lochdurchmesser. Der initiale Durchstoß des Fräskopfs und die hierbei entstehenden Schädigungen entsprechen aufgrund der axialen Last auf den FVW daher nahezu dem des Bohrprozesses. Für größere Vorlöcher wird der durch den Fräserdurchstoß erzeugte Schaden im orbitalen Frässchritt entfernt, für den Fall des schließkopfseitigen Nietlochs ist dieser Effekt durch den geringen Unterschied der Durchmesser von Fräskopf und Loch deutlich geringer ausgeprägt. Es bietet sich daher an für das Schädigungsverständnis Vergleichsuntersuchungen des Bohrprozesses heranzuziehen.

Die Locheinbringungsverfahren mit Werkzeug (Bohren, Fräsen) unterscheiden sich im Schädigungseintrag deutlich von den medienbasierten Verfahren wie dem Wasserstrahlschneiden [71]. Im direkten Vergleich der beiden Verfahren zeigt sich, dass die Schädigung am Nietloch nach dem Bohren des Lochs im Idealfall geringer ist, als es üblicherweise im Wasserstrahlschnitt möglich ist, da Anlagerungen des Abrasivmittels an der Schnittfläche nicht vollständig verhindert werden können [71, 65]. Die Literatur zeigt zudem, dass es mittels mechanischer bohrender oder fräsender Bearbeitung prinzipiell möglich ist delaminationsfrei Löcher in FVW einzubringen. Für die Anwendung im automobilen Karosseriebau sind die damit verbundenen Empfehlungen hinsichtlich des Großserieneinsatzes und der nötigen Prozessressourcen jedoch nur bedingt geeignet.

Eine bedeutende Stellgröße bei der delaminationsfreien Werkstückdurchdringung, beim Bohren und auch Fräsen, ist die Vorschubkraft des Bohrers/Fräskopfs in Abhängigkeit der Restmaterialdicke am zu bearbeitenden Loch [40]. Die genannte Restmaterialdicke h stellt die Höhe des noch nicht durchstoßenen Materials unterhalb der Werkzeugspitze dar (siehe Abbildung 3.3). Über das Verhältnis der Gesamtdicke des FVW H zur Restmaterialdicke h muss nach [40] die ideale Vorschubkraft eines Bohrers angepasst werden, um Delaminationen zu vermeiden. Neben den genannten Parametern des axialen Bearbeitungsprozesses ist zudem die Schnittkante des Werkzeugs sowie dessen Verschleiß ausschlaggebend für die Schädigung des FVW am Nietloch.

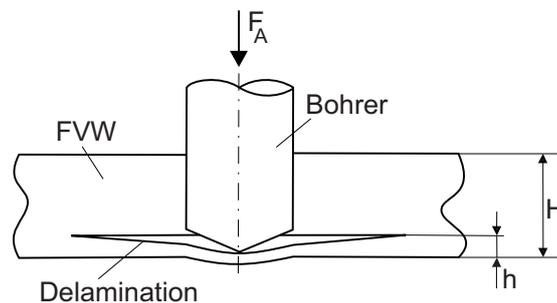


Abbildung 3.3: Bei geringer Restmaterialdicke h (im Verhältnis zur Gesamtdicke H) und großer axialer Kraft F_A neigt der FVW zur Delamination an der Bohreraustrittsseite, nach [40]

Die Lochoperationen des automobilen Karosseriebaus orientieren sich nur zum Teil an den genannten Richtlinien zur Herstellung eines delaminationsfreien Bohrlochs. In der Praxis konkurrieren wirtschaftliche Zielsetzungen mit der produktionstechnischen Ausführbarkeit der Großserienfertigung. Aus diesem Grund ist eine schädigungsfreie Herstellung der Nietlöcher in FVW in automobilen Großprojekten nicht realistisch. In der Praxis werden daher folgende Merkmale in den Untersuchungen berücksichtigt:

- Delamination am Bohrloch
- Faserausrisse an der Beschnittkante in das Bauteil hinein
- Faserausrisse an der Beschnittkante in das Bohrloch hinein (Faserüberstand)
- Überstehende Binfäden an der Beschnittkante
- Matrixüberstände an der Beschnittkante in das Bohrloch hinein

Da in den hier durchgeführten Untersuchungen hauptsächlich die geschädigte Fläche zu gewissen Zeitpunkten der Schädigung bestimmt wird, ist die Identifikation der Ausgangsschädigung der gebohrten Probe wichtig zur Referenzierung. Voruntersuchungen haben dabei gezeigt, dass Delaminationen den flächenmäßig größten Anteil an der Schädigung nach dem Bohren haben. Durch den Vorschub des Werkzeugs treten Delaminationen hauptsächlich zwischen den letzten durchtrennten Lagen an der Austrittsseite des Bohrers auf (siehe Abbildung 3.3) [40]. Faserausrisse in das Bauteil hinein betreffen in der Regel nur wenige Filamente der Decklage, weshalb angenommen wird, dass das Lochleibungs- und auch Kopfzugverhalten dadurch nicht maßgebend beeinflusst wird. Matrix- und Faserüberstände, auch von Binfäden, in das Bohrloch können das Einpassen des Niets in das Bohrloch behindern, sind aber ebenfalls für die weitere Belastung nicht störend. Das Abscheren der Überstände beim Einführen des Blindniets hat Einfluss auf die Verunreinigung der Produktionsumgebung, weshalb diese Merkmale die Qualitätsbewertung des Bauteils in der Serienproduktion beeinflussen.

Reproduzierbare Schädigungen am Bohrloch lassen sich in der Praxis bei kleineren bis mittleren Prüfserien ($n < 100$) umsetzen, wenn die Probekörper aufeinander folgend mit dem gleichen Bohrer bearbeitet werden. Bei den Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit wurde zudem auf vergleichbare Einstellgrößen, Vorschub und Drehzahl innerhalb der jeweiligen Prüfgruppen geachtet. Für die Probekörper des Bolzenzugversuchs ergibt sich dafür beispielhaft die in Abbildung 3.4 dargestellte Häufigkeitsverteilung der Schadensfläche. Die Vermessung der Bolzenzugproben nach Einbringung des Bohrlochs hat eine mittlere Nettoschadensfläche (detektierte Gesamtschädigung abzüglich Fläche des Lochs, siehe auch Abschnitt 3.4) von $12,5 \text{ mm}^2$ ergeben, wobei das Histogramm eine Häufung bei kleineren Schädigungsflächen im Bereich von 9 bis 11 mm^2 aufzeigt. Die zunehmenden Verschleißerscheinungen am Werkzeug durch Flanken- und Kantenabrieb führen mit steigender Standzeit zu kleiner werdenden Lochdurchmessern und insbesondere zu einer Verschlechterung der Oberflächenqualität an der Schnittfläche.

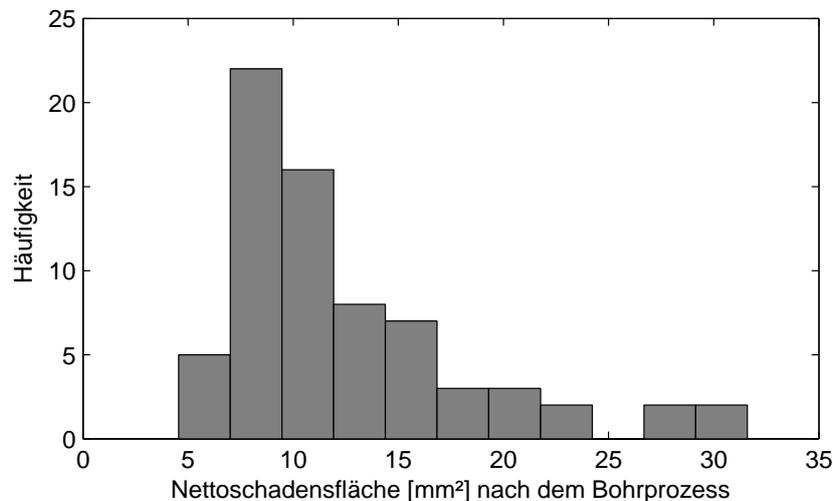


Abbildung 3.4: Häufigkeitsverteilung (Histogramm) der nach der Locheinbringung gemessenen Fläche der Schädigung abzüglich der Fläche des Lochs selbst (=Nettoschadensfläche)

3.2.3 Fügepunkteinbringung

Im automobilen Karosseriebau werden mechanische Fügeelemente automatisiert gesetzt, um den Anforderungen an Sicherheit, Präzision und Taktzeit gerecht zu werden. Die Vergleichbarkeit der Fügestelle mit manuell gesetzten Nieten ist beim Blindnieten durch die im Element enthaltene Sollbruchstelle gewährleistet.

Das druckluftbetriebene Handsetzgerät erreicht während des Abzugs des Nietdorns vergleichbare Kräfte wie die Automatanlage, da diese von der Dornbruchkraft des Blindnietes abhängt. Für andere mechanische Fügeverfahren wie das Halbhohlstanznieten entspricht die manuell bediente Zange der in der Produktion am Roboter befestigten Zange, wodurch ideale Vergleichbarkeit der Systeme besteht.

Die beim Anziehen des Blindnietes auf die gefügten Werkstücke wirkenden Kräfte werden nach Klemmkraft (in Nietlängsachse) und Lochleibungskraft (radial zum Niet) aufgeteilt (siehe Abbildung 3.5) [32]. Bei hülsenfaltenden Blindnieten übersteigt der Anteil der Klemmkraft den der Lochleibungskraft deutlich, wodurch die Fügeworkstücke hauptsächlich durch Reibschluss miteinander verbunden sind. Für das Fügen von FVW als schließkopfseitiges Werkstück werden hauptsächlich hülsenfaltende Blindniete eingesetzt, um die Schädigung im Bereich der Fügestelle einzuschränken.

Hülsenweitende Blindniete eignen sich für Anwendungen mit schließkopfseitigem FVW nur bedingt, da es bei dünneren Werkstücken häufig zu hohen Radialspannungen am Lochrand kommt. In der Arbeit von [77] wurde diese Variante gewählt, um Belastungsgrenzfälle auf-

zuzeigen und eine hohe Schädigung alleine durch das Setzen des Niets zu erzielen. Der hohe Anteil der Lochleibungskraft führt bereits beim Setzen zu äußerlich sichtbarer Rissbildung am Lochrand, wovon das weitere Schädigungswachstum bei Beanspruchung der Verbindung dominiert wird.

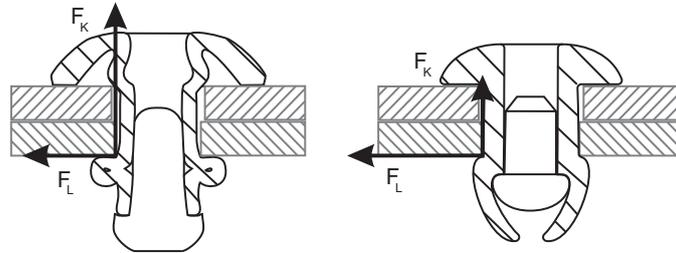


Abbildung 3.5: Kraftübertragung an hülsenfaltenden (links) und hülsenweitenden (rechts) Blindnieten [32, S.12]
 F_L : Lochleibungskraft
 F_K : Klemmkraft

3.2.4 Belastung der Verbindung

Die mechanischen Fügepunkte in FVW in Karosseriebauanwendungen sind als Heftverbindungen ausgelegt, wodurch der Kraftfluss durch die Elemente nach Aushärtung des Klebstoffs deutlich nachlässt. Die größte Belastung erfahren die Verbindungen daher auf der Förderstrecke sowie durch die Strömungswiderstände in den Tauchbädern und anschließend durch die sich aufbauenden Wärmespannungen im KTL-Trockner (kathodische Tauchlackierung). Die experimentelle Bestimmung der tatsächlich auf die Verbindungspunkte einwirkenden Kräfte zeigt messtechnische und logistische Herausforderungen auf. Das Mitführen von Messvorrichtungen durch die Tauchbäder ist durch die Gefahr möglicher Verunreinigungen, hoher Beschichtungsströme von über 1000A und auch Taktverlust in der Produktionslinie erschwert. Bisher sind keine Untersuchungen der Spannungsverteilung an mechanischen Fügepunkten während des KTL-Durchlaufs von Karossen bekannt.

Die bisherige Auslegung der Fügeverbindungen orientiert sich an Erfahrungswerten und gibt eine Handlingsfestigkeit von mindestens 150N für Blindnietverbindungen vor. Handlingsfestigkeit beschreibt in diesem Fall die Festigkeit einer Verbindung gegen äußere Kräfteinwirkung, wie sie beim Handling des Fahrzeugs in der Prozesskette „Lackierte Karosse“ auftritt. Bei Blindnietverbindungen wird hier der Wert der Haftreibung herangezogen.

Die im Betriebsfall tatsächlich über das Fügeelement übertragene Kraft ist bei ausgehärteten, hybriden Fügeverbindungen von der Dicke der Klebstoffschicht, der überlappenden Klebefläche, dem Randabstand zum Fügeelement sowie dem E-Modul des Klebstoffs abhängig [43]. Im Karosseriebau wird der einkomponentige Strukturklebstoff SIKa POWER

498 für Klebstoffdicken im Bereich von 1,5 mm eingesetzt, um die FVW-Bauteile an großflächigen Flanschen zu verbinden. Aufgrund der Untersuchungen von [43] ist davon auszugehen, dass bei dieser kombiniert mechanischen und adhäsiven Verbindung weniger als 5% der Gesamtlast von den Fügeelementen aufgenommen wird. Diese Annahme wird unterstützt von den Ergebnissen der Gesamtfahrzeugsimulation, in welcher die resultierenden Kräfte an den Fügeelementen bei Krafteinleitung über das Fahrwerk in die Karosserie bei Betrieb des Fahrzeugs berechnet werden. Selbst im dynamischen Grenzlastbereich ergeben sich an den Fügeelementen Maximalkräfte von weniger als 60 N in Richtung der Nietlängsachse und in radialer Richtung. Die im Betriebsfall über die Fügeelemente übertragenen Kräfte sind daher bedeutend geringer als die Kraft, welche erforderlich ist, um die Haftreibung der Klemmkraft von Blindnietverbindungen zu überwinden. Diese liegt für FVW-Stahlverbindungen bei Raumtemperatur bei mehr als 200 N.

3.2.5 Verbindungsversagen

Mechanische Fügeelemente in FVW werden üblicherweise so in Zusammenbauten angeordnet, dass der Großteil der Last über Verschiebung der zu fügenden Werkstücke in der Werkstückebene entsteht. Die vom Element aufgenommene Scherbelastung ist für Blind- und auch Halbhohlstanzniete größer als die zu erwartende Kopfzugfestigkeit. Die Versagensfälle bei einschnittigem und zweischnittigem Scherzug sind in der Norm ASTM 5961 „Bearing Response of Polymer Matrix Composite Laminates“ klassifiziert [3] und in Abbildung 3.6 dargestellt.

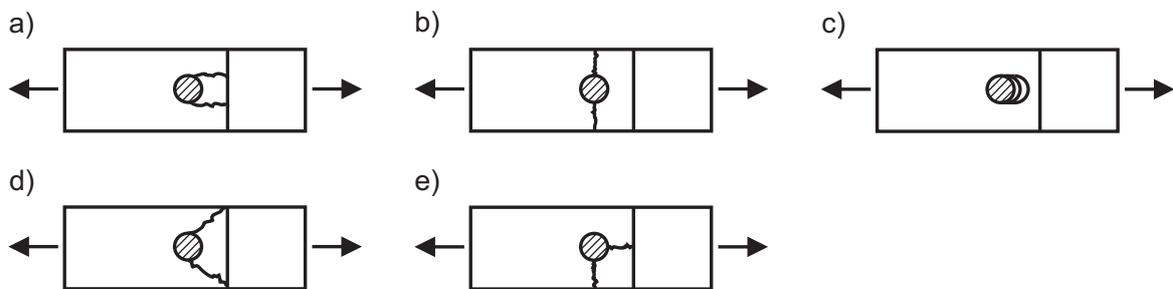


Abbildung 3.6: Versagensarten von Bolzenverbindungen in Faserverbundwerkstoffen, [3]

- a) Versagen auf geraden Scherbruch
- b) Versagen auf Flankenbruch
- c) Lochleibungsversagen
- d) Versagen auf diagonalen Scherbruch
- e) Versagen durch kombinierten Scher- und Flankenbruch

Unter anderem in [10, 70] und [67] wird die Schädigungsausbreitung durch Bolzenzug in FVW diskutiert. Die Versagensarten sind durch die geometrische Verbindungsauslegung in

Form von Element- und Bohrungsdurchmesser sowie Randabständen beeinflussbar. Lochleibung wird in der Literatur übereinstimmend als Versagensart bei großen Randabständen und Probenbreiten beschrieben [35, 82]. In [77] wird darüber hinaus eine weitere Abminderung der Schub-, Lochleibungs- und Zugfestigkeit aufgrund eines effektiven Randabstands mit Berücksichtigung geschädigter Bereiche gezeigt. Die in die Berechnung einfließenden effektiven Randabstände infolge flächiger Schädigung in Lochnähe werden mittels der visuellen Begutachtung des im Ultraschall C-Scan erzeugten Bilds des Rückwandechos ermittelt und in Bezug auf die Maximalkraft empirisch bewertet. Das von [77] entwickelte Regressionsmodell erlaubt daher Aussagen zur Materialfestigkeit bei bereits vorhandenen Schädigungen in unmittelbarer Nähe zum Fügepunkt.

Im Gegensatz zu den Schädigungsarten auf Bruch stellt Lochleibung kein schlagartiges Versagen dar [56]. Selbst bei Überschreiten der maximalen Kraft, welche von der Verbindung aufgenommen werden kann, besteht immer noch Formschluss der gefügten Werkstücke mit Tragkräften nahe unterhalb der Maximalkraft (siehe Abbildung 3.7). Ein schlagartiges Versagen tritt bei Lochleibungsversagen nicht auf. Die Auslegung von Nietverbindungen auf Lochleibung findet durch das gutmütige Versagensverhalten auch in Luft- und Raumfahrtapplikationen Verwendung [64, S.244]. Bei den in dieser Arbeit verwendeten FVW (Flechten-RTM und Gelege-NP) und Probengeometrien konnte beim Scherzug von Nietverbindungen zunächst Lochleibungsversagen (c) mit anschließendem Versagen auf geraden Scherbruch (a) festgestellt werden.

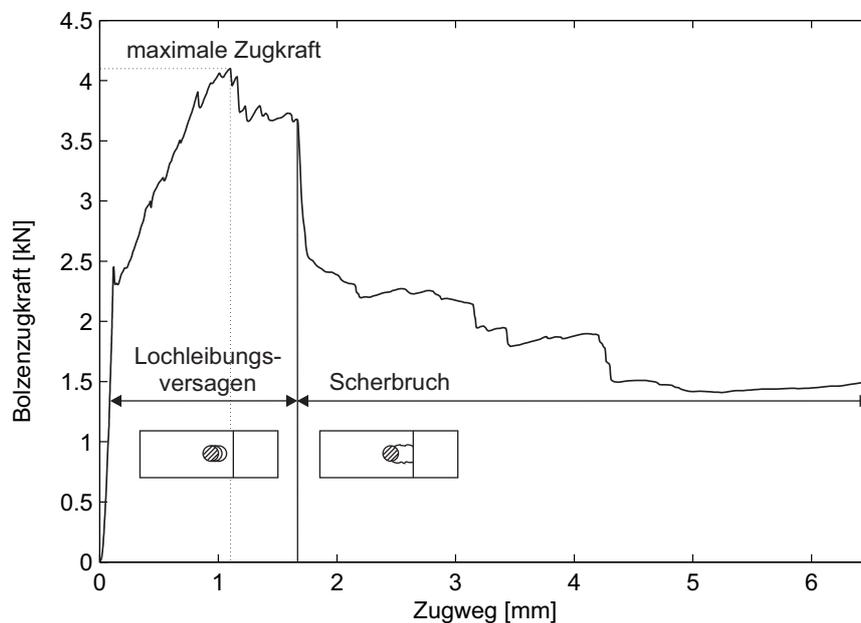


Abbildung 3.7: Beispielhaftes Tragverhalten einer Bolzenverbindung im Werkstoff Flechten-RTM bei Raumtemperatur beim Versagen auf Lochleibung mit anschließendem Scherbruch

Versagen von Blindniet- und Halbhohlstanznietverbindungen auf Kopfzug tritt meist durch Ausknöpfen des Niets ein. Dieses Versagen wird beim Blindnieten begünstigt durch die Weitung des schließkopffseitigen Nietlochs beim Durchzug des ausgeformten Hinterschnitts der Hülse. Durch die Biegung der Fügeworkstücke im Kopfzug treten Delaminationen und Matrixbrüche im Bereich des Fügeelements auf [37]. Liegt die Biegefestigkeit des Fügeworkstücks unter der Verbindungsfestigkeit der Nietverbindung, kann ein Brechen des FVW ähnlich dem Flankenbruch auftreten.

Vor allem bei Schälbeanspruchung der Verbindungen im Crash steigt durch die Klemmung der mechanischen Fügeelemente der Widerstand gegen Rissöffnung. Der Verbleib der mechanischen Fügepunkte im Fahrzeug nach Durchlauf des Lack-Prozesses ist somit auch für das Versagenverhalten der Karosserie bei Überschreitung der normalen Betriebslast sinnvoll.

3.3 Prüfmethode

Zur Prüfung des Schadensfortschritts kommen sowohl zerstörungsfreie als auch zerstörende Prüfmethode zum Einsatz. Es werden dabei die Serienprüfung, also eine Prüfung der laufenden Produktion, mit der Prüfung während der Absicherung und Entwicklung neuer Fügeverbindungen unterschieden. In der zur Qualitätssicherung des Serienfahrzeugbaus parallel ablaufenden Prüfung werden einzelne Karossen an mechanischen Fügepunkten zerstörend in Makro- und Mikroschliffen geprüft und relevante Hinterschnitte, Werkstoffdicken etc. vermessen. Zusätzlich trägt die Überwachung der Prozessdaten der automatisierten Fügeanlagen zu einer kontinuierlichen Kontrolle bei. Die Prüfung während der Vorentwicklung der Verbindungen umfasst neben der Schliffbildprüfung auch eine zerstörende Prüfung auf Basis ebener Proben zur Bestimmung der Verbindungsfestigkeiten sowie im Fall von FVW eine zerstörungsfreie Absicherung der geschädigten Flächen des Werkstoffes im Bereich der Fügestelle.

Zum Vergleich der im Folgenden vorgestellten Prüfverfahren wurden Demonstratorproben aus zwei unterschiedlichen FVW hergestellt, welche Flachbodenbohrungen, ein Durchgangsloch, eine Halbhohlstanznietverbindung sowie eine hülsenfaltende und eine hülsenweitende Blindnietverbindungen beinhalten. In Abbildung 3.8 sind die Probengeometrie des FVW-Fügeworkstücks und ein Foto der Verbindungsprobe dargestellt. Die beiden Werkstoffe wurden gewählt, um den Einfluss unterschiedlicher Lagenaufbauten und Fasertypen (vgl. Abschnitt 3.1 zur Werkstoffbeschreibung) auf die Prüfmethode zu zeigen.

Anhand der vier Flachbodenbohrungen in unterschiedlichen Durchmesser kann die Messgenauigkeit und Auflösung der zerstörungsfreien Prüfmethode bestimmt werden. Das halb überlappende Stahlwerkstück wird über zwei Blindniete und einen Halbhohlstanzniet an der FVW-Probe befestigt. Dadurch lassen sich Artefakte und Signalbeeinflussungen der einschnittigen Multimaterialverbindung auch im Bereich der Fügepunkte und am

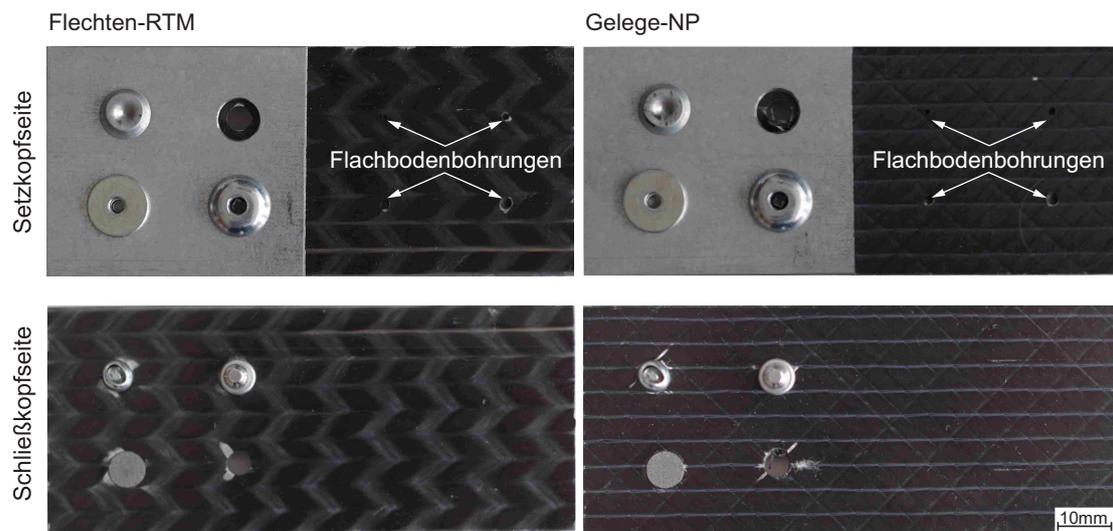


Abbildung 3.8: Demonstratorprobe zur vergleichenden Untersuchung der Prüfmethoden

Übergangsbereich der Überlappung bewerten. Die anschließende zerstörende Prüfung der Verbindungen im Schliff trägt dazu bei, die zerstörungsfrei detektierten Merkmale zu belegen.

3.3.1 Zerstörungsfreie Prüfung

Zerstörungsfreie Prüfmethoden haben den Vorteil, Werkstücke zu verschiedenen Zeitpunkten bei verschiedenen Belastungszuständen zu untersuchen, um den Schadensfortschritt einzelner Proben spezifisch beurteilen zu können und die mechanische Belastung der Probe auch nach der Prüfung fortzuführen. Die zerstörungsfreie Untersuchung der FVW-Verbindungen an mechanischen Fügepunkten muss sich dabei in die werkstoff-, produkt- und prozessspezifischen Rahmenbedingungen einfügen. So sind beispielsweise Bauräume für Prüfmittel durch die Geometrie beschränkt und müssen sich der konstruktiven Bauteilgestaltung unterordnen.

Die Anforderungen an die zerstörungsfreien Prüfverfahren können, wie in Abbildung 3.9 gezeigt, nach ihrer Bedeutsamkeit für die Prüfaufgaben eingestuft werden. Werkstoffbezogene Anforderungen sind nach dieser Einstufung wichtiger zu bewerten, als es Anforderungen aus Prozesssicht sind. Wenn ein Prüfverfahren primäre Anforderungen nicht erfüllt, also die zerstörungsfreie Prüfung an der Verbindungsstelle verfahrensbedingt nicht oder nur stark eingeschränkt möglich ist, eignet sich dieses Verfahren nicht zur Prüfung, selbst wenn sekundäre Anforderungen erfüllt werden könnten.

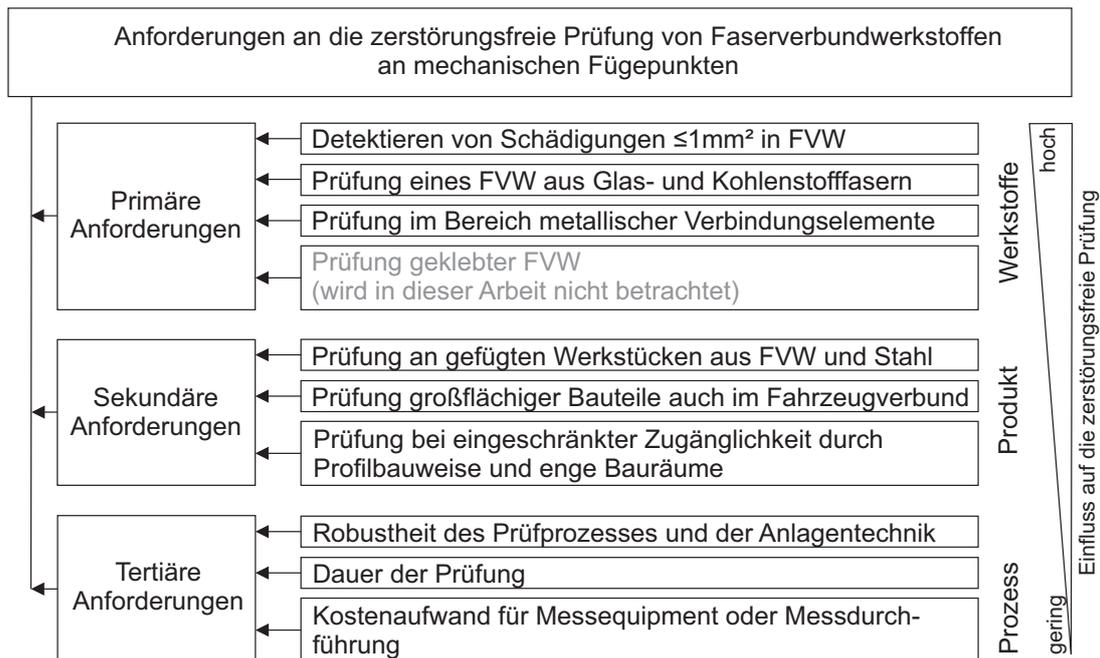


Abbildung 3.9: Anforderungen an die zerstörungsfreie Prüfung von FVW an mechanischen Fügepunkten für die Anwendung im automobilen Karosseriebau

Die größten Herausforderungen bei der zerstörungsfreien Prüfung der FVW an mechanischen Fügepunkten stellen die Werkstoffe dar. Durch die Kombination mehrerer Werkstoffe mit unterschiedlichen Massendichten, die durch das mechanische Fügeelement untrennbar miteinander verbunden sind, ist es herausfordernd, Merkmale im FVW zweifelsfrei zu erkennen. Da für manche Anwendungen sowohl Glas- als auch Kohlenstofffasern in einem Verbundkunststoff kombiniert werden, ist die Dichte über die Dicke des Werkstoffs lokal unterschiedlich verteilt. Zudem wirkt sich die Nähe zu metallischen Fügeelementen häufig störend auf die Signalqualität bei der Prüfung von FVW aus. Eine Klebstoffschicht zwischen den zu fügenden Werkstücken bietet durch mögliche Luft- und Fremdkörpereinschlüsse ebenfalls potentielle Störgrößen in der zerstörungsfreien Prüfung. Klebstoffschichten werden in der hier durchgeführten Analyse von Schädigungen in FVW nicht betrachtet, seien aber der Vollständigkeit halber genannt.

Sekundäre und tertiäre Anforderungen beschreiben die produkt- und prozessspezifische Sicht der zerstörungsfreien Prüfung. Die Bauteile im Fahrzeugverbund sind im Fall des automobilen Fahrzeugbaus sowohl FVW-FVW- als auch FVW-Stahl-Zusammenbauten, die in der Regel mehr als 1m lang sind und durch ihren Aufbau, z.B. in Schalenbauweise, häufig nur einen sehr geringen Bauraum zur Prüfung bieten. Viele Fügepunkte an Faserverbundbauteilen im Fahrzeug sind zudem nur einseitig zugänglich, was die zerstörungsfreie Prüfung gerade an Bauteilen mit unzugänglicher FVW-Seite zusätzlich erschwert.

Durch die vielfältigen Anforderungen der zerstörungsfreien Prüfung von FVW im Mischbau ist die Wahl der Prüfmethode stark eingeschränkt. Im Folgenden sind kontaktlose Prüfverfahren aufgezeigt, die ausgewählt wurden, um eine Eignung zum Einsatz im automobilen Karosserie-Mischbau aufzuzeigen. Die Vorauswahl der gezeigten Verfahren wurde aufgrund der Untersuchungen von [47, 77] getroffen, die Prüfmethoden für FVW im Kontext Automobilbau aufzeigen. Da sich der Großteil der in Veröffentlichungen dargestellten Prüfverfahren auf reine FVW-Körper konzentriert, bildet die gesonderte Bewertung dieser Verfahren für gefügte FVW-Metall-Verbindungen die nötigen Grundlagen um die Schädigungen an Fügeverbindungen nachzuweisen.

Ultraschallprüfung

Die zerstörungsfreie Prüfung von Bauteilen aus FVW mit Ultraschall ist in der Luftfahrt seit Jahren etabliert [63, 66]. Üblicherweise werden gekrümmte Bauteile mit handgeführten Sensoren im Kontaktultraschallverfahren geprüft, während ebene Platten auch in Tauchtechnik analysiert werden. Der für die folgenden Untersuchungen verwendete punktfokussierte Ultraschallprüfkopf (KARL DEUTSCH GMBH & CO. KG) wird mäanderförmig über das Werkstück geführt. Die Wasservorlaufstrecke, also der Abstand zwischen Werkstückoberfläche und Schallaustritt des Prüfkopfs, wird während der Prüfung sichergestellt. Die Abtastung des Werkstücks sowie die Projektion der Schäden in eine Ebene (C-Bild) sind zusammen mit einem Foto des Prüfequipments in Abbildung 3.10 dargestellt.

Die Prüfung von Verbundkunststoffen, in denen sowohl G- als auch C-Fasern enthalten sind, ist bisher nur in geringem Ausmaß bekannt. Bei dieser Materialkombination ist die Nachweiswahrscheinlichkeit durch Dichteunterschiede der G- und C-Faser-Rovings und einem damit sehr unruhigen Signalmuster limitiert, wodurch Merkmale durch die Signale der Glasfasern verdeckt werden können. [78] beschreibt die Detektierbarkeit von Flachbodenbohrungen in einem solchen Mischfaserkunststoff aus C- und G-Fasern (Flechten-RTM) und weist nach, dass diese ab einer lateralen Ausprägung von ca. $1,5\text{mm}$ in ausreichendem Kontrast zum Grundmuster der G-Faserstränge stehen, um sie als Fehlstellen zu identifizieren. In Voruntersuchungen wurde zudem erkannt, dass die Detektierbarkeit der eingebrachten Bohrungen stark von deren Position auf der Probe relativ zu den eingebrachten G-Fasern abhängt. Merkmale im Bereich der G-Fasern sind daher erst zu erkennen, wenn das Merkmal die Größe der G-Faserstränge überschreitet.

Zur Bewertung der Messergebnisse wurden vorgeschädigte Proben aus FVW Referenzproben ohne gezielt eingebrachte Schädigung gegenüber gestellt. Beide Prüfgruppen wurden mit einer Durchgangsbohrung für einen Blindniet versehen, sind aber zum Zeitpunkt der Ultraschallprüfung nicht gefügt. Die geschädigten Proben wurden nach der Locheinbringung lokal über einen Stempel (Durchmesser $10,8\text{mm}$) mit einer Last von 31kN beaufschlagt. Zur Dokumentation der eingebrachten Schädigung wurden diese Proben zerstörungsfrei in Ultraschalltauchtechnik geprüft und jeweils das Rückwandecho im C-Bild bewertet. In

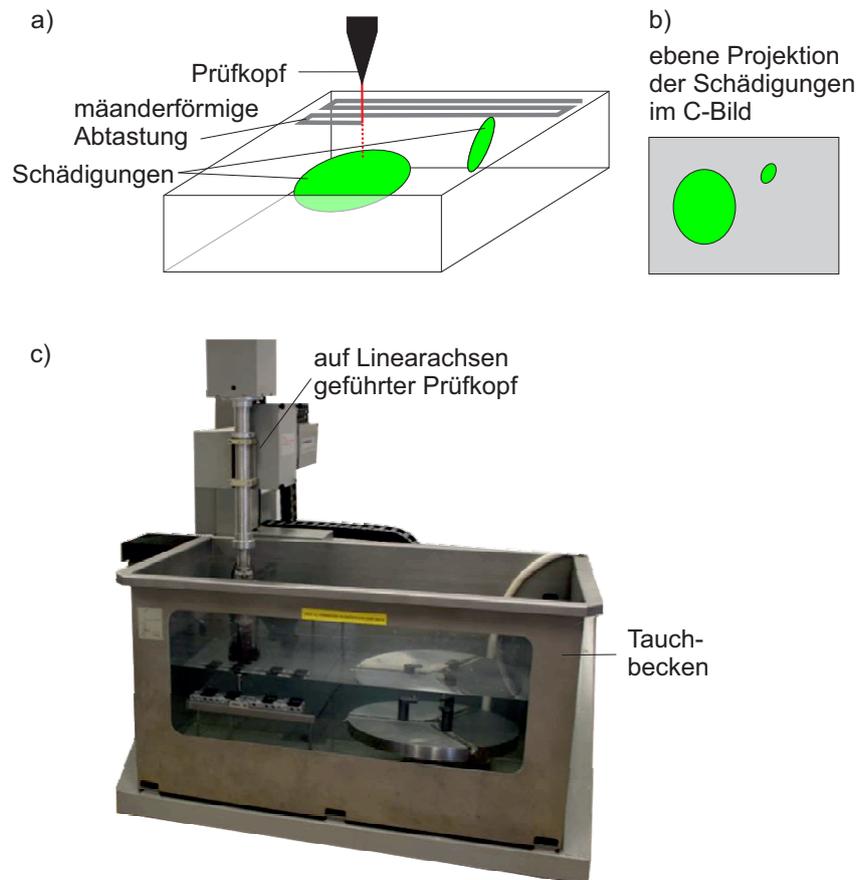


Abbildung 3.10: Ultraschallprüfung in Tauchtechnik mit einem punktfokussierten Prüfkopf
 (a) Detektion der Schädigungen durch systematische Abtastung der Probe
 (b) Schematische Darstellung der projizierten Schäden im C-Bild
 (c) Foto des Tauchbeckens mit dem auf Linearachsen geführten Prüfkopf

Abbildung 3.11 sind beide Proben gegenüber gestellt. Die mit dem Stempel vorgeschädigte Probe ist gekennzeichnet durch flächige Bereiche mit geringem Reflexionsanteil an der Rückwand des Probekörpers die in der Farbkodierung rot dargestellt sind. An Stellen mit hohem G-Faser-Anteil zeigt sich ebenfalls die Schwächung des Reflexionsanteils im Ultraschallbild. Die Skala der Reflexionsschwächung, wie in Abbildung 3.11 dargestellt, ist für alle Ultraschallbilder dieser Arbeit gültig und wird daher nur an dieser Stelle gezeigt.

An metallischen Fügeelementen in FVW-Proben tritt, wie auch beim Übergang von C- zu G-Fasern, ein Dichteunterschied auf, wodurch das Ultraschallsignal an der Grenzschicht des Fügeelements zum FVW absorbiert und gestreut wird. Streueffekte treten in der Ultraschallanalyse auch an unebenen Schallein- und Schallaustrittsflächen auf. An den Oberflächen von Fügeelementen, wie zum Beispiel einem umgeformten Schließkopf eines Blindniets, wird somit nur ein sehr geringer Anteil der abgegebenen Schallwellen reflektiert

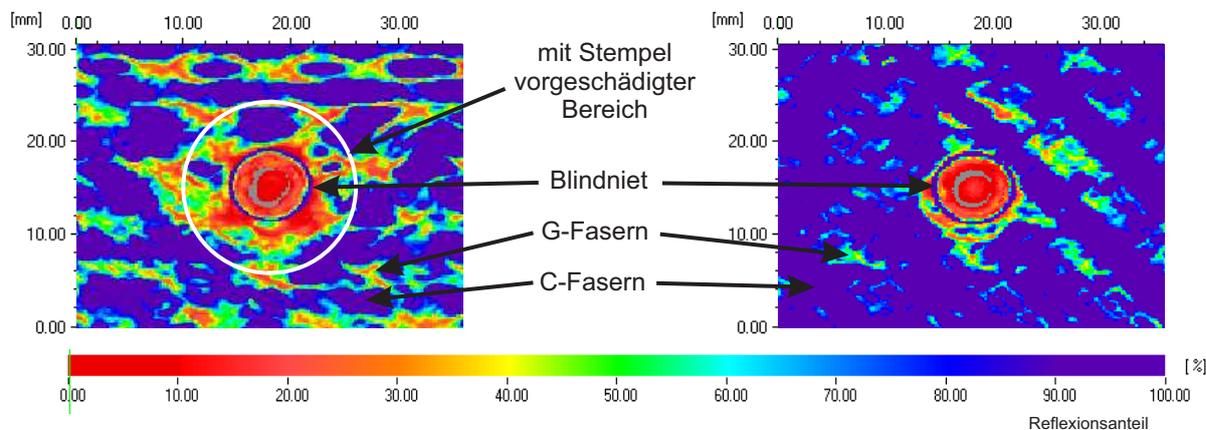


Abbildung 3.11: Gegenüberstellung der in der Ultraschallprüfung in Tauchtechnik identifizierten Defekte (Reflexionsanteil des Rückwandechos) der gezielt geschädigten und der Referenzprobe

und wieder vom Prüfkopf aufgenommen. Diese Bereiche werden im Farbbild rot dargestellt. In der Arbeit von Wilhelm [78] und in Voruntersuchungen hat sich gezeigt, dass bei einer Einschallung von $5Hz$ die FVW-Struktur in der Bildgebung am deutlichsten dargestellt werden kann. Zudem wurde für eine Signalverstärkung von $32dB$ ein ausgewogenes Verhältnis der Empfindlichkeit gegenüber den Schädigungen und gleichzeitig zum Störmuster der G-Fasern festgestellt [78].

Die Ultraschallprüfung der gefügten Demoprobe (vgl. Abbildung 3.8) ist in Abbildung 3.12 dargestellt. Die Flachbodenbohrungen sind in der Gelege-NP-Probe alle gut zu erkennen, im Mischfaserverbund Flechten-RTM überschneiden sich die Positionen zum Teil mit dem Muster der G-Fasern in $\pm 45^\circ$ -Richtung. Erst großflächigere Imperfektionen, wie die Flachbodenbohrung mit Durchmesser $2,5mm$, sind gut zu erkennen.

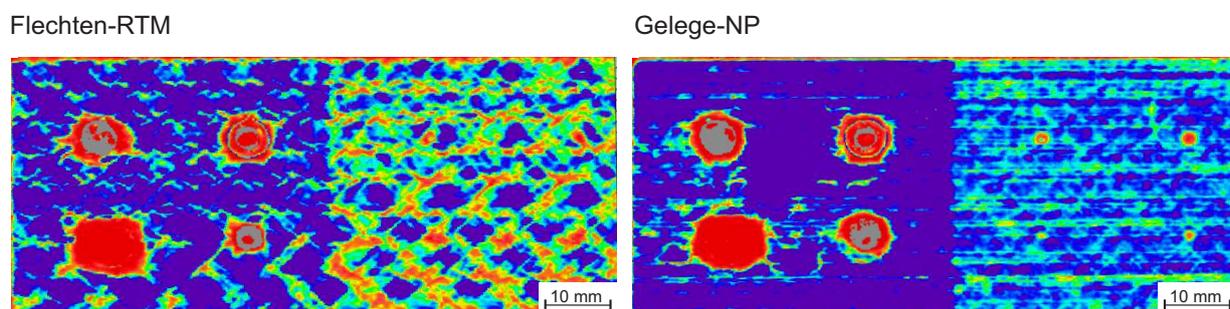


Abbildung 3.12: Ultraschall C-Bilder der Demonstratorproben aus Flechten-RTM (links) und Gelege-NP (rechts)

Der Kontakt des FVW mit dem Stahlblech bewirkt bei beiden Werkstoffen eine Erhöhung des Signalkontrasts (vgl. linker und rechter Bereich der gefügten Probe). Dieser Effekt kann durch feinere Anpassung der Wasservorlaufstrecke und Einstellung des Fehlererwartungsbereichs (Blende) reguliert werden, wirkt sich jedoch bei Beurteilung der durch das Fügen induzierten Schädigungen wie ein Filter zur Verringerung eines Rauschens aus. Dadurch werden Merkmale ab einer gewissen Größe erst als solche angezeigt. Die Feinjustierung der Blende ist in der Praxis durch Schwankungen der Probendicke und der Positioniergenauigkeit der Proben im Wasserbecken fehleranfällig. Es wird daher häufig ein größerer Fehlererwartungsbereich definiert und die genannten Effekte in Kauf genommen.

Die Merkmale im Bereich der Fügepunkte und auch der Lochbohrung sind für beide FVW gut zu erkennen und heben sich deutlich vom übrigen Werkstück ab. Durch die Ausformung des Schließkopfs beim Blindnieten und des Senkkopfs des Halbhohlstanziets ist eine Beurteilung der Schädigung im direkt darunter liegenden Material nicht möglich, da das Durchdringen der Schallimpulse durch das Fügeelement verhindert wird. Großflächigere Schädigungen, welche außerhalb der Nietauflageflächen liegen, sind in dieser Prüfmethode durch einen deutlichen Kontrastunterschied des Signals gut zu detektieren. Im Gelege-NP-Werkstück ist selbst die Flachbodenbohrung mit einem Durchmesser von 1mm deutlich zu erkennen. Durch das G-Fasermuster ist eine Bewertung der Flachbodenbohrungen in der Probe aus Flechten-RTM nicht möglich.

Die Untersuchung von Schädigungen in gefügten FVW-Strukturen mittels C-Scan Ultraschallprüfung in Tauchtechnik erweist sich im Rahmen der durchgeführten und geplanten Untersuchungen als gut geeignet. Die Detektierbarkeit von Schädigungen im Werkstoff Flechten-RTM ist ab Erreichen einer über die Größe der Grenzen der G-Faserbündel ausgeprägten Fläche möglich. Einzelne kleinflächige Schädigungen, wie zum Beispiel Flachbodenbohrungen mit wenigen mm Durchmesser, sind in diesem Werkstoff zwar sehr schlecht zu erkennen, jedoch hat sich gezeigt, dass mit einer Kontrasterhöhung des reflektierten Signals durch Unterlage eines Stahlblechs die Steigerung der Detektierbarkeit möglich ist. Artefaktbildungen im Übergangsbereich von Metall zu FVW sind nicht zu beobachten, wodurch auch in unmittelbarer Nähe zum metallischen Fügeelement eine gute Darstellung der enthaltenen Schädigung gewährleistet werden kann.

Durch die Prüfung in Tauchtechnik ist die Untersuchung großflächiger Bauteile eingeschränkt. Gefügte Hohlprofile können durch die Anforderung direkter Zugänglichkeit des Prüfkörpers nicht an der Innenseite untersucht werden. Dennoch ist die Positionierung einzelner Bauteile oder Ausschnitte im Tauchbecken möglich. Grundsätzlich besteht natürlich immer die Möglichkeit mit Einschränkungen der Auflösung auf handgeführte, mobile Ultraschallsysteme in Kontakttechnik zurückzugreifen. Für die tertiären Anforderungen Robustheit des Prozesses, Prüfdauer und Kostenaufwand ergibt sich für die Ultraschallprüfung in Tauchtechnik im Vergleich zu den anderen Verfahren eine gute Eignung.

Mechanische Schwingungsanregung

Die mechanische Schwingungsanregung wurde als Prüfmethode an einem vereinfachten Probekörper mit nur einem Blindniet untersucht um die Überlagerung der Schädigung mehrerer Fügeelemente zunächst auszuschließen.

Der Prüfaufbau sowie das Messequipment der mechanischen Schwingungsanregungsprüfung sind in Abbildung 3.13 dargestellt. Die FVW-Stahl-Verbindungsprobe wird in einer Halterung aus schwingungsabsorbierendem Schaumstoff positioniert (a). Mit einem Impulshammer (d) wird das Stahlwerkstück in unmittelbarer Nähe zum Niet angeregt (b). Die Schwingung der Probe wird dann über ein Laser-Doppler-Vibrometer erfasst (c). Zur Sicherstellung einer Reflexion des Laserstrahls unabhängig von der Beschaffenheit der Bauteiloberfläche wurde lokal ein reflektierendes Klebeband appliziert.



Abbildung 3.13: Prüfung einer Stahl-FVW-Mischbauverbindung mit einem Laser-Doppler-Vibrometer bei Schwingungsanregung mit einem Impulshammer

Die Schwingungsanregung wurde in verschiedenen Anordnungen untersucht. Die Impulsanregung und Schwingungsdetektion wurden sowohl beide auf der Seite des FVW sowie auch auf den jeweils entgegengesetzten Seiten der Verbindung durchgeführt. Für weitere Informationen zu den physikalischen Abläufen der Messung wird an dieser Stelle auf die zusammengestellten Ergebnisse von [36] verwiesen.

Zur Sicherung des Prüfverfahrens wurden ungeschädigte Referenzproben geschädigten Probekörpern gegenübergestellt. Die Schädigung der Proben wurde über eine Prüfung im Ultraschall (vgl. Abbildung 3.11) zuvor sichergestellt. Auf Basis der gewonnenen Schwingungsantworten des Fügeverbands konnte keine eindeutige Unterscheidung zwischen den vorgeschädigten Proben und der Referenzprüfgruppe erkannt werden. Bei keiner der genannten Prüfanordnungen war es damit möglich, geschädigte von ungeschädigten Bereichen zu unterscheiden. Auf Grundlage dieser Ergebnisse hat sich die Prüfung mit der Methode der Impulsanregung und punktuellen Schwingungsdetektion für mechanisch gefügte Mischbau-Verbindungen zum derzeitigen Stand als ungeeignet erwiesen. Auf eine weiterführende Prüfung der Demonstratorprobe (vgl. Abbildung 3.8) wurde daher verzichtet.

Lockin-Thermographie

Lockin-Thermographie ist eine etablierte Prüfmethode zur Detektion von Schäden in reinen FVW [27, S. 256ff.] [72]. Für Mischbauverbindungen mit FVW und Stahl sind jedoch nur wenige Untersuchungen bekannt, da es nach [77] durch Dichteunterschiede zwischen Fügeelement und FVW zu Kanten- und Abschattungseffekten kommt. Neben diesen Artefakten an der Grenzfläche der unterschiedlichen Werkstoffe konnten anhand der Demonstratorprobe zusätzlich Wärmeleitungseffekte zwischen FVW und Stahl nachgewiesen werden, die eine Beurteilung der Imperfektionen durch Überblendung dieser Signale zusätzlich erschwert. In Abbildung 3.14 sind die Ergebnisse der Lockin-Thermographie für die beiden Werkstoffe Flechten-RTM und Gelege-NP gezeigt. Die optische Anregung der Probekörper mit zwei Halogenlampen bei jeweils $1,1\text{kW}$ Leistungsaufnahme erfolgt periodisch in sinusartigen Anregungsfrequenzen mit $0,1\text{kHz}$ (EDEVIS Signalgenerator), wodurch die thermische Eindringtiefe variiert wird. Die emittierte Strahlung wird mit einer Infrarotkamera (CEDIP SILVER 660) erfasst. Die gemessene Wärmestrahlung wird beeinflusst durch die Oberfläche des Prüfkörpers und die Wärmeleitung der Werkstoffe. Die dunkleren Bereiche auf der FVW-Probe signalisieren eine stärkere Wärmeleitung als hellere Zonen. Im Bereich um die Fügepunkte zeigt sich damit, dass der Verlust der Wärmeenergie in Wärmeleitung stärker ist als der durch Dichteunterschiede der Schädigungen. Im Bereich der gefügten Stahlprobe (linke Probenhälfte) dominiert die Wärmeleitung von FVW zu Stahl, begünstigt durch die im Vergleich hohe Wärmeaufnahmekapazität des Stahls. Schädigungen, wie sie in den anderen Prüfverfahren ermittelt wurden, sind in der Lockin-Thermographie für genietete Mischbauverbindungen nicht nachzuweisen. Für den Mischfaserverbund Flechten-RTM ergeben sich umfassende Artefakte der G-Faser-Struktur, wodurch eine Schädigungsbeurteilung für diesen Werkstoff in Thermographie nicht möglich ist.

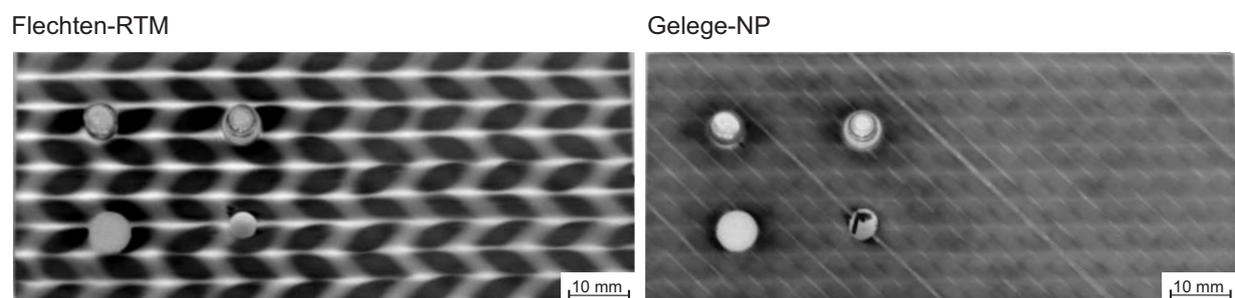


Abbildung 3.14: In der Thermographieprüfung der Demonstratorproben aus Flechten-RTM (links) und Gelege-NP (rechts) überlagert die Wärmeleitung an den Kontaktflächen von Stahlblech und FVW die Sichtbarkeit der Schädigung.

Computertomographie

Im Gegensatz zu den anderen hier untersuchten zerstörungsfreien Prüfverfahren wird in der Computertomographie ein dreidimensionales Modell der zu prüfenden Werkstücke erstellt. Schädigungen lassen sich dadurch nicht nur in ihrer projizierten Fläche auswerten, es kann zudem deren Volumen bestimmt werden. Die Detektierung und Vermessung von Poren, Einschlüssen, Rissen und auch Delaminationen in der Computertomographie ist für FVW Stand der Technik [49]. Bisher sind keine Verfahren bekannt, die eine Artefaktbildung im Bereich der Grenzfläche von Stahl zu FVW vollständig verhindern [73]. Die Überblendung möglicher Fehlstellen im Bereich des Niets wurde auch in der Untersuchung der Demoprobe festgestellt, wie in Abbildung 3.15 gezeigt. Bei der Anordnung mehrerer metallischer Fügepunkte in Reihe werden die Röntgenstrahlen an jedem Niet geschwächt, wodurch strahlenförmige Artefakte, insbesondere im Bereich zwischen den Fügeelementen, auftreten. Metallartefakte zeigen sich zudem im Bereich der Kontaktfläche des Stahlblechs mit dem FVW.

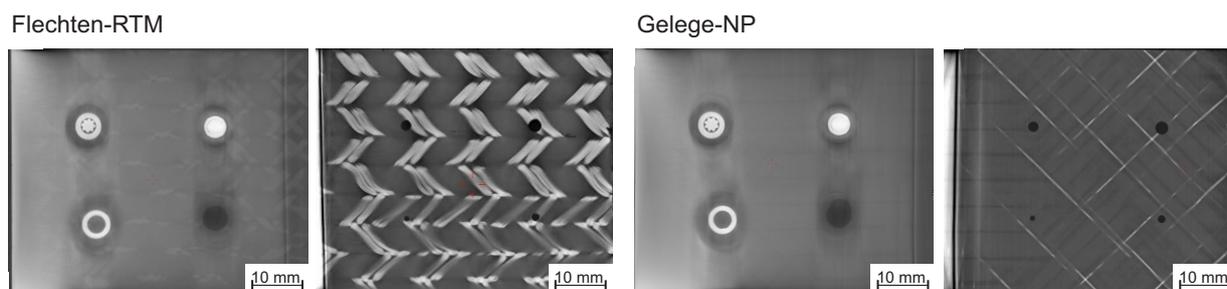


Abbildung 3.15: Computertomographieaufnahme der Demonstratorproben aus Flechten-RTM (links) und Gelege-NP (rechts)

In reinem FVW, wie im jeweils rechten Teil der Demoprobe in Abbildung 3.15 zu sehen, sind die Flachbodenbohrungen in beiden Werkstoffen zu erkennen, wobei die Bohrung mit Durchmesser 1mm nur im Werkstoff Gelege-NP sichtbar ist. Die Artefaktbildung im Bereich der Stahlunterlage und der Niete ermöglicht jedoch nur eine unzureichende Beurteilung der Schädigung, da nicht zwischen tatsächlichen Fehlern und den überlagerten Artefakten unterschieden werden kann. Auch bei nichtmetallischen Werkstoffverbunden sind Untersuchungen bekannt, welche eine schlechtere Detektierbarkeit von Delaminationen mittels Computertomographie im Vergleich zur Ultraschallprüfung bestätigen. Bei Durchstrahlung normal zur Ausbreitungsebene flächiger Delaminationen werden die Röntgenstrahlen im Vergleich zum angrenzenden Material nicht wesentlich geschwächt [47]. Danach wird erst durch die Rotation des Röntgenstrahls in Bezug zur Delaminationsebene eine steigende Abbildungswahrscheinlichkeit aufgrund der Aufsummierung der Signalschwächung die für flächige Schädigungen ermöglicht.

Gegenüberstellung der zerstörungsfreien Prüfverfahren

Die vier untersuchten Verfahren zur Detektion von Merkmalen in gefügten Stahl-FVW-Strukturen unterscheiden sich in ihrer Eignung deutlich. Die Prüfmethoden sind in der Anwendung für reine FVW-Strukturen Stand der Technik und finden beispielsweise in der Luft- und Raumfahrt Anwendung [4, S.418-431]. Da insbesondere durch die Kombination von Werkstoffen unterschiedlicher Dichte (G- und C-Faser sowie das metallische Fügeelement) im Bereich der erwarteten Schädigung die Identifikation tatsächlicher Fehlstellen deutlich erschwert wird, sind die genannten Prüfverfahren auf deren spezifische Eignung im automobilen Mischbau zu bewerten. In Tabelle 3.3 sind die Verfahren dazu vergleichend in Bezug zum Anforderungsprofil aus Abbildung 3.9 gegenübergestellt.

Tabelle 3.3: Vergleich zerstörungsfreier Prüfverfahren für die Eignung in automobilen Mischbaustrukturen mit metallischen Fügeelementen

	Spezifische Anforderung	US	MSA	TH	CT
Primär	Detektieren von Schädigungen $\leq 1mm^2$ in FVW	+	--	--	+
	Faserverbund aus G- und C-Fasern	-	--	-	+
	Metallische Verbindungselemente	+	--	--	--
	Klebstoffschicht zwischen den Werkstücken	+	--	-	+
Sekundär	Verbindung von FVW und Stahl	++	--	-	--
	Großflächige Bauteile auch im Fahrzeugverbund	-	+	++	-
	Zugänglichkeit (Profilbauweise, Bauräume)	-	++	+	-
Tertiär	Robustheit Prüfprozesses und Anlagentechnik	+	--	+	++
	Dauer der Prüfung	+	++	++	+
	Kostenaufwand (Messequipment, Durchführung)	+	-	+	--

Legende -- nicht geeignet/negative Ausprägung
++ sehr gut geeignet/positive Ausprägung

US: Ultraschall in Tauchtechnik MSA: Mechanische Schwingungsanalyse
TH: Thermographie CT: Computertomographie

Die primären Anforderungen können nicht von allen untersuchten Prüfverfahren erfüllt werden. Das Kriterium Schädigungen in der Größenordnung von $1mm^2$ detektieren zu können, wird nur von den Verfahren Ultraschall und Computertomographie erfüllt, jedoch auch nur für den Fall der Probe aus Gelege-NP. Im Werkstoff Flechten-RTM treten erst großflächigere Schädigungen in Abhängigkeit der Position relativ zum Verlauf der G-Fasern erkennbar in der Bildgebung hervor. Im Bereich metallischer Fügeelemente hat sich aufgrund starker Artefaktbildung in der Computertomographie einzig die Prüfung in Ultraschalltechnik als geeignet für eine Detektion von Merkmalen erwiesen. Die Ver-

fahren Mechanische Schwingungsanregung und Lockin Thermographie konnten keine der primären Anforderungen erfüllen und kommen daher für die folgenden Untersuchungen nicht in Frage.

Die sekundären Anforderungen zeigen die Limitierung der Ultraschallprüfung bei komplexen Bauteilgeometrien auf, insbesondere dann, wenn von einer Prüfung in Tauchtechnik ausgegangen wird. Sowohl für die Prüfung mittels Computertomographie als auch in Ultraschalltauchtechnik sind Bauteile gegebenenfalls aus dem Verbund zu trennen und deren Größe den eingeschränkten Abmessungen des Prüfraums anzupassen. In der Ultraschallprüfung zeigen sich daher Phased Array Prüfköpfe mit Wegaufnehmer zunehmend geeignet um mobil in Kontakttechnik Schädigungen an Karosserien oder größeren zusammenhängenden Strukturen zu prüfen.

Aufgrund der Überlagerung der Schädigungsbereiche in FVW durch Artefakte in der Kontaktzone zu metallischen Werkstoffen in der Prüfung mittels Computertomographie, scheidet diese Prüfmethode für die weitere Betrachtung aus.

Es ergibt sich folgendes Fazit:

- Für Mischbauverbindungen mit metallischen Fügeelementen zeigt sich die Prüfung in Ultraschall-Tauchtechnik derzeit als zielführendste Methode.
 - Es können Werkstücke mit und ohne metallische Fügeelemente geprüft werden.
 - Große Versuchsumfänge lassen sich wiederholgenau und mit vergleichsweise geringem Aufwand prüfen.
 - Die Prüfung im Fahrzeugverbund ist grundsätzlich möglich, führt aber zu hohem Aufwand in der Ausrichtung und Positionierung des Prüfkörpers. Es ist daher insbesondere im Fahrzeugverbund die Prüfung mittels eines handgeführten Phased Array Prüfkopfs zu empfehlen.
- Mit mechanischer Schwingungsanregung ist es derzeit noch nicht möglich, Schädigungen an Mischbaustrukturen nachzuweisen. Das Potential zukünftiger Entwicklungen in diesem Bereich wird jedoch als aussichtsreich bewertet.
- Thermographie ist für die Beurteilung von Mischbauverbunden ungeeignet; für reine FVW-Strukturen können jedoch auf einfache und schnelle Weise mittlere bis großflächigere Schädigungen erkannt werden; das Verfahren eignet sich somit zur Vorprüfung reiner FVW.
- Sind Schädigungen im FVW in Bereichen ohne direkten Kontakt zu metallischen Komponenten zu prüfen und besteht die Möglichkeit, den zu prüfenden Bereich vom Bauteilverbund zu lösen, so ist die Prüfung in Computertomographie vorteilhaft. Durch den hohen Ressourcenaufwand ist die Prüfung einzelner Stichproben zu empfehlen. Aufgrund der von [47] beschriebenen mangelhaften Darstellung flächiger

Schädigungen im Röntgen, ist auf die Prüfung in CT bei allen Winkelschritten einer 360°-Drehung des Probekörpers zu achten.

- Schädigungen können dreidimensional erfasst und vermessen werden.
- Es können vergleichsweise hohe Auflösungen (Voxelkantenlänge im Bereich weniger $10\mu m$) erzielt werden.

In Übereinstimmung mit der Voruntersuchung von [77] und der aufgezeigten Bewertung der Eignung verschiedener zerstörungsfreier Methoden wird die Prüfung von Schädigungen in Ultraschalltauchttechnik für die weiteren Untersuchungen an gefügten und ungefügten FVW eingesetzt.

3.3.2 Zerstörende Prüfung

Der Schadensfortschritt kann in der zerstörenden Prüfung über die Beurteilung von Makroschliffen analysiert werden. Bei der Analyse von Makroschliffbildern wird der Informationsgehalt der Verbindungsstelle durch die Reduktion auf ein zweidimensionales Schnittbild reduziert. Die Sichtbarkeit von Merkmalen in FVW ist im Schliff an Hohlräumen und bereits getrennten Lagen durch Partikelanlagerung und Umbiegung des Randmaterials begrenzt. Bei nachlassender Stützwirkung des Verbunds besteht die Möglichkeit, dass an der Grenze zu Lufteinschlüssen durch das Schleifen der Probe Material in den Einschluss hineintritt, wodurch die sichtbare Werkstofftrennung kleiner erscheint. Die Vermessung und Bewertung von Schliffen an mechanischen Fügepunkten in FVW ist daher im Bereich von Lufteinschlüssen, wie etwa an Delaminationen möglich, jedoch sind die erkannten Merkmale im Detail auf tatsächliche Schädigung zu prüfen.

Da sich die Schädigungen an mechanischen Fügepunkten bereits durch den Aufbau des FVW in den Schnittebenen um die Nietachse unterscheiden, ist die Wahl der Schnittebene entscheidend für die erkennbaren Schädigungen. An mechanischen Fügepunkten in FVW hat es sich daher als vorteilhaft erwiesen, zwei Schlitze in Dickenrichtung, jeweils einen in Hauptfaserrichtung und einen senkrecht dazu, anzufertigen. Die Praxis zeigt jedoch, dass die Präparation von zwei Schliffebenen an einer Probe durch die nicht ausreichende Fixierung von geschnittenem Fügeelement und Fügeworkstück problematisch ist und somit nicht immer erfolgreich abläuft. In Abbildung 3.16 sind zwei Schnittebenen der hülsenfaltenden Blindnietverbindung des in Abschnitt 3.3 vorgestellten Prüfkörpers dargestellt.

Im Schnitt A-A zeigen sich kegelförmig um den Niet verlaufende Risse aufgrund der Biegung des schließkopfseitigen Werkstücks in das größere Vorloch. In der dazu senkrecht verlaufenden Schnittebene B-B sind diese Merkmale hingegen nicht vorhanden.

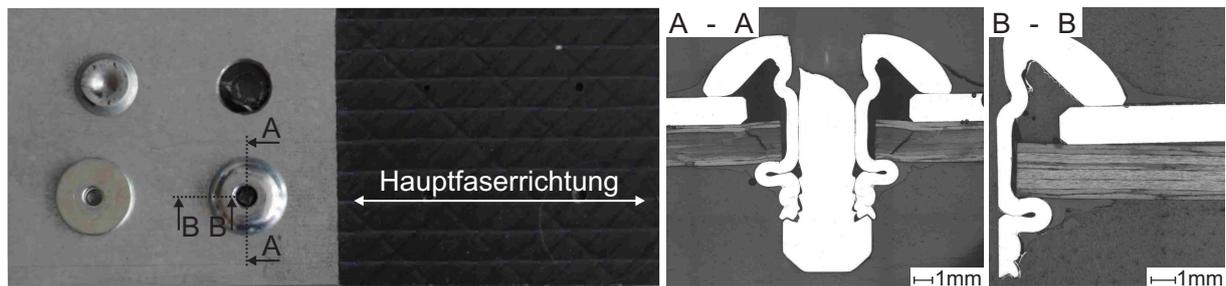


Abbildung 3.16: Beispielfotografien der Blindnietverbindung der Demoprobe in Hauptfaserrichtung (B-B) und senkrecht dazu (A-A) geschnitten

Neben der Beurteilung der Schädigung im Fügeworkstück werden anhand von Schlitzbildern auch einfach messbare Kenngrößen für die Qualitätsbeurteilung mechanischer Fügeverbindungen getroffen. Diese Kriterien können mit grundlegenden Messmitteln an jeder Verbindung auch quantitativ vermessen werden, um auch im Serienprozess die gefertigte Qualität in Stichproben zu überwachen. Am Beispiel von Blindnietverbindungen werden auf diese Weise Dornüberstand und Aufbiegung des schließkopfseitigen Fügeworkstücks gemessen. Der Dornüberstand dient dabei als Indikator für Nietdurchzug, also der mangelhaften Ausbildung des Hinterschnitts der Hülse. Aufbiegung entsteht durch das größere Vorloch im setzkopfseitigen Fügeworkstück, wodurch sich das schließkopfseitige Fügeworkstück durch die Klemmkraft lokal verformt und der Schließkopf an Auflagefläche verliert.

3.4 Automatisierte Vermessung der Schädigung von FWV

Bisher wird die Schädigung von Werkstücken im Beispiel von Ultraschallbildern in einer Vermessung der maximalen Schädigungsausmaße ausgewertet. Für die Analyse hat sich dabei die Software IMAGE ACCESS der Firma IMAGIC AG etabliert, in welcher Maßstäbe eingelesen und manuell ausgewählte Flächen und Längen vermessen werden können, wie sie auch für die Auswertungen in [77] verwendet wurde. Die manuelle und auf dem visuellen Eindruck des Prüfers basierende Auswertung ist insbesondere für die Vermessung flächiger Schäden zeitaufwändig und zeigt Defizite in der Wiederholgenauigkeit. Durch die große Anzahl der im Rahmen dieser Arbeit zu untersuchenden geschädigten Probekörper und der erforderlichen Vergleichbarkeit der Ergebnisse innerhalb der Untersuchungen ist ein automatisiertes Programm zur Auswertung der geschädigten Fläche geschaffen worden.

Der in Matlab implementierte Programmablauf (siehe Abbildung 3.17) umfasst das manuelle Einlesen des Bildmaßstabs und die Bestimmung des zu bewertenden Bildausschnitts. Im Anschluss daran werden automatisiert flächige Schädigungen erkannt und vermessen. Das Ergebnis der Auswertung ist ein Binärbild des untersuchten Bereichs sowie die Ausgabe

der geschädigten Fläche und die Maße des Begrenzungsrahmens. Da bei allen untersuchten Bildern die Hauptfaserrichtung des Verbunds der horizontalen Bildachse entspricht, stellen die Maße des Begrenzungsrahmens die Schädigungsausdehnung in 0° und 90°-Richtung dar.

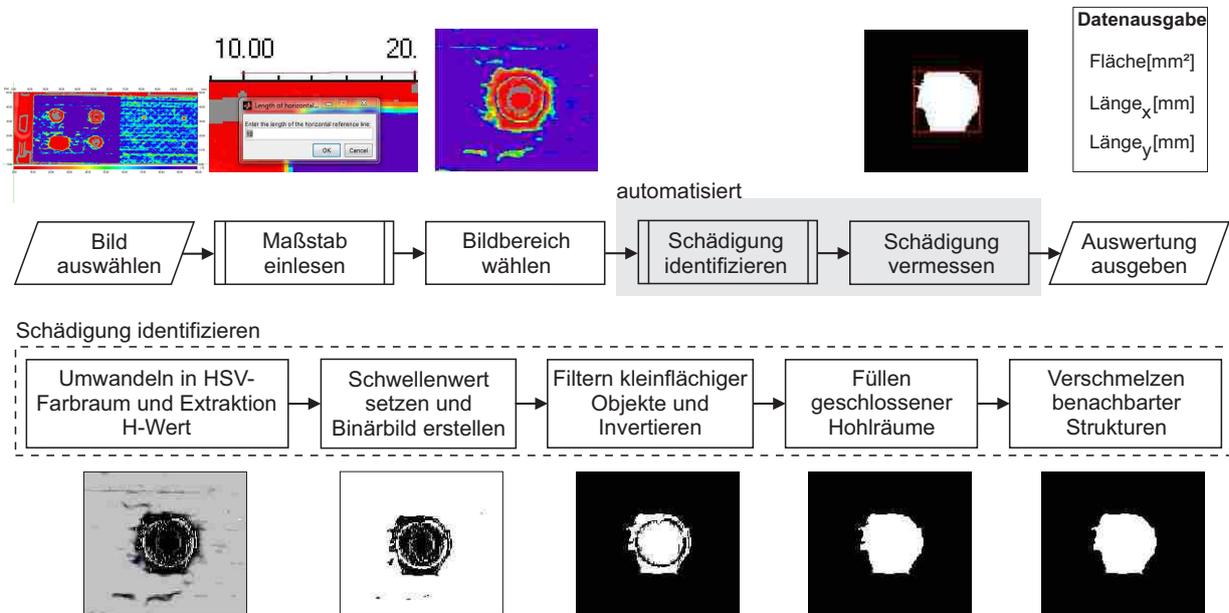


Abbildung 3.17: Flussdiagramm des Programmablaufs zur Vermessung der in Ultraschall-Tauchtechnik erzeugten Bilddaten

Im Folgenden wird der Ablauf anhand des in Abbildung 3.12 (rechts) dargestellten Ausgangsbilds nachvollzogen. Nach der Auswahl der Bitmap Datei über die grafische Benutzeroberfläche wird der auf dem Bild dargestellte Maßstab in x- und y-Richtung eingelesen. Der zu untersuchende Bildbereich wird im Anschluss vorselektiert und an die automatisierte Subroutine „Schädigung identifizieren“ weitergegeben. In diesem Bearbeitungsschritt wird die eingelesene Bitmap-Datei einer Aneinanderreihung morphologischer Bildmodifikationen unterzogen. Um die Schädigung vom umgebenden intakten Material zu unterscheiden, wird das im additiven RGB-Farbraum vorliegende Bild zunächst in den HSV-Farbraum transformiert, in welchem sich die Färbung jedes Pixels aus den Komponenten Farbwert (H), Farbsättigung (S) und Hellwert (V) zusammensetzt [2, S.301]. Da sich in den Ultraschallbildern die geschädigte Fläche durchgehend in Rottönen zeigt, hat es sich als zielführend erwiesen, alleine die Farbwertkomponente des HSV-Farbraums für die weitere Auswertung zu extrahieren. Die Umwandlung des Graustufenbilds des H-Werts in ein Binärbild erfolgt auf Basis eines Schwellenwerts, der empirisch ermittelt wird. Da sich in den Bildern aus der Ultraschallprüfung auch Bereiche in den gefilterten Rottönen zeigen, welche nicht direkt der Schädigung zuzuordnen sind, werden Segmentierungen angeschlossen, um diese Störsignale von der eigentlichen Schädigung zu trennen. Häufige Störsignale sind beispielsweise sowohl regelmäßige Muster von G-Fasern in FVW wie auch sehr kleinflächige Inhomogenitäten

des Werkstoffs wie Trockenstellen. Um diese Nebeneffekte von der eigentlich zu betrachtenden Schädigung an Fügepunkten zu unterscheiden, werden am Binärbild kleinflächige, freistehende Objekte unterhalb einer definierten Größe von Pixeln entfernt. Dabei wird das Binärbild auch invertiert, um kleinflächige Bereiche beider Farben zu filtern.

Grenzt ein Störsignal unmittelbar an die Schädigung an, kann sie mittels dieser morphologischen Bearbeitung, bei gleicher Rotfärbung im Ultraschallbild, nicht von dieser unterschieden werden. In der Untersuchung vieler Fügepunkte hat sich gezeigt, dass die Schädigung durch die Prozesse Locheinbringung, Fügepunktsetzen und weiterführende thermische und mechanische Belastung vorrangig dort zur einer Ausbreitung neigt, wo bereits in unmittelbarer Nähe Merkmale in Form von Vorschädigungen enthalten sind. Der Fehler durch die Zuordnung von Störsignalen zur geschädigten Fläche durch den Fügepunkt ist also nicht immer erheblich, da durchaus von einer Ausbreitung der Schädigung in benachbarte herstellbedingte Merkmale auszugehen ist. Für die Anzeige intakter Bereiche in der gleichen Farbe wie die Schädigung, beispielsweise durch G-Faser in einem C-Fasergeflecht, wird bei Überlagerung und direktem Angrenzen zur eigentlichen Schädigung die im Binärbild angezeigte Fläche der Schädigung falsch bewertet. Bisher sind keine Ansätze bekannt diese Effekte zu filtern und von der eigentlichen Schädigung auf Basis der Bilddaten zu unterscheiden. Für eine eindeutige Messung der geschädigten Flächen, wie sie für die weiteren Untersuchungen verwendet werden soll, bietet es sich daher an, FVW mit einem sehr geringen Anteil an herstellbedingten Störgrößen zu verwenden.

In dem mit dem Größenfilter bearbeiteten Binärbild zeigt sich noch die kreisförmige Struktur des Schließkopfs des Blindnietes. Solche Artefakte treten auch an Kanten von Lochbohrungen auf und sind demnach nicht nur an Blindnietverbindungen aus dem Ultraschallbild zu filtern. Mit dem Füllen geschlossener Hohlräume werden diese Bereiche dem umliegenden Farbbereich angepasst. Um zu verhindern, dass dünn verbundene Objekte der äußeren Kontur zu einer Zerklüftung der geschädigten Fläche führen, werden diese schmalen Stege miteinander verschmolzen. Durch diesen Bearbeitungsschritt ergibt sich für Schädigungen wie dem in Abbildung 3.17 dargestellten Beispiel in Schritt „Verschmelzen benachbarter Strukturen“ kaum eine Änderung zum vorherigen Bearbeitungsschritt. Für tatsächlich zerklüftete Bereiche wie in dem beispielhaft in Abbildung 3.18 aufgezeigten Schädigungsbild bewirkt dieser Schritt jedoch eine maßgebliche Anpassung an den anhand des Ultraschallbilds zu erwartenden Schädigungsbereich. Das fertig segmentierte Bild wird im Anschluss auf Basis des zu Beginn eingelesenen Maßstabs vermessen. Dazu werden die Pixel des weißen Bereichs gezählt und einer Ausdehnung in mm bzw. einer Fläche in mm^2 zugeordnet. Die maximale horizontale und vertikale Ausdehnung der Schädigung wird in Abhängigkeit der x- und y-Werte der Bilddaten bestimmt.

Für dreidimensionale Modelle aus der CT-Prüfung ist die automatisierte Vermessung von Poren, Rissen und Einschlüssen durch die Volumenbestimmung und Flächenbestimmung für dreidimensionale CT-Aufnahmen etabliert (vgl. Softwarelösungen von zum Beispiel VOLUME GRAPHICS GMBH und FEI COMPANY). Im Unterschied zu zweidimensiona-

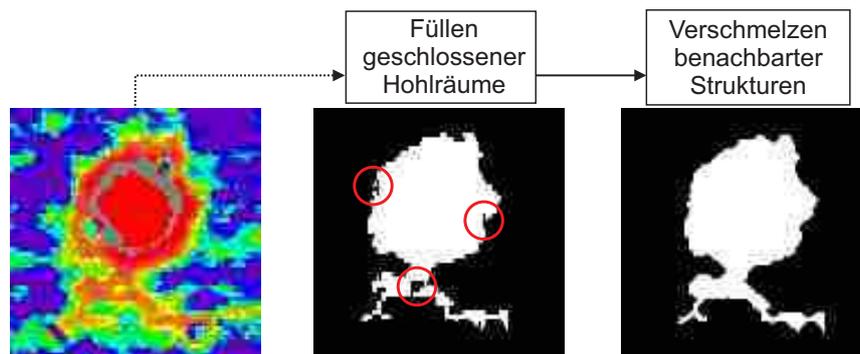


Abbildung 3.18: Letzter Schritt des Ablaufs „Schädigung identifizieren“: Verschmelzen dünn verbundener Objekte

len Bildern ist die Erkennung von Schädigungen an Volumenmodellen durch geschlossene Körper anderer Dichte leichter automatisiert umzusetzen. Bei der Auswertung ebener Bilddaten ist die Auswertung stark kontextabhängig, da meist die in eine Ebene projizierten Schädigungen bewertet werden müssen. Der entwickelte Algorithmus zeigt daher valide Ergebnisse, wenn die Morphologie des zu erkennenden Schadens kreisförmige Strukturen aufweist, um welche sich die Schädigung ausbreitet. Für die Erkennung und Vermessung der Schädigungen an punktuellen Fügestellen und auch Bohrlöchern ist die automatisierte Auswertung daher gut geeignet und ermöglicht vergleichbare Ergebnisse innerhalb einer Gruppe artgleicher Probekörper.

Die geschädigte Fläche um ein Bohrloch oder einen Niet wird in den weiteren Untersuchungen immer als Nettoschadensfläche ausgewiesen. Da die automatisiert vermessene Fläche zunächst auch das Loch oder die vom Niet ausgefüllte Fläche mit einschließt, muss diese für die Beurteilung der Schädigung abgezogen werden. Die Nettoschadensfläche ergibt sich somit als detektierte Gesamtschädigung abzüglich der Fläche des Bohrlochs oder des nominalen Nietquerschnitts bei Fügeverfahren ohne Vorloch.

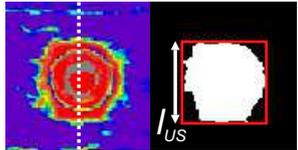
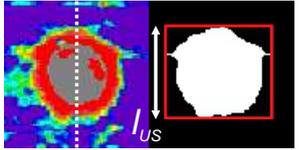
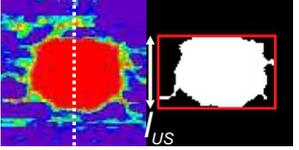
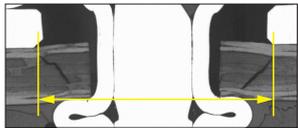
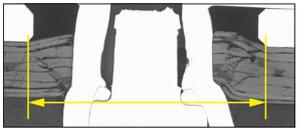
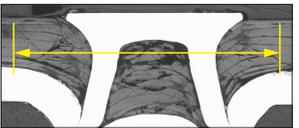
3.5 Kalibrierung der Auswertemethode

Um den Zusammenhang der in zerstörungsfreier Prüfung detektierten Schädigungsfläche mit der real im Werkstoff enthaltenen Schädigung herzustellen, muss die Auswertemethode kalibriert werden. Da der in Abschnitt 3.4 beschriebene Ablauf der Bildbearbeitung auf die Auswertung von Fügestellen ausgelegt wurde, ist die Kalibrierung anhand der Flachbodenbohrungen der Demonstratorprobe, vgl. Abbildung 3.8, nicht ausreichend, da diese kleinflächigen Schädigungen im Programmdurchlauf automatisiert gefiltert werden würden. Es bietet sich daher an, die Schädigungen an den Fügepunkten dieser Demonstratorprobe

3 Schädigungsursachen und Prüfverfahren

sowohl automatisiert zu vermessen als auch im zerstörenden Makroschliff die Schädigung an Schnittebenen aufzuzeigen. Im Abgleich dieser Werte für die drei mechanischen Fügepunkte der Probe kann iterativ der Schwellenwert für die Umwandlung des H-Bilds in ein Binärbild ermittelt werden. Für die drei Fügepunkte der Gelege-NP Demonstratorprobe hat sich empirisch der Wert von $H = 0,1$ als geeignet erwiesen. Die entsprechende Gegenüberstellung der detektierten Schädigungen ist in Tabelle 3.4 aufgezeigt.

Tabelle 3.4: Gegenüberstellung des kalibrierten Auswerteprogramms mit den in zerstörender Prüfung identifizierten Schäden

Fügepunkt	Blindniet hülsenfaltend	Blindniet hülsenweitend	Halbhohlstanzniet
Hersteller Bezeichnung	TUCKER B3751 kurz	RIBE Ribulb IRSS 4,8/13x10	BÖLLHOFF Rivset C5,3x6 H4
Ultraschallbild und berechnetes Binärbild mit skizzierten Schnittebenen			
l_{US}^1	9,0 mm	9,7 mm	10,5 mm
Schliffbild in 90°-Richtung			
$l_{Schnitt}^2$	8,9 mm	9,2 mm	11,3 mm
Abweichung $l_{Schnitt} - l_{US}$	-0,1 mm	-0,5 mm	0,8 mm

¹ Maximale Abmessung der berechneten Schädigung in 90°-Richtung

² Maximale Abmessung der erkennbaren Schädigung im Schliffbild mittig durch den Niet; Schliffebene in 90°-Richtung

Mit Abweichungen kleiner 1,0 mm konnten die Abmessungen der drei Niettypen vermessen werden. Die im Schliffbild für die Messung herangezogenen Punkte stellen die am weitesten vom Niet entfernten sichtbaren strukturellen Schädigungen dar. Beim hülsenfaltenden Blindniet (TUCKER B3751) ist diese Grenze durch das Ende diagonal in Dickenrichtung des FVW laufender Risse begründet. Die Biegung des FVW in das größere setzkopfseitige Vorloch der Verbindung mit hülsenweitendem Blindniet (RIBE Ribulb IRSS 4,8/13x10) verursacht die Delamination der Decklage auf der dem Stahlblech zugewandten Seite. Der Übergang des gekrümmten in den ebenen Bereich stellt hier die Begrenzung des Messbereichs dar. An der Vernietung des Halbhohlstanzniet (BÖLLHOFF Rivset C5,3x6 H4) wurden für die Messung des Schädigungsbereichs in der Schnittebene die am weitesten vom Niet entfernten Zwischenfaserbrüche im Bereich des Übergangs zum Stahlblech gewählt.

Mit den genannten Einstellungen entspricht die automatisierte Vermessung der geschädigten Flächen mit minimalen Abweichungen den manuell festgelegten Schädigungen. Wenn davon ausgegangen wird, dass auch die manuelle Auswertung durch mangelhafte Wiederholgenauigkeit fehlerbehaftet ist, wirken die Abweichungen der automatisierten Bildanalyse plausibel. Da die Auswertung anhand des immer gleichen Schwellenwerts durchgeführt wird, ist bei gleichbleibenden Parametern der Ultraschallprüfung mit einer sehr guten Vergleichbarkeit der Ergebnisse untereinander zu rechnen. Der geringe Unterschied der Länge der Schädigung in 90°-Richtung beider Messungen (Schliffbild und Bildverarbeitung der Ultraschallprüfung) muss daher eher als absoluter Fehler gesehen werden, da der Unschärfbereich im Übergang von geschädigter Fläche zu intaktem Bereich nicht mit der geschädigten Fläche mitskaliert. Folglich ist bei großflächigeren Schädigungen der prozentuale Fehler, der durch die automatisierte Auswertung gemacht wird, kleiner als bei geringerer Ausbreitung der Schädigung.

3.6 Erarbeitete Kernergebnisse

Für das Kapitel zur Untersuchung der Schädigungsursachen und Prüfverfahren ergeben sich folgende Kernergebnisse:

1. Anhand der Zusammenstellung der Schädigungsursachen einer Fügeverbindung innerhalb der Prozesskette wurde die Notwendigkeit der Schädigungsbeurteilung erarbeitet.
2. Die Ultraschallprüfung in Tauchtechnik wird anhand des speziellen Anforderungsprofils der Werkstoffe, des Bauteilverbunds und der Randbedingungen des Prozesses als zerstörungsfreie Prüfmethode für die weiteren Untersuchungen gewählt.
3. Es wurde ein Software-Tool zur automatisierten Vermessung der geschädigten Fläche auf Basis von Bilddaten der zerstörungsfreien Prüfung entwickelt.
(Erreichung von Ziel 1, vgl. Abschnitt 2.7)
4. Das Software-Tool der automatisierten Auswertung wurde erfolgreich an beispielhaften Fügstellen in FVW kalibriert und kann somit für zukünftige Schädigungsmessungen verwendet werden.
(Erreichung von Ziel 1, vgl. Abschnitt 2.7)

4 Experimentelle Untersuchung

In der Auslegung von Fügeverbindungen wird immer noch der Großteil der Entscheidungen auf Basis experimenteller Untersuchungen getroffen. Ziel ist, es theoretische Betrachtungen mittels experimenteller Versuchsprogramme zu validieren.

4.1 Untersuchung der Nietverbindung

Das Verständnis des Schädigungsverhaltens von FVW an mechanischen Fügeverbindungen setzt die Kenntnis der Funktionsweise der Fügeelemente selbst voraus. Am Beispiel einer hülsenfaltenden Blindnietverbindung, wie sie von [77] für den Einsatz in FVW empfohlen wird, werden schädigungsrelevante Vorgänge des Fügeprozesses erörtert und Methoden zur Bestimmung der verbleibenden Klemmkraft weiterentwickelt.

4.1.1 Setzkräfte

Die Nietsetzkraft eines Blindnietes ist nach Abschnitt 2.5.4 in [19] als „Kraft, die zum Verarbeiten des Nietes aufgewendet wird“ beschrieben. Diese Kraft wird durch ein Setzgerät, auch Blindnietverarbeitungswerkzeug, „pneumatisch, hydraulisch oder durch Kombination dieser Arten der Krafterzeugung“ aufgebracht [19]. Die Überwachung der Setzkraftkurve wird in der Produktion zur Sicherstellung gleichbleibender Qualität genutzt. Verläuft der Kraft-Weg-Verlauf außerhalb der vorgegebenen Grenzen oder ist eine kontinuierliche Änderung der Setzkraftkurve zu erkennen, sind Gegenmaßnahmen der Instandhaltung vor Ort durchzuführen. Die Setzkraft stellt eine Prozesskenngröße der Automatanlage dar und ist daher von der Klemmkraft zu unterscheiden.

Bereits durch den Setzprozess werden Schädigungseffekte im FVW initiiert. Bei der in Abbildung 4.1 dargestellten Umformung der Niethülse und dem Abzug des Nietdorns werden Setzkräfte auf die Fügeworkstücke übertragen. Die Druckkraft des automatisiert geführten Setzgeräts durch Einpassen des Nietes in das Füge Loch und Anlegen des Setzkopfs (Schritt 0) ist durch die niedrigen Lasten hinsichtlich einer Schädigungsentstehung oder eines Schädigungswachstums unkritisch zu bewerten (Druckspannungen von ca. $5,5\text{MPa}$). Bei dem verwendeten Niet hat sich zudem die Ausbildung der Schließkopffalte in in der

Luft und das anschließende Heranziehen an die Werkstücke (Schritte 3-4) als sehr geeignet für spröde und zur Rissbildung neigende Fügwerkstücke erwiesen. Erst das durch das Anpressen des Schließkopfs (Schritt 4) entstehen durch die Flächenpressung im Bereich des Schließkopfs Schädigungen im FVW, wie in Abschnitt 4.3.1 diskutiert.

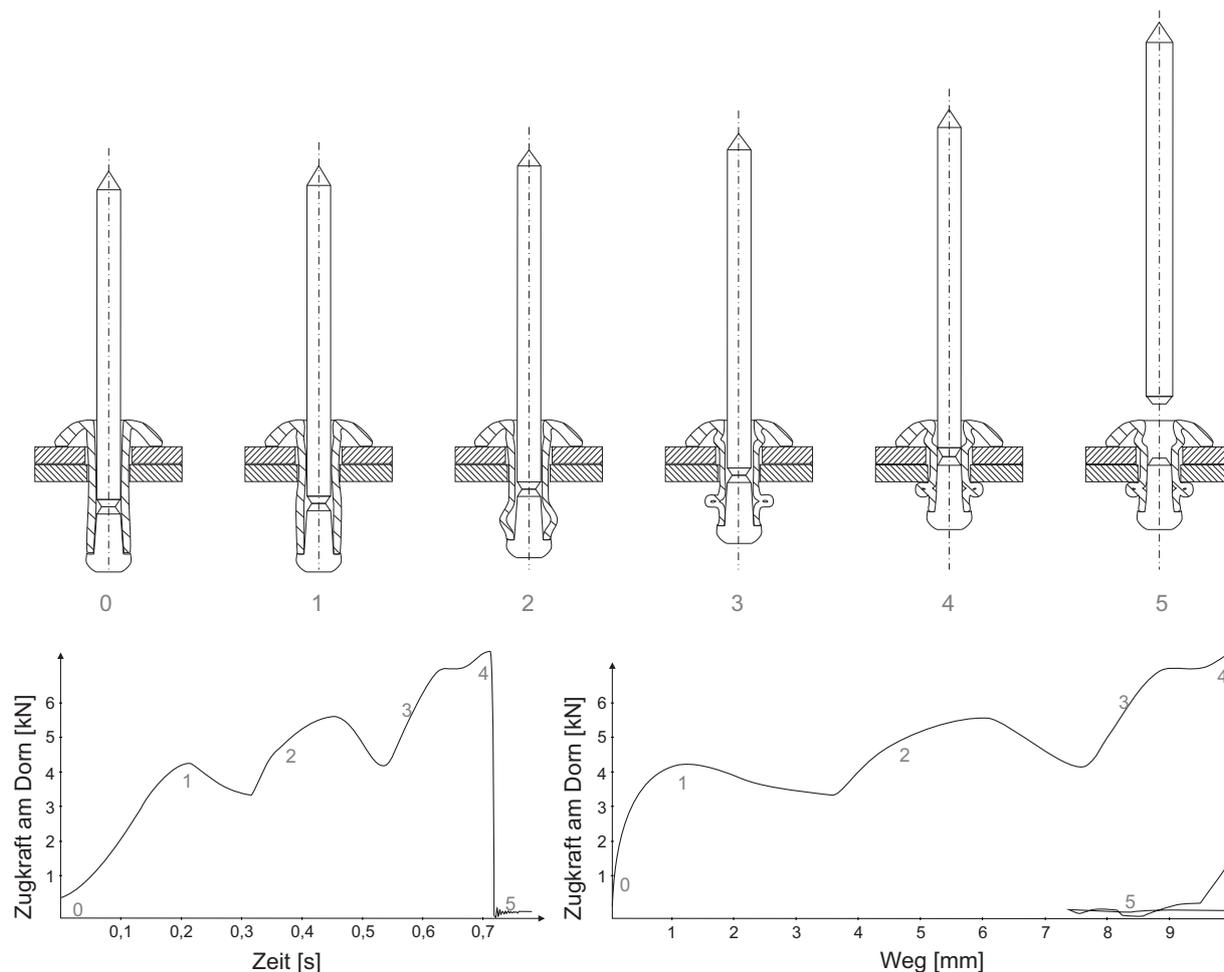


Abbildung 4.1: Ablauf des Setzvorgangs eines hülsenfaltenden Blindnietes anhand experimentell bestimmter Kraft-Weg- und Kraft-Zeit-Diagramme

4.1.2 Klemmkräfte

Die von einem Niet auf eine Verbindung ausgeübte Kraft, welche nach Anbringen des Elements an der Verbindung verbleibt, wird als Klemmkraft bezeichnet. Am Beispiel einer Blindnietverbindung wird die Klemmkraft durch die mechanische Umformung der Niethülse während des Setzvorgangs aufgebracht. Eine stärkere Klemmkraft führt an der

Blindnietverbindung zu einer höheren Flächenpressung des schließkopfseitigen Werkstoffs. Für FVW kann es auf diese Weise zur Entstehung neuer Merkmale und einem Fortschreiten enthaltener Schädigungen kommen. Bei dünnwandigen Blechen ist bei hoher Klemmkraft auch eine lokale plastische Verformung im Bereich der schließkopfseitigen Nietauflagefläche zu erkennen.

Über die im Nietherstellungsprozess festgelegte Dornabrisskraft (häufig auch Dornbruchkraft) wird die Klemmkraft des Niets indirekt bestimmt. Die Dornabrisskraft wird wiederum über die Tiefe der Einprägung der Sollbruchstelle des Dorns, den Werkstoff des Dorns sowie den Umformgrad definiert und wird im Entwicklungsprozess des Blindniets üblicherweise experimentell eingestellt.

Die Kraft, welche die beiden Verbindungswerkstücke gegeneinander drückt, ist beispielhaft in Abbildung 4.2 über die Zeit vom Ansetzen des Setzgeräts bis zur abgeschlossenen Verbindungsausbildung dargestellt. Der Setzprozess des Niets wird in dieser Messkurve ebenso mit abgebildet wie die in der Verbindung verbleibende Kraft.

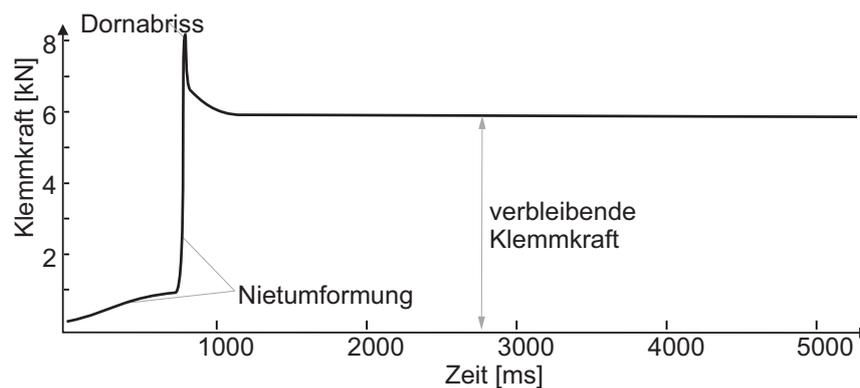


Abbildung 4.2: Beispielhafter Verlauf der auf die Verbindung wirkenden Kraft ab Ansetzen des Setzgeräts bis zur vollständigen Klemmkraftausbildung

Methoden zur Messung der Klemmkraft

Bei der Bestimmung der Klemmkraft einer Blindnietverbindung gibt es verschiedene Ansätze zu deren Messung. [32] und [17] zeigen die Messung der Klemmkraft über Prüfschalen und einem eingespannten Kraftmessring auf. Dieses Verfahren ermöglicht die zeitaufgelöste Darstellung der Klemmkraft, berücksichtigt aber keinen Abbau der Nietkräfte in einer möglichen Materialdeformation, da Prüfschalen aus Werkzeugstahl verwendet werden (siehe Abbildung 4.3 (a) und (b)).

Das Verfahren der Reibungsmessung nach [32] bewertet die Gleitkraft bei der Rotation der Fügeworkstücke gegeneinander um die Nietachse. Der Prüfstand für diese Messung

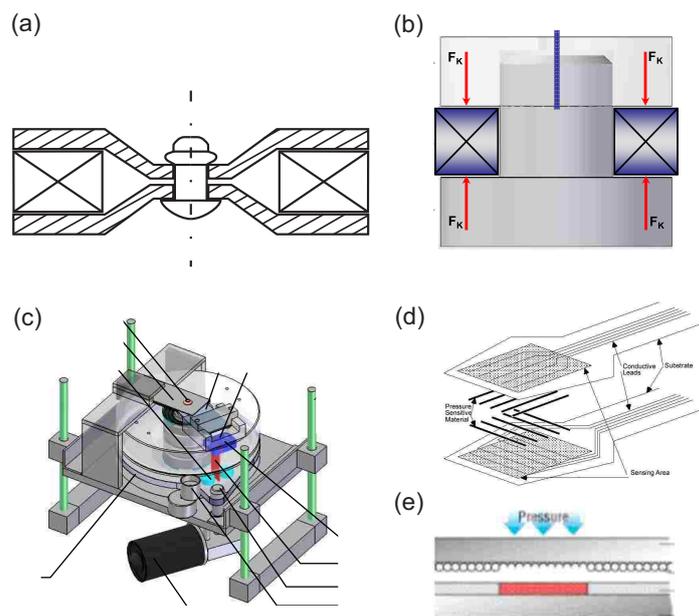


Abbildung 4.3: Messmethoden zur Bestimmung der Klemmkraft von Blindnieten

- (a) Prüfschalenmessung in der Ausführung von [17]
- (b) Prüfschalenmessung in der Ausführung von [32]
- (c) Reibprüfstand [32]
- (d) Tekscan-Messung [69]
- (e) Fujifilm Prescale-Messung [28]

ist in Abbildung 4.3 (c) dargestellt. Um den Einfluss der Nietrotation zu vernachlässigen, wird eine zweiseitige Verbindung verwendet, sodass das mittlere Blech mit einer definierten Fläche zwischen den beiden anderen Blechen drehen kann. Die Messung an anwendungsbezogenen Originalverbindungen und die Berücksichtigung werkstoffspezifischer Verformungen im Bereich des Schließkopfs können damit nicht berücksichtigt werden. Das Verfahren eignet sich zur Charakterisierung des Niets und der ausgeübten Klemmkraft über verschiedene Klemmlängen.

Ein ähnliches Verfahren zur Reibmessung nutzt das Spiel unterschiedlich großer Vorlöcher der beiden Verbindungswerkstücke und bewertet das Gleitreibungsverhalten im Scherzug. Das Verbindungselement ist dabei formschlüssig mit einem der Werkstücke verbunden, während die Gleitkraft bis zum Zeitpunkt des Anliegens am Lochrand des anderen Werkstücks ausgewertet wird. Mit Kenntnis der Reibwerte kann in dieser Methode auch eine Aussage zur Klemmkraft der Verbindungen getroffen werden. Voruntersuchungen haben gezeigt, dass eine Bestimmung der Klemmkraft durch die Schwierigkeit der exakten Ermittlung der Reibzahlen μ_i und nicht zu gewährleistende gleichbleibende Oberflächenvorbehandlung nur ungenau möglich ist. Selbst der Vergleich der Klemmkräfte ist

insbesondere bei Stahl-FVW-Paarungen innerhalb einer gleich präparierten Probencharge durch eine hohe Streubreite der Messwerte nicht zu empfehlen.

Ein anderes Verfahren mit in die Verbindung eingebrachten Messfolien (z.B. Tekscan [69]) hat sich in der Praxis als schwierig erwiesen, da die Auflösung der Messfolie und die relativ kleine Fläche der Kraftübertragung zu einer unplausiblen Streuung der gemessenen Kräfte führen. Das Einlegen von sogenannten Fujifilm Prescale Folien [28], bei der unter Druck verschiedene integrierte Farbkapseln aufbrechen und anschließend optisch ausgelesen werden können, liefert durch den Kraftpeak des Dornbruchs keine Aussagen zur enthaltenen Klemmkraft der Verbindung. Dieses Verfahren ist daher zur Bestimmung der Klemmkraft nicht zielführend, bietet aber die Möglichkeit, die vom Dornbruch an die Verbindung übertragene Kraft auszuwerten.

Bei der Messung der Klemmkraft ist grundsätzlich darauf zu achten, ob die Verbindung oder der Niet selbst geprüft werden sollen. In steifen Prüfschalenaufbauten, wie beispielsweise in der Ausführung von [18], wird die vom Blindniet in Abhängigkeit der Klemmlänge, also der Dicke der beiden Prüfschalen, übertragene Kraft gemessen. Messungen dieser Art dienen der Qualitätssicherung des Blindnietes. Soll eine Aussage über die in der Verbindung verbleibende Kraft in Abhängigkeit der zu fügenden Werkstücke getroffen werden, so sind verbindungsspezifische Klemmkraftmessungen durchzuführen. Diese Art der Messung ist insbesondere dann zu empfehlen, wenn beim Fügen der Werkstücke eine plastische Deformation des Unterblechs oder Schädigungen entstehen.

Konzeption eines Prüfstands zur verbindungsspezifischen Klemmkraftmessung

Bisherige Messmethoden erlauben, ausgenommen von den zwei Folienmessmethoden, nicht verbindungsspezifische Aussagen zur Klemmkraft von Blindnieten treffen zu können. Die Energie, die im schließkopfseitigen Werkstück um das Nietloch herum abgebaut wird, kann mit den oben genannten Prüfmethode nicht eindeutig bestimmt werden. Aus diesem Grund wurde im Rahmen dieser Arbeit ein Prüfstand entwickelt, der die Messung der Klemmkraft an Verbindungen, wie sie beispielsweise im Automobilbau zu finden sind, unter Verwendung des schließkopfseitigen Originalwerkstoffs nachbildet. Damit kann der Niet im Messaufbau das schließkopfseitige Werkstück aufweiten, biegen oder lokale Merkmale in den FVW einbringen, wie es an der realen Verbindung auch der Fall ist. Die Messung erfasst sowohl die während des Nietsetzens auf die Verbindung wirkenden Kräfte als auch die in der Verbindung verbleibende Klemmkraft. Dieser zur Untersuchung der Klemmkraft an realen Blindnietverbindungen konzipierte Messaufbau ist in Abbildung 4.4 dargestellt.

Der Messaufbau besteht aus zwei gefrästen Schalen zur Aufnahme eines piezoelektrischen Kraftmessrings (KISTLER TYP 9061A) über die dieser mit drei Schrauben vorgespannt wird. Die Schalen sind über drei Passstifte zueinander ausgerichtet und lassen sich durch diese führen. Zwischen die beiden Schalen kann eine Probe aus dem für die nachgebilde-

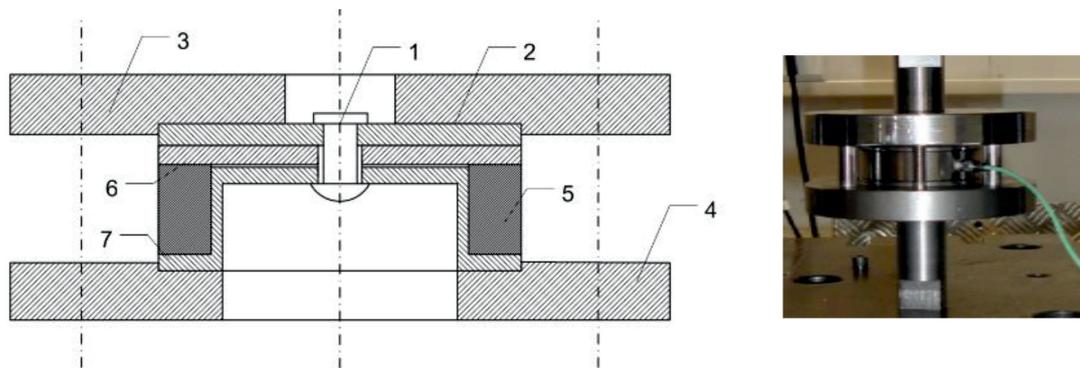


Abbildung 4.4: Messvorrichtung zur Bestimmung der Klemmkraft von Blindnietverbindungen [75]

te Verbindung spezifischen Material gelegt werden. Hierfür ist in einer der Schalen eine Nut gefräst, um Proben positioniergenau einlegen zu können. Bei der Verwendung von Proben geringer Oberflächengüte kann eine Unterstütsungsscheibe zwischen Probe und Kraftmessring eingelegt werden. Dieser Unterstütsungsring zeichnet sich durch eine geschliffene Oberfläche mit geringer Rauheit aus und ermöglicht eine großflächig eingeleitete Kraftübertragung an den Messring.

Der Ablauf der Prüfung ist in Abbildung 4.5 dargestellt. Durch den Abbau eines Teils der Nietenergie im eingelegten Probekörper ist dieser nach jeder Messung zu tauschen. Dazu muss der Blindniet nach Ende der Messung ausgebohrt werden, um den Messaufbau zu demontieren. Bei jeder neuen Messung ist der Kraftmessring durch mögliche Schwankungen in der Vorspannkraft der drei Schrauben neu zu kalibrieren, wodurch diese Art der Messungen der Klemmkraftprüfung aufwendig und zeitintensiv ist. Voruntersuchungen haben gezeigt, dass die Prüfergebnisse stark von Umweltbedingungen, wie Temperatur und Luftfeuchtigkeit, während der Prüfung abhängen. Aus diesem Grund empfiehlt es sich, die Klemmkraftmessungen bei Normklima (23°C , 50% relative Feuchte) nach DIN EN ISO 291 unter Laborbedingungen durchzuführen [21].

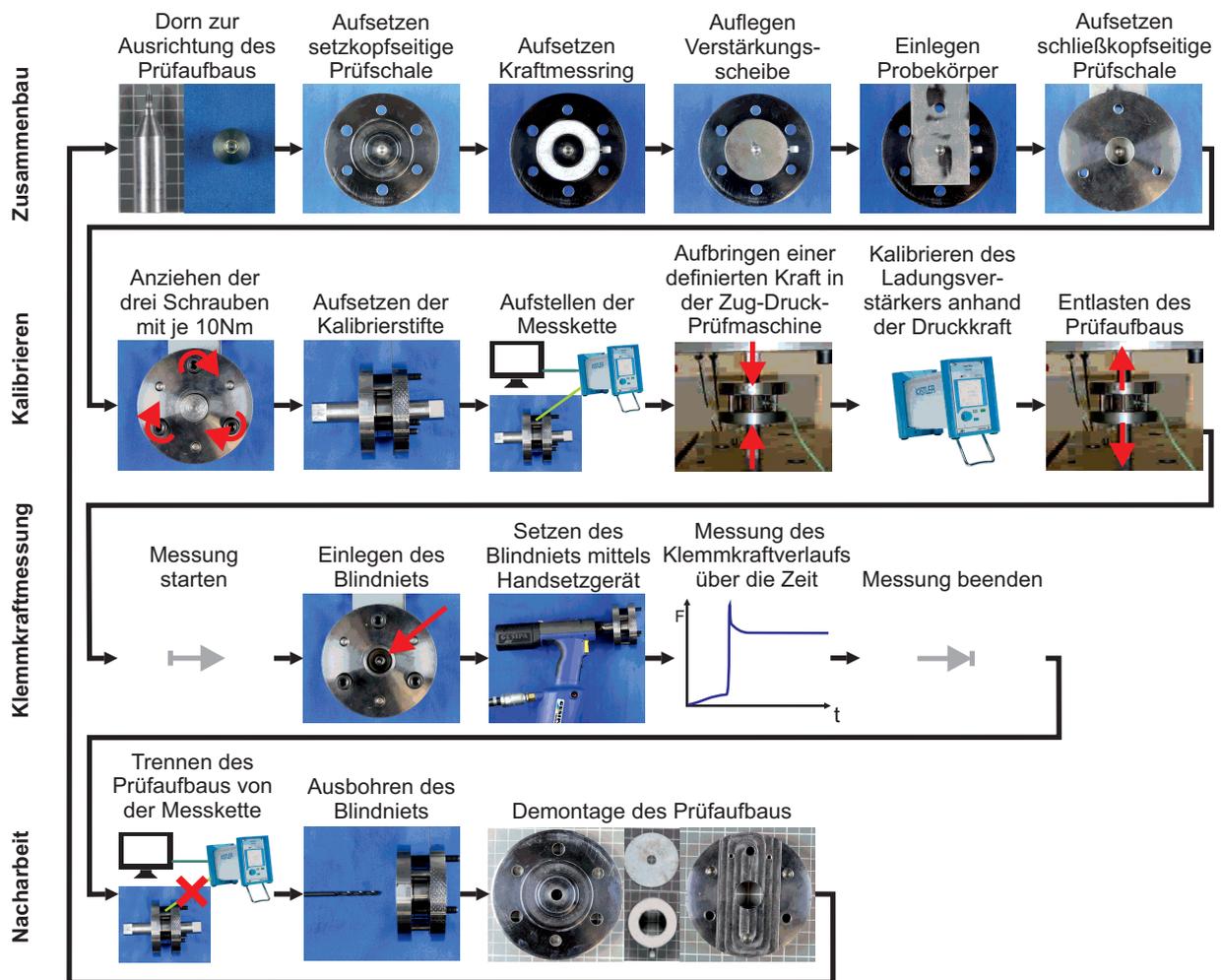


Abbildung 4.5: Ablauf der Klemmkraftmessung von Blindnieten mit dem neu entwickelten Prüfschalenaufbau; Abbildung Kistler Charge Master Typ 5015 aus dem Datenblatt [46]

Im Gegensatz zu den bekannten Prüfschalenaufbauten wird in dem in dieser Arbeit entwickelten Aufbau die Aufbringung der Vorspannung für den Kraftmessring vom schließkopfseitigen Fügeworkstoff entkoppelt. Dadurch ist es mit dieser Prüfanordnung erstmals möglich, das schließkopfseitige Werkstück frei in Dicke und Material zu wählen und auf die spezifische Klemmkraft der Nietverbindung hin zu untersuchen. Am 19.02.2015 wurde die Patentanmeldung des entwickelten Prüfaufbaus am Deutschen Patentamt offengelegt (DE102013214954A1).

Identifikation verbindungsspezifischer Einflussgrößen auf die Klemmkraft

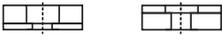
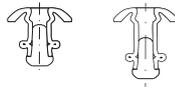
Die Möglichkeit, die Klemmkraft von realen Blindnietverbindungen direkt über einen piezoelektrisches Kraftmesselement zu messen, wird genutzt, um verbindungsspezifische Einflussgrößen zu identifizieren und deren Wirkung auf die Klemmkraft zu bestimmen. Da die Verbindungsfestigkeit von hülsenfaltenden Blindnieten deutlich von der aufgetragenen Klemmkraft abhängt, stellt diese eine wichtige Kenngröße in der Auslegung und Bewertung neuer Verbindungen dar. Die im Karosseriebau zu kalkulierende Verkettung von Bauteiltoleranzen macht die Aufweitung des Bohrlochs im setzkopfseitigen Fügwerkstück von $5,0\text{mm}$ (=nominaler Nietdurchmesser $4,8\text{mm}$ + Passungstoleranz $0,2\text{mm}$) auf $8,5\text{mm}$ Durchmesser nötig. Die Biegung des schließkopfseitigen Werkstücks (Bohrungsdurchmesser $5,0\text{mm}$) in das größere setzkopfseitige Nietloch durch Aufbringung einer Klemmkraft erfordert sowohl die Untersuchung des E-Moduls als auch die Betrachtung des Einflusses der Lochüberdeckung auf die Klemmkraft. Indirekt ist daher auch die Dicke des schließkopfseitigen Werkstücks über die Biegesteifigkeit und das Flächenträgheitsmoment an der Fügestelle ausschlaggebend für den Bauteileinzug in das Vorloch.

Da in automotiven Anwendungen ein Niettyp für mehrere Verbindungen in verschiedenen Gesamtdicken der zu fügenden Werkstücke verwendet werden soll, wird in der Nietauslegung eine minimale und maximale Klemmlänge bestimmt, welche den Arbeitsbereich des Niets definieren. Wird die minimale Klemmlänge unterschritten, findet eine sehr starke Faltung der Hülse statt, wodurch der hohe Umformgrad zu ungewollten Rissen führt. Bei Überschreitung der maximalen Klemmlänge wird die Ausformung der Schließkopffalte durch das Unterblech unterbrochen. Die vollständige Verriegelung der Verbindung durch den Hinterschnitt des Schließkopfes ist daher nicht vollständig gewährleistet.

Die vier genannten Einflussgrößen wurden auf Basis eines teilfaktoriellen Versuchsplans bezüglich ihrer Wirkung auf die Klemmkraft untersucht. Einzig für die Klemmlänge der hülsenfaltenden Nietverbindung ist ein signifikanter Einfluss auf die Klemmkraft nachzuweisen (siehe Tabelle 4.1). Mit steigender Gesamtdicke der zu fügenden Werkstücke innerhalb des Klemmbereichs des Blindnietes steigt auch die vom Niet aufgetragene Klemmkraft. Die Energie, welche der Niet zur weiteren Verformung der Hülse bei kleineren Klemmlängen benötigt, steht für die Aufbringung einer Klemmkraft auf die Verbindung nicht mehr zur Verfügung, wodurch auf dünnere Verbindungen eine niedrigere Klemmung wirkt. Für die Einflussgrößen E-Modul und Dicke des schließkopfseitigen Werkstücks sowie für die Lochüberdeckung der Vorlöcher und deren Wechselwirkungen konnte kein nennenswerter Einfluss auf die Klemmkraft festgestellt werden.

Generell zeigt sich anhand der Messdaten eine Spannweite der Klemmkräfte im Bereich von 300N bei einem Mittelwert von ca. 700N . Schwankungen dieser Größenordnung scheinen plausibel vor dem Hintergrund, dass Nieten der untersuchten Entwicklungsstufe noch nicht dem Serienstand entsprechen und es daher zu prozessbedingten Unregelmäßigkeiten der Klemmkraft kommen kann.

Tabelle 4.1: Bewertung fügetechnischer Einflussgrößen auf die Klemmkraft F_K von hülsenweitenden Blindnieten

Einflussgröße	p-Wert ¹ [%]	Auswirkung auf F_K
E-Modul des schließkopfseitigen Werkstücks E_{Alu}, E_{Stahl}	> 10	insignifikant
Dicke des schließkopfseitigen Werkstücks 	> 10	insignifikant
Gesamtdicke der zu fügenden Werkstücke t_{ges} 	0, 3	$t_{ges} \uparrow \implies F_K \uparrow$
Lochüberdeckung an der Fügestelle 	> 10	insignifikant

¹ Probability Value: mit der Wahrscheinlichkeit des Signifikanzwerts p wird die jeweilige Nullhypothese, zum Beispiel „Klemmkraft und Lochüberdeckung korrelieren“, widerlegt

4.2 Schädigungsverhalten von Bolzenverbindungen in FVW

Bolzenverbindungen stellen die einfachste Art der formschlüssigen Verbindung zweier oder mehrerer Werkstücke dar. Da hauptsächlich senkrecht zur Bolzenachse Kräfte übertragen werden, kann der Spannungszustand an den Fügewerkstücken als zweidimensional betrachtet werden. Größere Spannungen in Dickenrichtung der Fügewerkstücke entstehen erst durch Materialverdrängung oder nach Auffächern des Laminats durch Schubversagen der interlaminaren Haftung bei FVW [24]. Die Einflussgrößen auf die Schädigung in den gefügten Werkstücken sind beim quasistatischen Bolzenzug daher auf wenige Kenngrößen limitiert:

- Bolzenzugkraft
- Lochdurchmesser und Bolzendurchmesser
- Randabstand und Abmessungen der Werkstücke
- Werkstückdicke und Werkstoff
- Temperatur und Feuchtigkeit der Prüfumgebung

Eine Steigerung der Bolzenzugkraft führt ab Überschreiten rein elastischer Verformung zu einem Anstieg der geschädigten Fläche im FVW. Dieser Zusammenhang ist in der Schädigungsanalyse genauer zu untersuchen. Um die Auswirkungen der Passung von Loch

und Bolzen auf die Steifigkeit der Verbindung und auf das Schädigungswachstum im FVW, wie sie von [51] und [55] beschrieben werden, vom realen Anwendungsfall der Blindnietverbindung auf den Bolzenzug zu übertragen, wird die bereits genannte Paarung von 5,0mm Lochdurchmesser und 4,8mm Bolzendurchmesser gewählt. Zur Vermeidung des Versagens auf Flankenzugbruch und um das Lochleibungsversagen zu begünstigen, werden Probenabmessungen und Randabstand nach den Gestaltungsregeln für Bolzenverbindungen mit den Verhältnissen von Probenbreite zu Lochdurchmesser $w/d = 9,6$ und Randabstand zu Lochdurchmesser $e/d = 4$ gewählt [42]. Werkstückdicke und Werkstoff ergeben sich, wie auch die Lochabmessungen, aus dem Anwendungsfall im Karosseriebau, wodurch auch hier Gelege NP in 1,7mm Dicke verwendet wird. Thermische Lasten stellen eine Hauptbeanspruchung für Fügeverbindungen im Karosseriebau dar. Der Temperaturbereich von Raumtemperatur bis zu 180°C ist für Bolzenverbindungen jedoch bisher nur geringfügig untersucht worden. In der Literatur finden sich vor allem Untersuchungen zum Tragverhalten von Bolzenverbindungen mit Schwerpunkt auf maximaler Festigkeit bei Raumtemperatur [81, 70].

[45] hat in experimenteller Analyse erstmals die Minderung der Maximalzugkraft von Bolzenverbindungen durch den Einfluss von Wärme (23°C und 127°C) und Feuchtigkeit in Epoxidharz-FVW gezeigt. Der Einfluss der Temperatur auf die Maximalkraft hat sich dabei als stärker erwiesen als der der Feuchtigkeit. Auf Basis sehr geringer Probenanzahl (n=3) hat [45] zusätzlich die These der Unabhängigkeit der Effekte von Feuchtigkeit und Temperatur aufgezeigt, indem in den Untersuchungen nachgewiesen wurde, dass die Abminderung der Zugfestigkeit bei Feuchtigkeits- und Wärmelast sich aus den Abminderungen der Einzellasten zusammensetzt.

Die Untersuchungen von [39] leisten durch die aufgezeigten Schädigungen in Laminatdickenrichtung auf Basis von Mikroschliffen einen wertvollen Beitrag zur Schädigungsanalyse von FVW unter thermischer und mechanischer Last. Da jedoch anstelle einer klassischen Bolzenverbindung eine Halbprobe gewählt wird, um die einfache optische Begutachtung des Lochrands, in welche ein Bolzen eingedrückt wird, zu gewährleisten, ist die Übertragbarkeit der Schädigung auf Bolzenzugproben durch mangelnde Kraftumlenkung auf die rückseitige Hälfte des Lochs nicht möglich.

Unterhalb der Glasübergangstemperatur von FVW mit Epoxidharzmatrix hat [13] im Bolzenzugversuch keine deutliche Veränderung des Schädigungsverhaltens im Vergleich zur Prüfung bei Raumtemperatur nachweisen können. Ziel neuer Untersuchungen muss es also sein, das Schädigungsverhalten auch bei Temperaturen über Glasübergangstemperatur in mechanisch belasteten Löchern zu beschreiben. Die Abläufe während der thermischen Belastung durch die Trocknung des KTL-Lacks an FVW-Bauteilen sind im Bereich von 23°C bis 180°C in mehreren Temperaturschritten in Abhängigkeit der Bolzenzugkraft zu untersuchen, um die Abläufe des realen Prozesses mit Relativbewegungen der Bauteile nachzubilden.

Neben den Untersuchungen an Epoxidharzverbunden sind auch Temperaturanwendungen von Polyimid-Werkstoffen für Luft- und Raumfahrtapplikationen bekannt, jedoch ist deren

Degradationsverhalten unter thermischer Last nicht mit Epoxidharzverbunden vergleichbar [30, 76].

4.2.1 Prüfablauf und Ergebnisse

Die Schädigungen werden, wie in Abschnitt 3.2 gezeigt, zu diskreten Zeitpunkten, jeweils nach Abschluss eines Belastungsschritts, detektiert. Bei Bolzenzugversuchen wird die Schädigung der gelochten Probe mit dem Schädigungszustand nach Belastung verglichen, um Aussagen zur Ausbreitung durch thermische und mechanische Last zu treffen.

Die rechteckigen Probekörper (48 x 110mm) aus dem Werkstoff Gelege-NP werden in Anlehnung an ASTM 5961 [3] in einer zweischnittigen Bolzenverbindung bei fünf verschiedenen Temperaturen (23, 60, 100, 140 und 180°C) und fünf verschiedenen Zugkräften (0,5, 1,0, 1,5, 1,75 und 2,0kN) belastet, jede Versuchsserie umfasst n=5 Probekörper. Die Skizze der verwendeten zweischnittigen Vorrichtung mit eingelegtem Prüfkörper aus FVW und Bolzen ist in Abbildung 4.6 dargestellt. Das Bolzenloch wurde, wie auch im Serienprozess üblich, mit einem Orbitalfräser eingebracht. Um die Wärmeaufnahmekapazität des Versuchsaufbaus gering zu halten, wurde der Versuchsaufbau für die Bolzenbefestigung in Form von zwei je 1,0mm dicken Stahlkörpern (HC420LAD + Z100) dünner gewählt, als in ASTM D5961 Procedure A vorgeschlagen. Da in diesem Versuch keine Klemmkraft über den Bolzen aufgebracht werden soll, wurde in der Ausführung der Stahlplatten auf die Verprägungen im Bereich des Bolzens verzichtet. Über das Gewinde des Bolzens wird eine Mutter locker aufgeschraubt, um ein Kippen des Bolzens im Nietloch zu verhindern, eine axiale Kraft wird dadurch nicht auf die Verbindung aufgebracht.

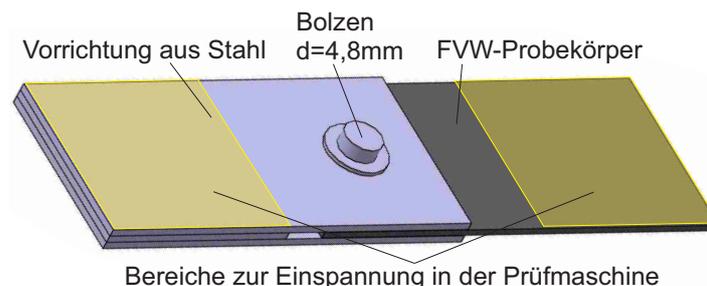


Abbildung 4.6: CAD-Modell der zusammgebauten Vorrichtung zum Bolzenzug

Die Prüfung selbst wird in einer Zugprüfmaschine (Karl Frank 81818 TM) mit integrierter Thermokammer bei einer Prüfgeschwindigkeit von $2 \frac{mm}{min}$ durchgeführt. Die Probekörper werden vor dem Start des Zugversuchs 20 Minuten auf die Prüftemperatur erwärmt, dazu wird die Prüfvorrichtung auf einer Seite in die Prüfmaschine eingespannt. Kurz vor Ablauf der Auslagerungszeit wird die zweite Spannbacke geschlossen, um Wärmedehnungen

des Versuchsaufbaus bis zur maximalen Aufheizung zuzulassen. Über ein NiCr-Ni-Thermoelement (ALMEMO 2690-8A) wird die aktuelle Temperatur an der Grenzfläche FVW zu Stahl überwacht. Zur Reproduzierbarkeit der Versuche hat sich eine zweistündige Durchwärmung der Klemmbacken in der Thermokammer auf die Prüftemperatur der Versuchsreihe als äußerst vorteilhaft erwiesen, um den Wärmefluss an der Einspannung des Aufbaus für alle Prüfungen einer Serie wiederholbar zu gestalten. Da durch das Öffnen des Ofens die Temperatur am Werkstück abfällt, wird erst geprüft, wenn die Prüftemperatur wieder erreicht ist. Dieser Zeitraum dauert auch bei 180°C nur 1 bis 2 Minuten. Da sich die Versuchsreihen an den Belastungen des KTL-Trockners orientieren, beträgt die gesamte Auslagerungs- und Prüfzeit bei Temperatur 20 Minuten. Der Bolzenzugversuch liefert zweierlei Ergebnisse: Zum einen wird bei der Zugprüfung der Kraft-Weg-Verlauf aufgezeichnet, welcher Rückschlüsse auf die Lochleibungsfestigkeit, schlagartige Schädigung und Verbindungssteifigkeit erlaubt. Zum anderen kann der durch thermische und mechanische Last erzeugte Schaden im FVW ermittelt werden. Die Vermessung des Schadens geschieht mit der automatisierten Bewertung des Ultraschall C-Bilds mithilfe des in Abschnitt 3.4 vorgestellten Matlab-Programms.

4.2.2 Schädigungsverhalten bei thermischer und mechanischer Belastung

Die Gegenüberstellung der geschädigten Fläche zu den mechanischen und thermischen Lasten zeigt den deutlichen Einfluss von T_g ($T_{g,onset} = 105^{\circ}\text{C}$) auf das Verbindungsverhalten. In Abbildung 4.7 ist die Abhängigkeit der Schadensgröße von der Bolzenzugkraft und der Prüftemperatur dargestellt. Bedingt durch die Auslegung und Dimensionierung der Probe tritt bei quasistatischem Zug, unabhängig von der Prüftemperatur, zunächst Lochleibungsversagen mit einer Weitung des Lochs ein. Da das Weiten des Lochs im Druckbereich des Bolzens hauptsächlich von der Stützwirkung der Matrix dominiert ist, beeinflusst die temperaturabhängige Steifigkeit des Epoxidharzes das Versagenverhalten stark. Es hat folglich deutlichen Einfluss auf die Tragfähigkeit der Verbindung und deren Schädigungsverhalten, ob die Prüftemperatur unterhalb oder oberhalb T_g liegt.

Die Abhängigkeit der Schadensfläche von der Prüftemperatur zeigt sich auch bei der Betrachtung der in Ultraschallprüfung in Tauchtechnik erzeugten Bilder (siehe Abbildung 4.8). Es hat sich als hilfreich für die Interpretation der Schädigungen erwiesen, die Form der detektierten Schadensfläche in eine vereinfachte Grafik zu überführen, um das Versagen einzelner Bereiche herauszustellen. Sowohl für die steigende Temperatur als auch für die steigende Zugkraft kann die sich vergrößernde Fläche der Schädigung schrittweise nachverfolgt werden.

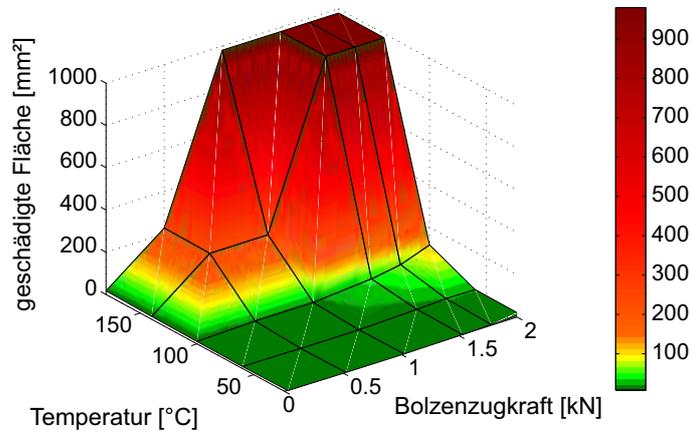


Abbildung 4.7: Geschädigte Fläche (netto) um das Nietloch in Abhängigkeit der Bolzenzugkraft und Prüftemperatur

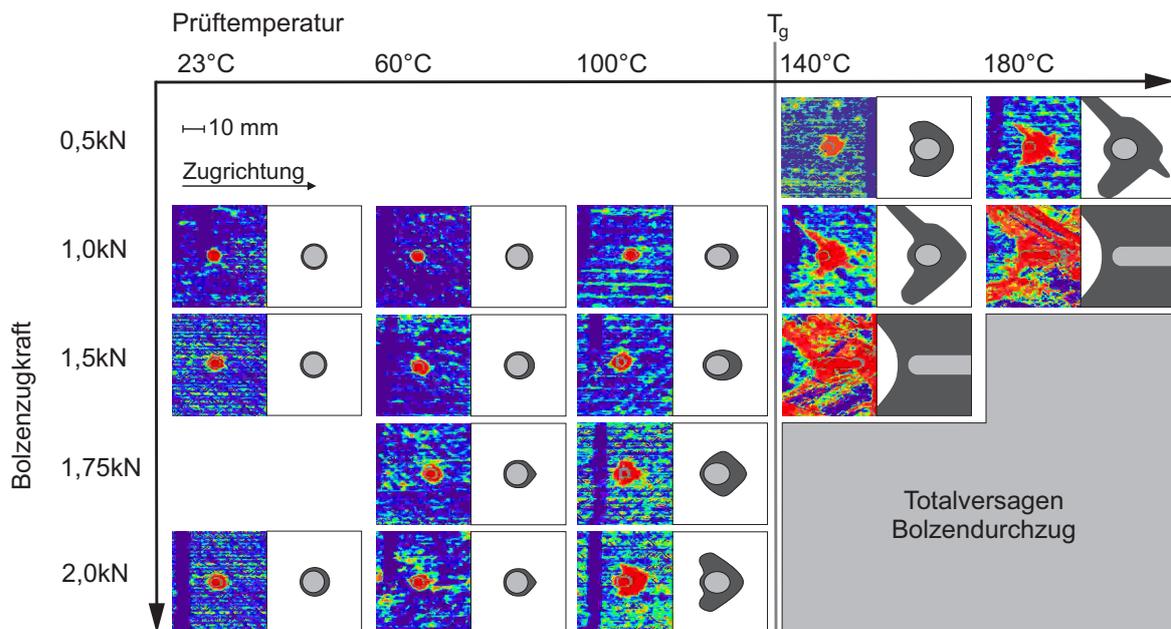


Abbildung 4.8: Charakteristische Morphologie der geschädigten Flächen für verschiedene Bolzenzugkräfte und Prüftemperaturen

Auffällig zeigt sich darin die Dominanz der 45°-Lagen bei der Schädigung bei steigender mechanischer und thermischer Last. Der sich auch in der Schadensmorphologie zeigende Verlauf der Schädigung entlang der Fasern in 45°-Richtung tritt vor allem bei höheren Temperaturen auf. Der Schädigungsablauf bei Bolzenzugproben kann durch Addition der

einzelnen Vorschädigungen auf Basis der vereinfachten Grafiken rekonstruiert werden. Es wird die in Abbildung 4.9 dargestellte Aneinanderreihung mehrerer Teilschädigungen vorgeschlagen.

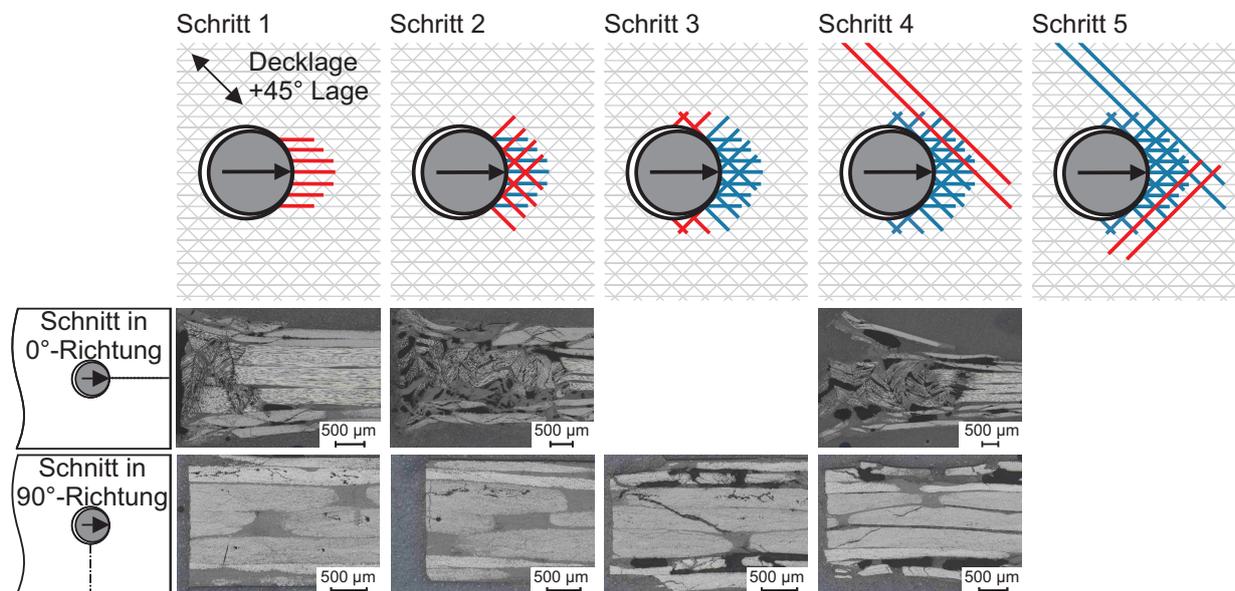


Abbildung 4.9: Ablauf der Schädigung im betrachteten $(+45^C / - 45^C / 0^C / 0^C)_s$ -Aufbau des Gelege Werkstoffs bei Bolzenzug und Schliffbilder der entsprechenden Schädigungszustände

- Schritt 1 Schubknicken der 0° -Fasern durch Druck in Bolzenzugrichtung sowie Zwischenfaserbrüche und Delaminationen in allen Lagen im Kontaktbereich von Niet und Loch

Unabhängig von der Prüftemperatur zeigt sich bei allen untersuchten Proben zunächst ein Lochleibungsversagen im direkten Kontaktbereich des Bolzens zum Lochrand (Schritt 1), wie es auch von [64, S.519] und [67] beschrieben wird. Die Spielpassung von Bolzen und Loch mit einem Durchmesser Verhältnis von 4,8:5,0 sowie die Elastizität des Bolzens und des Lochs definieren die Auflagefläche des Bolzens und somit auch die Richtung der Druckspannungen und deren Höhe [41]. Die Druckspannungsverteilung am Lochrand kann im Kontaktbereich des Bolzens idealisiert als radiales Druckspannungsfeld aufgefasst werden [79]. Die Druckspannungen werden in Lastrichtung durch eine lokale Reduktion der Steifigkeit in Form inter- und intralaminarer Schädigung abgebaut [64, S.519]. Durch die Locheinbringung verursachte Vorschädigungen im FVW in Form von Rissen am Lochrand senken die Nachgiebigkeit der Matrix wodurch das Knicken der Fasern in 0° -Richtung an diesen Schädigungskeimen initiiert wird.

Schritt 2 Faserbruch der $\pm 45^\circ$ -Lagen in Bolzenzugrichtung durch Scher-, Schub- und Biegebelastung im Kontaktbereich von Niet und Lochrand

Die steigende Schub-Scher-Kraft auf die Fasern in den Decklagen führt folglich zum Faserbruch der in $\pm 45^\circ$ -Richtung liegenden Fasern im Druckkraftbereich des Bolzens. Dieses Versagen tritt erst nach dem Schubknicken der in 0° -Richtung verlaufenden Fasern ein, da die Festigkeit der Fasern auf kombinierte Schub-Scher-Belastung oberhalb der Druckfestigkeit der Fasern in Faserlängsrichtung liegt. Vor dem Versagen der $\pm 45^\circ$ -Lagen auf Faserbruch werden die Spannungen in einer elastischen Verformung der Matrix und vereinzelt Zwischenfaserbrüchen abgebaut. Der Faserbruch wird zudem begünstigt durch das zuvor erfolgte Ausbeulen der 0° -Lagen in Dickenrichtung durch Schubknicken. Die dabei aufgewölbte Oberfläche des Verbunds im Druckbereich des Bolzens bewirkt einen dreidimensionalen Lastzustand der Decklagen, wodurch die interlaminare Haftung der Einzellagen zunehmend gelöst wird. Eine nennenswerte Schädigung in der Schnittebene in 90° -Richtung ist bis zu diesem Schädigungsschritt nicht nachweisbar.

Schritt 3 Zwischenfaserbruch in den $\pm 0^\circ$ -Lagen diagonal durch die Dicke verlaufend und Delamination der $\pm 45^\circ$ -Lagen seitlich des Kontaktbereichs von Niet und Lochrand

Dieser Versagensschritt wird dominiert durch die im Bruchwinkel von 30° zur Laminatenebene verlaufende Bruchebene der 0° -Lagen seitlich der bereits geschädigten Bereiche am Lochrand. Der Zwischenfaserbruch erfolgt aufgrund der Schubspannungen in den 0° -Lagen [14, S.5f.]. Die Schubbeanspruchung entsteht durch die Weiterleitung von faserparallelen Kräften der in $\pm 45^\circ$ -Richtung verlaufenden Fasern im Druckbereich des Bolzens, welche in Zugrichtung verdrängt werden. Zusätzlich wächst die in Schritt Schritt 2 begonnene Delamination der $\pm 45^\circ$ -Lagen bei weiterer Bewegung des Bolzens auch seitlich des Kontaktbereichs des Bolzens am Lochrand entlang weiter. Die Delamination in diesem Bereich wird begünstigt von bereits durch den Locheinbringungsprozess verursachten Mikrorissen an der Schnittkante und die auf den Fasern lastende Zugkraft.

Schritt 4 Delamination der $+45^\circ$ -Decklage entlang einzelner Faserbündel in Lochnähe durch Schubkraftweiterleitung des geschädigten Verbunds in Bolzenzugrichtung

Wenn der Zusammenhalt des Verbunds in dem vor dem Bolzen verdrängten Bereich durch die erfolgten Schäden bereits mit Faserbrüchen und Delaminationen stark strukturell geschwächt ist, wird der Bolzen von den $\pm 45^\circ$ -Lagen in einer Art V-Form aufgefangen. Die seitlich am Lochrand vorbei laufenden, nicht von der Aussparung unterbrochenen, $\pm 45^\circ$ -Lagen werden vom Bolzen dann auf Quer-Schub belastet. Da diese Fasern, anders als die $\pm 45^\circ$ -Lagen in Schritt 2, nicht durch die Locheinbringung beschädigt wurden und durch ihre Länge links und rechts des Kraftangriffspunkts von intaktem Verbund gehalten werden, kommt es in diesen Fasern nicht unmittelbar zum Bruch, sondern zunächst zu

einer lokalen Biegung des Faserbündels. Die Delamination der Faserbündel auf eine Länge von mehr als dem doppelten Lochdurchmesser erfolgt als Konsequenz der Schälspannungen durch die Aufwölbung des Verbunds im direkten Kontaktbereich des Bolzens wie in Schritt 3 beschrieben. Die Schädigung der $\pm 45^\circ$ -Lagen ist bezogen auf die Zugrichtung nicht symmetrisch, die Delamination breitet sich zunächst hauptsächlich zwischen den beiden jeweils äußersten Lagen aus, wie es auch in der Untersuchung von [81] ersichtlich ist. Die Verdrängung des Materials vor dem Bolzen in die Richtung des geringsten Widerstands aus der ursprünglichen Laminebene heraus (out-of-plane deflection) begünstigt das Auftreten von Biegekräften über die Laminatdicke, wie es auch von [24] beschrieben wird. Wenn angenommen wird, dass die neutrale Biegelinie durch den Mittelpunkt des Laminats verläuft, erzeugen die Biegekräfte zwischen den äußersten Lagen durch den größten Hebelarm auch das größte Biegemoment auf den Verbund. Zudem wird von [67] noch auf den Einfluss geringster Bolzenbiegungen hingewiesen welche durch die ungleichmäßige Druckverteilung über die Laminatdicke eine erhöhte Druckspannung auf den äußeren Lagen bewirkt. In der Delamination der Decklage werden folglich die Biegespannungen, welche im Druckbereich des Bolzens durch Materialverdrängung und gegebenenfalls auch Bolzenbiegung erzeugt werden, abgebaut.

Schritt 5 Delamination der -45° -Lage (zweite Lage) entlang einzelner Faserbündel in Lochnähe durch Schubkraftweiterleitung des geschädigten Verbunds in Bolzenzugrichtung

Die zweitoberste und -unterste Lage zeigt bei weiter steigender Belastung durch den Bolzen ein mit Schritt 4 vergleichbares Delaminationsversagen. Die Länge der angehobenen Faserbündel der -45° -Lage ist in der Regel kürzer als die der Decklage.

Die Ausprägung der Schädigungsschritte 1 bis 5 aus Abbildung 4.9 wird durch die Prüftemperatur deutlich beeinflusst, da der Schädigungsbeginn der einzelnen Schritte von matrixdominierten Versagensmechanismen bestimmt ist. Durch die Änderung der Werkstoffeigenschaften der Epoxidharzmatrix wird zum einen die Steifigkeit des Verbunds beeinflusst, zum anderen hat die Prüftemperatur Einfluss auf die Faser-Matrix Haftung [48]. Beide Effekte mindern mit steigender Temperatur die Stützwirkung der Matrix und machen den Verbund anfälliger für Schädigungen durch Belastung auf Druck und quer zur Faser. Für die spannungsfreie Temperatur des Verbunds, wie sie in Abschnitt 2.5 für den Werkstoff Gelege-NP zu 85°C bestimmt wurde, ist im Bolzenzug noch keine signifikante Materialschwächung aufgrund der Prüftemperatur zu erkennen. Erst bei höheren thermischen Lasten ab $T_{g,onset} = 105^\circ\text{C}$ entstehen größere Schädigungsflächen um den Kontaktbereich von Bolzen und Lochrand weshalb sich der unmittelbare Zusammenhang des im Glasübergangsbereich schlagartig sinkenden E-Moduls der Matrix und der Zunahme der geschädigten Fläche erschließt.

Die Verformung des Füge Lochs geschieht in Abhängigkeit der Zugkraft und der Nachgiebigkeit des Verbunds, wodurch sich die Kontaktfläche von Bolzen und Lochrand über den

Versuch hinweg ändert. Die Umformung des Lochrands ist während der Prüfung indirekt über den aufgezeichneten Zugweg zu erfassen. Wenn davon ausgegangen wird, dass die plastische und elastische Dehnung der Vorrichtung und des Bolzens während des Zugs im Vergleich zum Zugweg vernachlässigt werden kann, dann entspricht die vom Extensiometer gemessene Längenänderung der Summe aus Weitung des Lochs sowie elastischer und plastischer Dehnung des FVW. Weiter wird angenommen, dass sich sowohl die elastische, als auch die plastische Dehnung im FVW lokal im Bereich der Kräfteinleitung am Lochrand konzentriert. Die am Extensiometer gemessene Längenänderung und die entsprechende Zugkraft können daher näherungsweise als Arbeit zur Lochweiteung gewertet werden wie es auch von [64, S.521] beschrieben wird. Zudem konnte für Bolzenzugproben eine lineare Regression der Fläche unter der Kraft-Weg-Kurve zur geschädigten Fläche auch für über Raumtemperatur liegende Prüftemperaturen unterhalb T_g festgestellt werden (Bestimmtheitsmaß $R^2 = 0,93$). Der Zusammenhang dieser Größen ist in Abbildung 4.10 dargestellt.

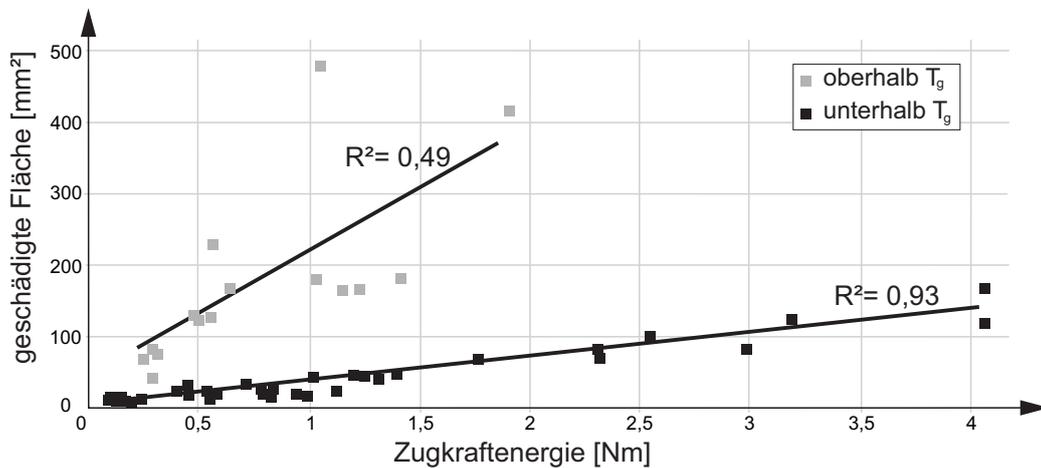


Abbildung 4.10: Regression der zur Schädigung führenden kinetischen Energie und der resultierenden geschädigten Fläche im Bolzenzug

Die Gültigkeit des linearen Zusammenhangs der eingebrachten kinetischen Energie und der geschädigten Fläche nimmt für Schäden geringen Energieeintrags ab, bei welchen sich die geschädigte Fläche nicht deutlich von der Vorschädigung der Locheinbringung unterscheidet (Richtwert: geschädigte Fläche $\geq 1,5 \cdot$ Fläche der Schädigung durch Locheinbringung). Für große Schädigungsflächen zeigt sich eine zunehmende Abweichung der Messwerte von der Regressionsgeraden aufgrund des steigenden Größenverhältnisses des Schadens zur Probegeometrie und des Randzuschmitts. Für Prüftemperaturen oberhalb T_g tragen diese beiden Beschränkungen zu einer Verkleinerung des Gültigkeitsbereichs bei, wodurch sich ein geringeres Bestimmtheitsmaß der Regressionsgeraden ergibt.

Anhand des linearen Zusammenhangs ist insbesondere unterhalb T_g der Rückschluss von einer geschädigten Fläche zu einer zuvor erfolgten mechanischen Belastung möglich. So-

mit ist eine Zuordnung der applizierten Last nicht nur anhand eines visuellen Vergleichs der charakteristischen Schadensform (vgl. Abbildung 4.8) möglich, sondern auch über die Kenntnis der Größe der geschädigten Fläche.

4.2.3 Schädigungsverhalten bei Feuchtelasten der Prozesskette Lackierte Karosserie

Vor dem Lackieren durchläuft die gefügte Karosserie mehrere Reinigungsbäder, um oberflächliche Verschmutzungen von den Bauteilen zu entfernen. In Anlehnung an den realen Prozess wurden Probekörper einer Vergleichsbelastung, wie in Tabelle 4.2 beschrieben, unterzogen und anschließend deren Lochleibungsverhalten im Bolzenzugversuch betrachtet.

Tabelle 4.2: Vergleichs-Feuchtelast in Anlehnung an den KTL-Prozess

Reihenfolge	Medium	Temperatur	Verweilzeit
Schritt 1	Wasser	60°C	8 Minuten
Schritt 2	Wasser	23°C	14 Minuten

Die beiden Schritte der Feuchtigkeitsbelastung werden direkt nacheinander durchlaufen. Direkt im Anschluss wird der Probekörper im Bolzenzugversuch, wie in Abschnitt 4.2.1 beschrieben, auf Scherzug bei Raumtemperatur belastet. Als Referenz dienen Probekörper, welche nicht in Wasserbecken ausgelagert wurden. Anhand der experimentellen Untersuchung konnte nachgewiesen werden, dass die kurzzeitige Auslagerung von FVW bei den Feuchtelasten der Prozesskette Lackierte Karosserie keinen Einfluss auf das Lochleibungsverhalten von Bolzenzugproben aufweist. Die Zugkraft-Zugweg-Kurve der beiden Prüfgruppen sind nicht zu unterscheiden. Dieses Ergebnis wird unterstützt durch weitere Untersuchungen, welche erst bei einer Einlagerung über mehrere Stunden eine Degradation der Lochleibungsfestigkeit zeigen konnten [7, 29].

4.3 Schädigungsverhalten von Blindnietverbindungen in FVW

Neben der radial wirkenden Kraft des Bolzens werden an Blindnietverbindungen auch Kräfte in Dickenrichtung des Fügeverbunds übertragen. Da Blindniete üblicherweise in vorgelochte Strukturen gesetzt werden, zählt dieses Verfahren zu den schädigungsarmen Fügemethoden. Aufgrund der Ähnlichkeit zum Bolzenzug kann bei der Bewertung des Schädigungsverhaltens auf die Erkenntnisse des Bolzenzugs aufgebaut werden.

4.3.1 Einfluss der Fügepunkteinbringung auf das Schädigungsverhalten

Bisher sind in der Literatur keine Ansätze bekannt die Schädigung an Blindnietverbindungen nach dem Setzen des Niets eindeutig zu bestimmen. Die Prüfung gefügter FVW-Proben ist in Ultraschall-Tauchtechnik grundsätzlich möglich, es ist jedoch gerade bei der Prüfung kleinflächiger Schädigungen, wie zum Beispiel die Schädigung durch das Setzen des Niets, auf Einschränkungen hinzuweisen. Aufgrund der visuellen Begutachtung der Bilddaten des Rückwandechos mehrerer Probekörper ist eine Diskrepanz zwischen der gemessenen Schädigungsfläche und der tatsächlich vorhandenen, in eine Ebene projizierten Schädigungsfläche anzunehmen. Theoretisch begründet wird diese Annahme durch die Wechselwirkung dreier Fehler, die in den etablierten Prüfabläufen akzeptiert werden müssen. Es werden dabei Effekte unterschieden, die eine Abweichung der vermuteten tatsächlich vorhandenen Schädigung nach oben (\oplus) bzw. nach unten (\ominus) aufweisen.

Bei Abweichungen nach oben wird davon ausgegangen, dass die gemessene geschädigte Fläche kleiner ist als die tatsächlich im Probekörper vorhandene Schädigung:

- \oplus Nichterkennen rissartiger Schädigungen in unmittelbarer Nähe zum Niet durch Verhindern einer Rissöffnung aufgrund der Klemmkraft

Die geschädigten Bereiche im FVW können in zerstörungsfreien Prüfverfahren, wie zum Beispiel in der Ultraschallprüfung, nur anhand von Dichteunterschieden an Grenzflächenübergängen detektiert werden. Unter der axialen Klemmkraft eines Niets besteht daher die Möglichkeit, dass emittierte Ultraschallsignale an getrennten Oberflächen, durch das gegenseitige Anpressen, nicht reflektiert werden (Fehler erster Art). Dieser Bereich kann daher nicht zweifelsfrei als Fehlstelle identifiziert werden.

Ist die gemessene geschädigte Fläche größer als die tatsächlich im Probekörper vorhandene Schädigung, wird durch den Fehler eine Abweichung nach unten beschrieben:

- \ominus Unterschiedliche Signalschwächung durch Anpressung des FVW an das setzkopfseitige Fügeworkstück im Gegensatz zu alleiniger Prüfung des FVW

Die Auswertung des Rückwandechos bewertet die Reflexion des Signals beim Austritt des Schalls auf der abgewandten Seite des Werkstücks. An gefügten Proben macht es daher einen Unterschied, ob das setzkopfseitige Fügeworkstück angepresst wird oder ob ein Spalt vorhanden ist. In den durchgeführten Untersuchungen hat sich gezeigt, dass der direkte Kontakt zu einem Stahlblech zu einer Erhöhung des Farbkontrasts und einer Glättung der Schädigungskontur führt. Die Detektierbarkeit kleinflächiger Schädigungen und Risse sinkt durch diese Effekte.

- ⊖ Verdeckung des Schädigungsbereichs in unmittelbarer Lochnähe durch Schließkopffalte des Niets; nur darunter herausragende Schäden können erfasst werden

Durch die Schließkopffalte des Blindnietes verdeckte Schädigungen können bei senkrechter Einschallung mit den gezeigten Prüfverfahren nicht identifiziert werden. Erst großflächigere Schädigungen, welche aus dem überdeckten Bereich hervortreten, werden als Schädigung erkannt. In der Auswertung wird daher bei aus dem Überdeckungsbereich heraustretenden Schäden davon ausgegangen, dass auch der von der Schließkopffalte verdeckte Bereich vollständig geschädigt ist.

Unter den genannten Prämissen der Prüfmethodik kann die geschädigte Fläche einer hülsenfaltenden Blindnietverbindung in Gelege-NP in Ultraschallprüfung in Tauchtechnik bestimmt werden. Die Ergebnisgüte, also die Diskrepanz zu den tatsächlich im Werkstoff vorhandenen Schädigungen, ist deutlich durch die drei genannten Effekte beeinflusst. Folglich ergibt sich für die zerstörungsfreie Prüfung der Schädigung am gesetzten Niet eine Vermessungsunschärfe, wie in Abbildung 4.11 dargestellt. In der Stichprobenuntersuchung zeigt sich eine deutliche Vergrößerung der Schädigungsfläche durch den Setzprozess um im Mittel 19%. Eine weitere Vergrößerung der Schädigungsfläche entsteht durch das Ausbohren des Niets mit der in [50] beschriebenen Vorrichtung. Die detektierte Fläche der Schädigung nimmt dadurch im Mittel um weitere 36% zu der nach Setzen des Niets vorhandenen Schädigung zu. Da die Schädigung durch das Setzen des Niets kleiner ist als der Einflussbereich des Nietausbohrens, ist die tatsächliche Schadensfläche durch den Setzprozess nicht eindeutig zu bestimmen.

Die deutliche Zunahme der Schadensfläche durch die Nietentfernung erklärt sich durch die Vibrationen während des Bohrens, die axiale Andrückkraft sowie die mechanische Beschädigung des Lochrands. An einer Untersuchung genieteteter und im Anschluss mechanisch ($1kN$) im Scherzugversuch belasteter Proben konnte ein weit geringerer Einfluss des Ausbohrens von nur noch rund 1% Zunahme nachgewiesen werden. Es wird daher angenommen, dass der Einfluss des Ausbohrens insbesondere bei kleinflächigeren Schädigungen deutlich zu der Fläche der Schädigung beiträgt. Vibrationen und die axiale Kraft durch das Ausbohren werden in bereits geschädigtem FVW in innerer Reibung gedämpft. Die mechanische Schädigung in unmittelbarer Nähe zum Lochrand findet somit in einem vorgeschädigten Bereich statt, wodurch vom Ausbohren bei großflächigeren Vorschädigungen von keiner Vergrößerung des geschädigten Bereichs auszugehen ist.

Aufgrund der Vermessungsunschärfe am gesetzten Niet kann nur ein Näherungswert der geschädigten Fläche angegeben werden. Da der Einflussbereich des Nietentferns bei kleinflächigen Vorschädigungen, wie sie beim Setzen des Niets entstehen, zu einer deutlichen prozentualen Vergrößerung der Schädigungsfläche beiträgt, ist die Bewertung der geschädigten Fläche an Proben mit entferntem Niet nicht sinnvoll. Auf die Angabe eines Maßes für den Einflussbereich des Nietentferns wird an dieser Stelle verzichtet, da sich diese Kenn-

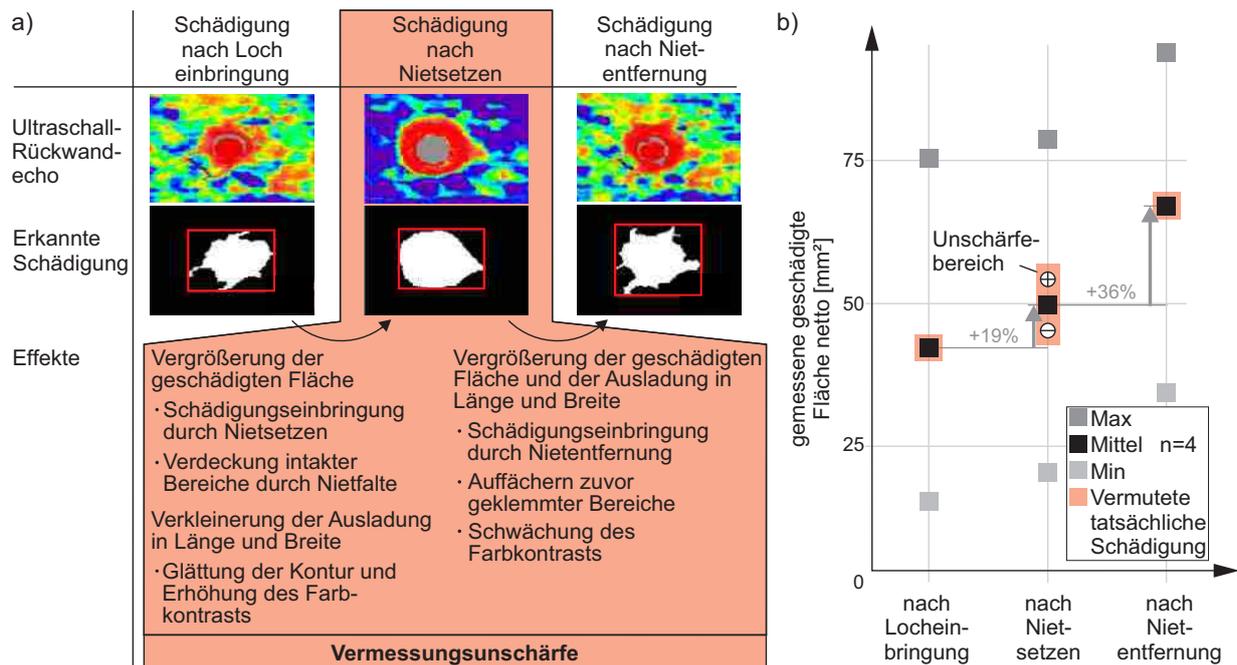


Abbildung 4.11: Einfluss des Nietsetzens und Nietentferns auf die in der Ultraschallprüfung detektierte Schädigungsfläche
 (a) Beispielhafte Schädigungsentwicklung anhand des gemessenen und ausgewerteten Ultraschall-Rückwandechos
 (b) Zunahme der geschädigten Nettofläche durch Nietsetzen und -entfernen

größe in Abhängigkeit des Werkstoffs, der Vorschädigung und der während des manuellen Prozesses wirkenden Kräfte ergibt.

4.3.2 Einfluss von herstellungsbedingten Vorschädigungen des FVW

Die bei der Belastung von Verbindungen entstehenden Schädigungen im FVW werden durch zuvor eingebrachte Ausgangsschädigungen begünstigt. Insbesondere im Herstellungsprozess unbeabsichtigt eingebrachte Imperfektionen wie Einschlüsse und Poren sowohl in der Faser als auch in der Matrix tragen bei Belastung des FVW durch deren Kerbwirkung zu einer Erhöhung der lokalen Spannungen bei [64, S.24,112]. Im Bereich mechanischer Fügepunkte, wo die Struktur des FVW ohnehin bereits durch die Elementeinbringung (Bohren, Fräsen oder Durchstanzen sowie Setzen des Fügeelements) geschwächt ist, wird der Versagensprozess durch Vorschädigung beschleunigt. Es ist beispielsweise eine im Vergleich zu ungeschädigtem FVW geringere Kopf- oder Scherzugbelastung der gefügten Verbindungsprobe ausreichend, um ein Verbindungsversagen herbeizuführen.

Die Auswirkungen der jeweiligen in der automobilen Großserienproduktion geduldeten, herstellbedingten Imperfektionen (vgl. Abbildung 3.1 in Abschnitt 3.1) auf mechanische Fügeverbindungen sind daher einzeln zu untersuchen, um deren Effekte auf die Verbindung zu bewerten. [58] bringt hierzu gezielt einzelne Schädigungen (siehe Tabelle 4.3), in einen FVW (Flechten-RTM) während des Herstellprozesses ein und bewertet die mit einem hülsenweitenden Blindniet (Ribe Ribulb IRSS 4,8/13x10) gefügten Verbindungsproben anhand der maximalen Zugkraft in Kopf- und Scherzug gegenüber nicht vorgeschädigten Referenzproben. Neben den gezielt eingebrachten Vorschädigungen wird der schließkopfseitig angeordnete FVW zusätzlich durch die Radialkraft der weitenden Blindniethülse auf Lochleibung belastet. Der setzkopfseitige Probekörper ist aus Stahl gefertigt, um die Schädigungseffekte des FVW anhand der Zugversuche weitgehend isoliert betrachten zu können.

Tabelle 4.3: Im Herstellprozess eingebrachte Vorschädigungen in den FVW (Flechten-RTM)

Schädigung	Spezifikation
Lunker	<3 vol-% gemessen in CT; Referenzproben <1 vol-%
Delamination	Einbringung Teflonfolie (Ausdehnung 30mm x 48mm)
C-Faserbruch	durchtrenntes Faserbündel (50k)
G-Faserbruch	durchtrenntes Faserbündel
Ondulation	Einbringung Zusatzlage (Ausdehnung 30mm x 48mm)
Fasergasse	Lichtdurchtritt zw. Fasersträngen über gesamte Probenbreite
Winkelverschiebung	4% Winkelversatz

Die prozentuale Abminderung der Festigkeiten für die Ausgangsschädigungen Lunker, Delamination, Faserbruch C-Faser, Faserbruch G-Faser, Ondulation, Fasergasse und Winkelverschiebung in Bezug zur ungeschädigten Referenzprobe ist in Abbildung 4.12 dargestellt. Für die Bestimmung der Zugfestigkeiten wurden jeweils fünf Versuche durchgeführt.

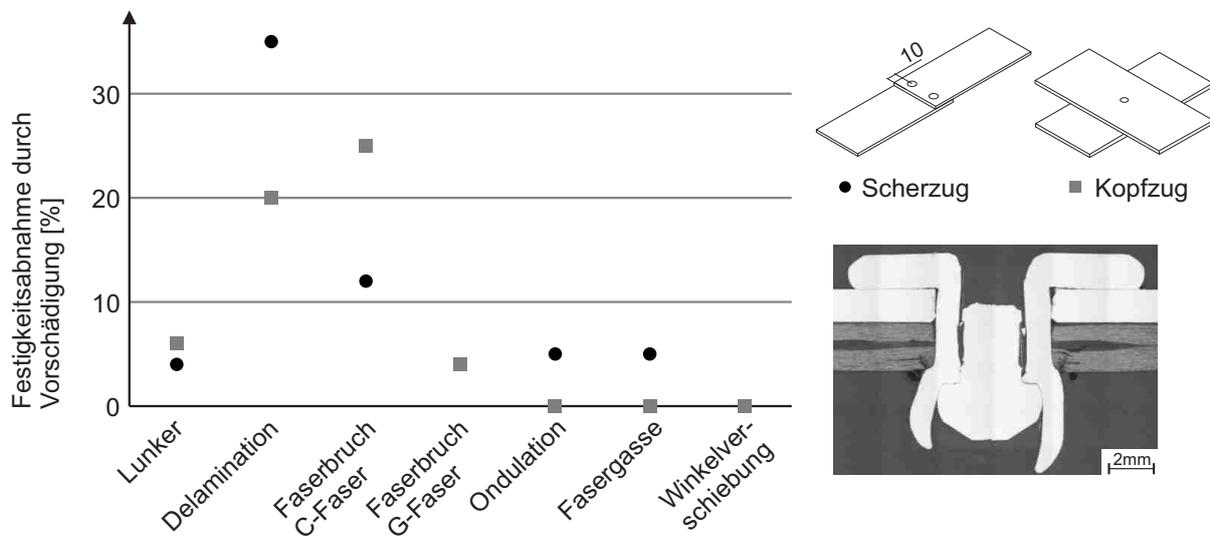


Abbildung 4.12: Prozentuale Festigkeitsabnahme von hülsenweitende Blindnietverbindungen bei vorgeschädigten FVW-Probekörpern in Bezug auf ungeschädigte Referenzproben nach [58]

Trotz der schwierigen Vergleichbarkeit der eingebrachten Merkmale in deren Verteilung und Häufigkeit zeigen sich Unterschiede im Einfluss der Merkmale. Sowohl für Kopf- als auch für Scherzug sinkt die Maximalzugkraft bei Vorhandensein von Lunkern, Faserbruch der Glasfasern, Ondulationen, Fasergassen und Winkelverschiebungen je nur um weniger als 10% in Bezug zur Referenzprüfgruppe. Diese Merkmale mindern das Tragverhalten von Fügeverbindungen nur in sehr geringem Maße, wodurch angenommen werden kann, dass dadurch auch der Schädigungsfortschritt während der Belastung nicht dominiert wird. Deutlich schädigendere Ausgangsmerkmale sind strukturelle Unterbrechungen des Verbunds in Form von Delaminationen oder Faserbrüchen. Zur Gewährleistung tatsächlich delaminierter Schichten wurde eine Teflonfolie im Herstellprozess mittig in den FVW eingelegt (siehe Abbildung 4.13 (a)). Die Faserbrüche für C- und G-Fasern wurden durch Trennen ganzer Faserbündel realisiert. Abbildung 4.13 (b) und (c) zeigen die abgeschnittenen Fasern vor und nach Harzinjektion. Die Untersuchungen haben gezeigt, dass das Vorhandensein von Delaminationen oder Bruch ganzer Faserbündel die maximal ertragbare Zugkraft der Verbindung um bis zu 35% senken können. Auch wenn die Größe der eingebrachten Delamination mit 1440mm^2 im Verhältnis zu den anderen Merkmalen sehr schwerwiegend scheint, so lässt sich die Auswirkung der Lagentrennung auf die Verbindungsfestigkeit auch bei kleineren Delaminationen begründen.

Die schwache verbleibende interlaminare Haftung der delaminierten Lagen senkt bei Scherzug des Fügeelements die Knick- und Beulsteifigkeit des Verbundwerkstoffs [64, S.40]. Die Kopfzugbelastung delaminierter FVW ist vergleichbar mit dem Dreipunktbiegever-

sich mit sogenannten end-notched-flexure-Proben, wodurch im Bereich des Verbindungselements mit einem Anstieg der Schichtspannungen bis hin zum Scherbruch zu rechnen ist. In den numerischen Untersuchungen von [80] wurde gezeigt, dass kleinflächige Delaminationen zunächst instabil wachsen, indem es bei stetig steigender Belastung zunächst zu sogenannten snap-back-Effekten, also dem schlagartigen Delaminationswachstum, kommt. Erst wenn eine kritische Delaminationsgröße erreicht ist, wächst die Delamination stabil weiter, wodurch die Laminatsteifigkeit mit steigender Delaminationsgröße sinkt. Im Fall einer Bolzenverbindung hat [9] gezeigt, dass die Anhäufung von Delaminationen maßgeblich zum Versagen von Verbindungen auf Lochleibung beiträgt. Der von [81] aufgestellte Versagensablauf für Bolzenverbindungen in FVW (damage onset, damage growth, local fracture und structural fracture) verkürzt somit bei ausreichender Vorschädigung um den ersten Schritt, wodurch die Energie, welche zum Versagen der Verbindung nötig ist, reduziert wird. Das Versagen der Struktur geschieht folglich bereits bei geringerem Bolzenweg.

Zur Nachbildung von Faserbrüchen wurden einzelne Faserbündel vor der Harzinjektion durchtrennt. Die faserparallele Kraft muss demnach in diesen Bereichen von der Matrix aufgenommen werden, wodurch die lokale Spannungserhöhung wiederum das weitere Wachstum von Schäden in der Matrix begünstigt. In dem in den Versuchen verwendeten FVW-Flechten-RTM verlaufen C-Fasern in 0° -Richtung und G-Fasern in $\pm 45^\circ$ -Richtung. Da die Schädigung des FVW beim Scherzug hauptsächlich vom Verhalten in Belastungsrichtung in 0° -Richtung bestimmt ist, wirkt sich der eingebrachte Faserbruch der 0° -Lagen (C-Fasern) deutlicher auf den Abfall der Festigkeit aus, als es bei den $\pm 45^\circ$ -Lagen (G-Fasern) zu erkennen ist.

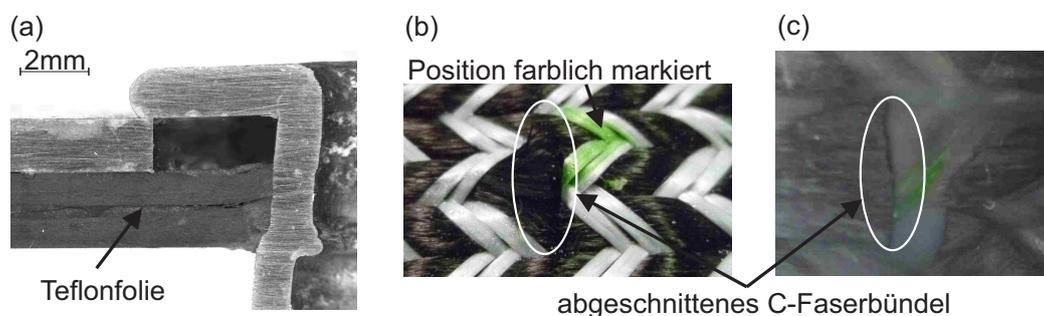


Abbildung 4.13: Im Herstellungsprozess in den FVW eingebrachte Schädigungen:

- a) einlamierte Teflonfolie
- b) durchtrenntes C-Faserbündel vor Harzinjektion
- c) ausgehärteter FVW mit erzeugtem C-Faserbruch

Die Vorschädigung von FVW reduziert bei großflächigen strukturellen Unterbrechungen der Fasern (Faserbrüche) oder Matrix (Delamination) die Verbindungsfestigkeit mit bis zu 35% Festigkeitsverlust deutlich. Dennoch ist in Serienbauteilen mit initialen Schädigungen dieser Größe nicht zu rechnen. Vielmehr hat sich gezeigt, dass herstellbedingte Vorschädigungen

der Keim für weiteres Schädigungswachstum in belasteten Laminaten sind. So sinkt beispielsweise die nötige Kraft zum Auslösen einer strukturellen Schädigung durch die lokale Anhäufung von Poren oder Einschlüssen durch Spannungserhöhungen. In den weiteren experimentellen Untersuchungen konnten keine auffälligen Unterschiede in der Schadensausbreitung innerhalb der Prüfgruppen erkannt werden, wodurch angenommen werden kann, dass eine weitgehend homogene Verteilung der herstellbedingten Imperfektionen in den ebenen Probekörpern gewährleistet ist.

4.3.3 Einfluss des Belastungswinkels auf die Schädigung an Blindnietverbindungen in FVW

Die Prüfung von Fügeverbindungen unter verschiedenen Belastungswinkeln ist durch deren richtungsabhängiges Festigkeitsverhalten in der Praxis und Literatur weit verbreitet [53, 8]. Reine Kopfzug- und reine Scherzugversuche gehören auch in der Auslegung von Fügeverbindungen im automobilen Kontext zum Standardprüfumfang. Für die Durchführung von Zugversuchen bei Winkeln zwischen 0 und 90° hat sich die Verwendung der KS2-Probe etabliert (siehe Abbildung 4.14). Diese Probengeometrie hat aufgrund des u-Profils ein großes Flächenträgheitsmoment, was die Biegesteifigkeit im gefügten Bereich im Vergleich zu einer ebenen Plattenprobe deutlich erhöht. Der gefügte Bereich verformt sich daher bei KS2-Proben im Zugversuch nur geringfügig, wodurch eine Bewertung der Fügeverbindung an sich weitgehend ohne Biegung der Fügeworkstücke geschehen kann. Ein weiterer Vorteil dieser Probenform besteht in der einfachen Einspannbarkeit unter verschiedensten Zugwinkeln, da nur eine Vorrichtung nötig ist, die unter den jeweiligen Prüfwinkeln arretiert wird. Zur Nachbildung der im automobilen Karosseriebau üblichen Blindnietverbindungen eignet sich die KS2-Probe jedoch nur bedingt. Die spezielle Formung der Probe ist für FVW grundsätzlich umsetzbar, jedoch ist bei Herstellverfahren, wie zum Beispiel Nasspressen, durch die starke Krümmung der Probengeometrie von einer abweichenden Harzdurchtränkung im Vergleich zu ebenen Plattenproben und auch realen Bauteilen auszugehen.

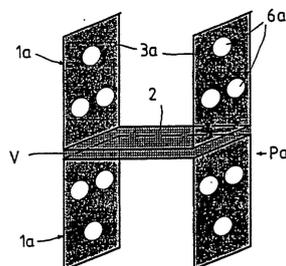


Abbildung 4.14: Skizze der KS2-Probe für die Prüfung der Belastbarkeit von gefügten Verbindungen unter variablen Zugwinkeln [59]

Die schwierige Herstellbarkeit der KS2-Probenform in vergleichbarer Materialgüte, wie sie für ebene Probekörper veranschlagt wurde, trägt maßgeblich zur Notwendigkeit der Neuentwicklung einer Prüfvorrichtung zur Untersuchung des winkelabhängigen Tragverhaltens von punktuellen Fügeverbindungen bei. Die entwickelten Vorrichtungen (siehe Abbildung 4.15), wurden anhand folgender Prämissen gestaltet:

1. Verwendung ebener Probekörper
2. Einspannung der Probekörper vergleichbar mit Fahrzeuganwendung
3. Kompakte Abmessungen der Prüfvorrichtung
 - a) zum Fixieren in der Temperierkammer der Zugprüfmaschine
 - b) für eine geringe Wärmehaupnahmekapazität

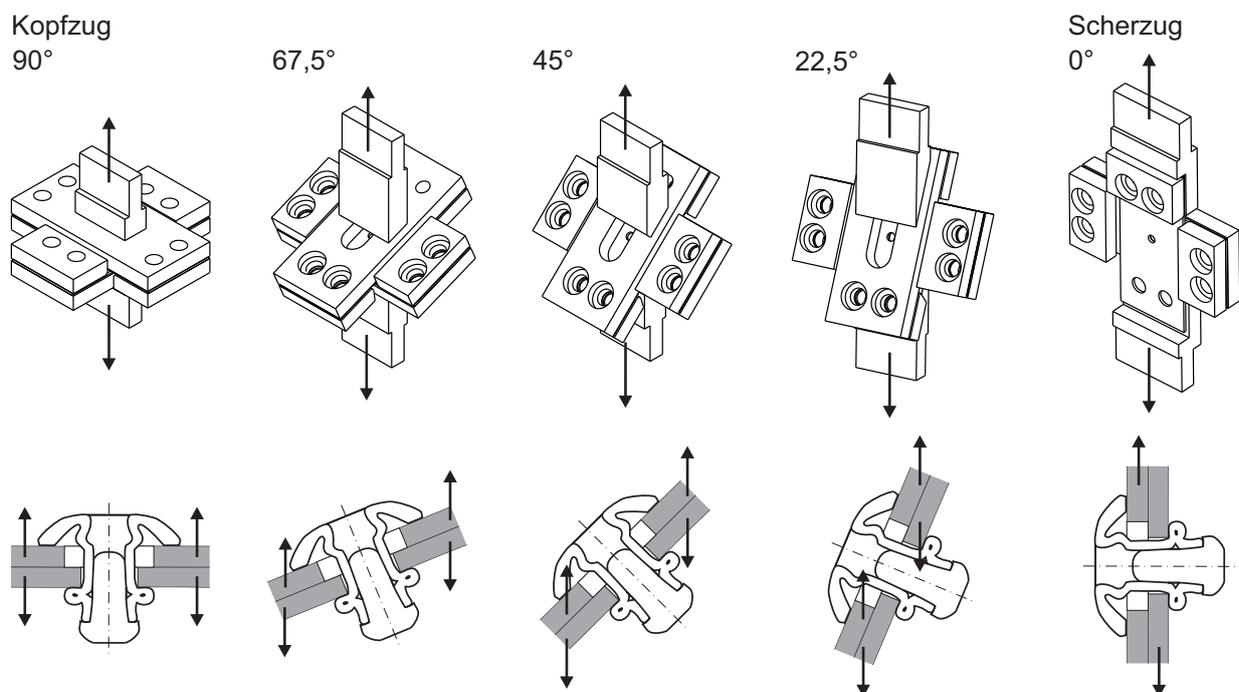


Abbildung 4.15: Vorrichtungen zur Zugprüfung gefügter Proben unter verschiedenen Zugkraftwinkeln

Die Verwendung ebener Probekörper hat den Vorteil guter Vergleichbarkeit zu vorangegangenen Untersuchungen und einfacher Verfügbarkeit. Die beidseitige Einspannung der Proben erlaubt eine Biegung im Bereich der Fugestelle, wodurch die Verformung zwar auch bei der Ergebnisbewertung zu beachten ist, jedoch entspricht diese Lagerung der Konstruktionsvorgabe für Fügepunkte, wo ein minimaler Fügepunktastand von 25mm

vorgegeben wird. Da das Tragverhalten der Fügeverbindungen auch unter thermischer Belastung geprüft werden soll, ist der Wechsel zwischen den Vorrichtungen während der Zugversuche vorteilhaft, um immer den gleichen Aufheizzyklus von Raumtemperatur auf Prüftemperatur zu durchlaufen. Dabei wird die gefügte Probe immer in einer Vorrichtung bei Raumtemperatur eingebaut und dieser Zusammenbau anschließend im Temperierofen der Zugprüfmaschine auf Prüftemperatur erwärmt. Die Wanddicke der Stahlvorrichtung ergibt sich dabei aus einem Kompromiss zwischen Steifigkeit, Schweißbarkeit und minimalem Volumen zur Wärmeaufnahme. Die Zeichnungen der Vorrichtungen sind im Anhang in Abschnitt A aufgeführt.

Der Prüfablauf der Blindnietproben unter verschiedenen Belastungswinkeln orientiert sich an dem des Bolzenzugversuchs (vgl. Abschnitt 4.2.1). Abweichend davon werden mit einem hülsenfaltenden Blindniet gefügte Kreuzproben (siehe Abbildung 4.16) mit einer Vorlochpaarung von $8,5\text{mm}$ im setzkopfseitigen Fügeworkstück aus Stahl und $5,0\text{mm}$ im schließkopfseitig angeordneten FVW-Werkstück verwendet. Um die Probenanzahl bei der Variantenvielfalt aus variierendem Belastungswinkel, Zugkraft und Prüftemperatur zu limitieren, wurden je Versuchsserie $n=4$ Probekörper verwendet. Die Stahl und auch die FVW-Probe (Werkstoff Gelege-NP) weisen im Bereich der kurzen Kanten pro Seite zwei Lochbohrungen (Durchmesser 10mm) auf, wodurch eine formschlüssige Fixierung in den Vorrichtungen, zusätzlich zur flächigen Klemmung, ein Rutschen der Probekörper in der Vorrichtung verhindert. Die zum Fügepunkt zeigende Seite der aufgeschraubten Klemmklotze ist abgerundet, um einer Schädigung an den Krafteinleitungsbereichen entgegenzuwirken.

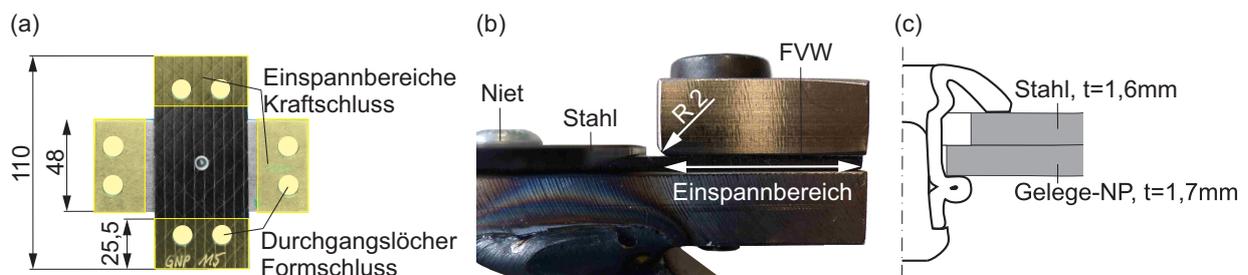


Abbildung 4.16: Spezifikationen der Probekörper und Vorrichtung für die Prüfung bei verschiedenen Belastungswinkeln

- (a) gefügte Kreuzprobe
- (b) Einspannung der Kreuzprobe in eine Seite der 45° -Vorrichtung
- (c) Skizze der Blindnietverbindung

Belastungsablauf an den Blindnietverbindungen unter verschiedenen Zugkraftwinkeln

Der zwischen der Werkstückebene und der Achse der Zugkraft eingeschlossene Winkel bestimmt die Beanspruchung an der Fügestelle. Für einen Zugkraftwinkel von 90° ist der Fügepunkt auf Kopfzug belastet, bei 0° -Zugkraftwinkel hingegen auf Scherzug. In Abhängigkeit dieses Winkels unterscheiden sich die Abläufe während der Belastung und somit auch die Arten der Schädigung. Der für die Zugwinkel variierende Anteil der Arbeit aus Zugkraft und Zugweg trägt maßgeblich zu den Schädigungsmechanismen im Bereich der Fügestelle bei. Es werden dabei die Arbeit in Kopfzugbelastung $W_{Kopfzug}$ und die Arbeit in Scherzugbelastung $W_{Scherzug}$ unterschieden sowie deren Anteile in Abhängigkeit der in das Gesamtsystem induzierten Zugkraftarbeit W_{gesamt} bewertet. Im Folgenden sind die für die fünf Zugkraftwinkel charakteristischen Belastungsabläufe, die zur Schädigung der Fügestelle führen, dargestellt.

Zugkraftwinkel 0° (Scherzug) (siehe auch Abbildung 4.17):

Durch die gegensätzliche Bewegung der Fügeworkstücke in deren Trennebene muss im Scherzug die Reibkraft der Nietverbindung überwunden werden, bevor es zur Lochleibung kommt. Bis zum Erreichen der Haftreibung steigt die Zugkraft über einen Weg von wenigen hundertstel Millimetern an. Die Gleitreibung hängt sowohl von der Klemmkraft des Niets ab als auch vom Einzug des schließkopfseitigen Fügeworkstücks in das größere Vorloch. Neben der Reibung aufgrund der Rauigkeit der Oberflächen limitiert dadurch auch ein geometrischer Einfluss der Formabweichung der beiden Werkstücke zueinander das Gleitreibungsverhalten. Die Kraft, welche für die Relativbewegung der Werkstücke nötig ist, steigt daher über den Zugweg an, da die Formabweichung in unmittelbarer Nähe des Niets ihr Maximum erreicht. Mechanische Lasten in diesem Bereich der Gleitreibung schädigen die Fügestelle hauptsächlich oberflächlich durch das Abgleiten an der Kante des setzkopfseitigen Vorlochs. Strukturelle Schäden des Faser-Matrix-Verbunds dominieren erst dann, wenn der Niet kippt oder bereits am Lochrand anliegt. In seltenen Fällen, wenn die Reibung zwischen dem Setzkopf des Niets und dem setzkopfseitigen Fügeworkstück deutlich höher ist als die zwischen den beiden Fügeworkstücken, kann es zu einer Kippung des Niets während der Gleitreibung kommen. Ab dem Zeitpunkt des Kontaktschlusses von Niethülse und Lochrand ist ein Lochleibungsverhalten zu erkennen. Dieses ist in der Grundausrprägung ähnlich demjenigen beim Bolzenzug, jedoch dissipiert durch die Klemmkraft der Blindnietverbindung immer noch ein Teil der Scherarbeit in die Reibung an der Fügestelle. Mit steigender Prüftemperatur sinkt die aufzubringende Reibkraft bis zum Erreichen der Lochleibung. Hierfür wird hauptsächlich eine Reduktion der Klemmkraft durch minimale Schwindung der Werkstückdicke des FVW unter dem Druck des Niets infolge thermisch induziertem Kriechen als Ursache vermutet. Entgegen der Reduktion der Normalkraft auf die Fügestelle ist eine Steigerung der Adhäsionskräfte von Epoxidharzmatrix und Stahl zunächst verbindungsfestigkeitssteigernd zu beobachten. Von Raumtemperatur zu $T_{g,onset}$ steigt der Reibkoeffizient μ zwischen Epoxidharz und Stahl an, bis dieser im Glasübergangsbereich stagniert [5, 62]. Die zunehmende Adhäsion von FVW

und Stahlblech sowie FVW und der Schließkopffalte des Niets wirkt folglich der schwindenden Klemmkraft bei Temperaturanstieg entgegen. Neben dem Effekt der Änderung der Reibungsverhältnisse steigt das Schädigungsvermögen der Epoxidharzoberfläche des FVW bei mechanischer Belastung mit zunehmender Temperatur an. Durch die sinkende Stützwirkung der Matrix bei erhöhten Temperaturen wird der Einzug des FVW in das setzkopfseitige Vorloch durch das Wirken der Klemmkraft begünstigt. Infolgedessen steigt die Formabweichung in der Scherebene bei gleichzeitig reduzierter Klemmkraft. Die Arbeit aus Zugkraft und Zugweg fließt in der Gleitreibungsphase daher mit steigender Temperatur zunehmend in die oberflächliche Schädigung des FVW anstatt in Reibungswärme.

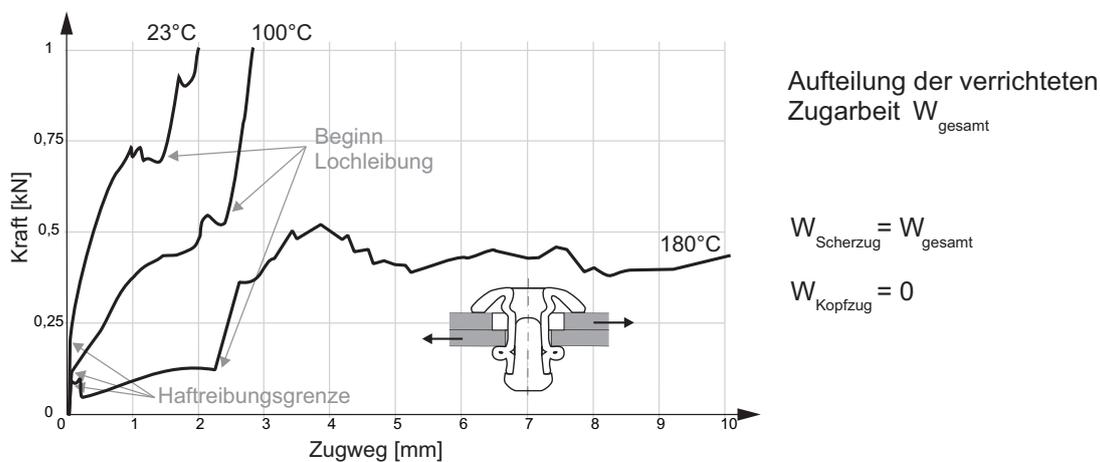


Abbildung 4.17: Charakteristische Zugkraft-Weg-Verläufe bei einem Zugkraftwinkel von 0° (Scherzug)

Zugkraftwinkel $22,5^\circ$ (siehe auch Abbildung 4.18):

Der im Winkel von $22,5^\circ$ belastete Fügeverbund wird durch den Kopfzuganteil von 15% (bezogen auf die Arbeit, die an der Verbindung gesamthaft während des Zugs geleistet wird) entgegen der Klemmkraft leicht aufgespreizt. Die Kräfte, welche zur Überwindung der Reibung infolge der Oberflächenrauigkeit und der geometrischen Behinderung der Relativbewegung im Scherzug (0° -Zugkraftwinkel) fließen, sind daher deutlich geringer als im reinen Scherzug. Dieses leichtere Abgleiten der Fügeworkstücke bis zum Erreichen der Lochleibung zeigt sich auch im flacheren Verlauf der Kraft-Weg-Kurve. Die Verbindung wird daher bei geringerer Zugkraft als im Scherzug auf Lochleibung belastet. Eine Erhöhung der Prüftemperatur bewirkt eine weitere Reduktion des Reibkraftanteils und der Lochleibungsfestigkeit.

Zugkraftwinkel 45° (siehe auch Abbildung 4.19):

Bei einem Beanspruchungswinkel von 45° fließt die Arbeit aus Zugkraft und -weg zu gleichen Teilen in die Kopf- und Scherbelastung des Fügepunkts. Die Haftreibungsgrenze ist

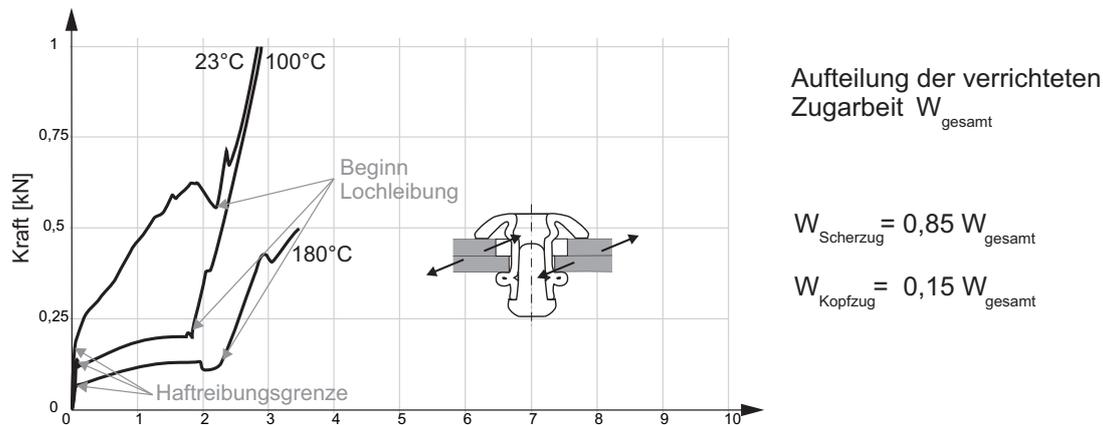


Abbildung 4.18: Charakteristische Zugkraft-Weg-Verläufe bei einem Zugkraftwinkel von $22,5^\circ$

auch unter diesem Zugkraftwinkel im Kraft-Weg-Verlauf markant, wodurch angenommen werden kann, dass es auch zu einer Relativbewegung der Fügeworkstücke und gegenseitigem Abgleiten kommt. Durch die um 45° schräg gestellte Vorrichtung verlängert sich der theoretische Zugweg bis zum Anliegen der Niethülse am größeren setzkopfseitigen Vorloch von $1,8\text{ mm}$ (Scherzug) auf $2,5\text{ mm}$ bei der Annahme eines konzentrisch gesetzten Niets. Die anschließende Lochleibungsbelastung ist verbunden mit einer Kippung des Niets in Zugkrafttrichtung. Dabei trägt die Nietkippung zu einer Erhöhung der Druckspannungen senkrecht zur Werkstückebene an der Kontaktfläche der Schließkopffalte bei. Die Spannungen in Dickenrichtung sind im Bereich des Nietlochs im FVW inhomogen verteilt und konzentrieren sich auf der vom Vorloch überdeckten Seite. Auf der gegenüberliegenden Seite des Nietlochs im FVW ist der Druckspannungsanteil durch die Nietkippung gering. In diesem Bereich dominiert die Lochleibungsbelastung der anliegenden Niethülse durch den Scherkraftanteil. Die Verteilung von Druckspannungen in Dickenrichtung und Lochleibungsbelastung ist von der Verformbarkeit des Niets und dessen Kippung während der Belastung abhängig. Für elastische Niete geringer Steifigkeit ist mit einer ausgeprägten Kippung und folglich hoher lokaler Druckspannung in Dickenrichtung zu rechnen. Die Steigerung der Prüftemperatur zeigt sich auch in diesem Belastungswinkel in einer Reduktion der Verbindungssteifigkeit in Form flacherer Kraft-Weg-Kurven: Die Haftreibungsgrenze wie auch die Kraft bis zum Erreichen der Lochleibung sinken. Oberhalb T_g ist der Übergang in die Lochleibung von kurzen, schlagartigen Kraftabfällen mit sukzessiver Versagensentwicklung gekennzeichnet.

Zugkraftwinkel $67,5^\circ$ (siehe auch Abbildung 4.20):

Der Zugkraftwinkel von $67,5^\circ$ bewirkt am Fügeverbund einen Kopfzuganteil der Zugarbeit von 85%. Die Abläufe während des Zugs entsprechen daher größtenteils denen des reinen Kopfzugs, da es erst ab einem Zugweg von $4,6\text{ mm}$ (Annahme konzentrisch ge-

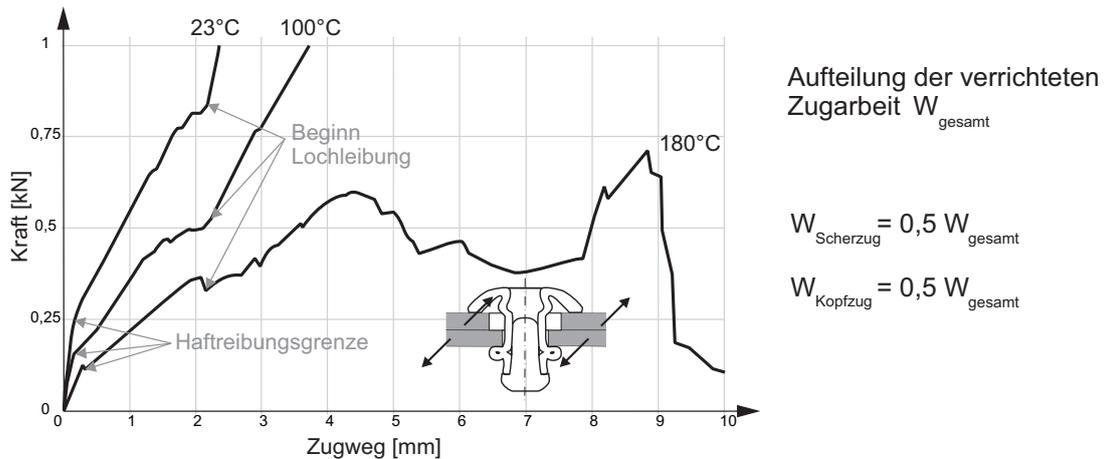


Abbildung 4.19: Charakteristische Zugkraft-Weg-Verläufe bei einem Zugkraftwinkel von 45°

setzter Niet) zu Lochleibung kommen kann. Die Druckbelastung in Dickenrichtung dominiert das Schädigungsverhalten. Eine Kippung des Niets tritt bei diesem Zugwinkel ebenfalls auf, jedoch sind die Inhomogenitäten der Spannungsverteilung (vgl. Zugkraftwinkel 45°) aufgrund des geringen Scherkraftanteils von 15% nicht ausschlaggebend für das Schädigungsverhalten. Die Haftreibungsgrenze sowie der Beginn der Lochleibung treten in den Kraft-Weg-Kurven nicht charakteristisch hervor, da die Fügestelle hauptsächlich auf Biegung in das setzkopfseitige Vorloch infolge der Druckspannungen in Dickenrichtung belastet wird.

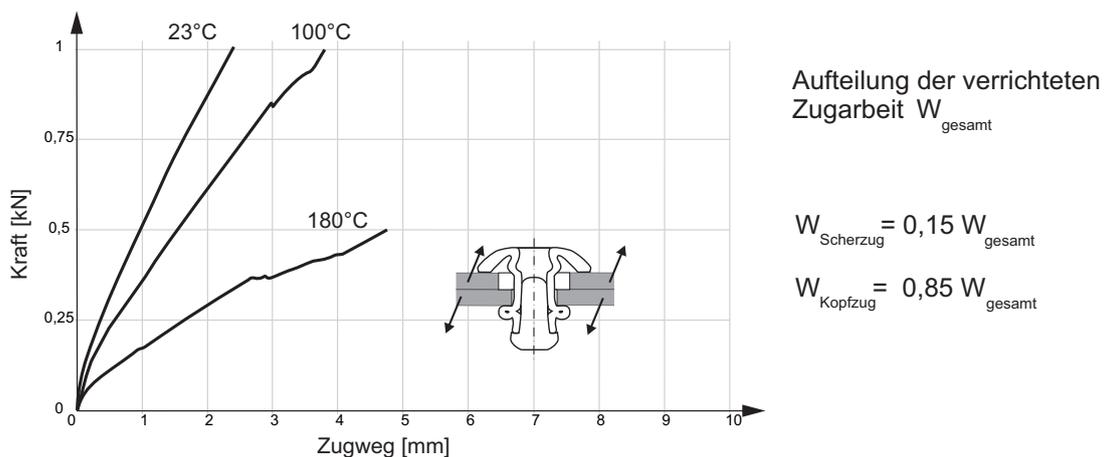


Abbildung 4.20: Charakteristische Zugkraft-Weg-Verläufe bei einem Zugkraftwinkel von $67,5^\circ$

Zugkraftwinkel 90° (Kopfzug) (siehe auch Abbildung 4.21):

Im Kopfzug bewirkt die Arbeit aus Zugkraft und Zugweg hauptsächlich die Schädigung durch Biegung des schließkopfseitigen Fügewerkstücks in das größere Vorloch des setzkopfseitigen Fügewerkstücks. Da die Zugkraft entgegen der Klemmkraft der Nietverbindung wirkt, kommt es zu keinen Relativverschiebungen der Werkstücke. In Abhängigkeit der Festigkeit der verwendeten Werkstoffe sind mit steigendem Zugweg die beiden Versagensarten Elementversagen (Bruch des Fügeelements) oder Ausknöpfen des Fügeelements für diese Belastung charakteristisch. Neben der lokalen Deformation des schließkopfseitigen Fügewerkstücks im Bereich der Kontaktfläche mit dem Niet ist zudem eine globale Biegung der Werkstücke um die Einspannung festzustellen. Die Steigung der Kraft-Weg-Geraden unterhalb T_g nimmt mit zunehmender Prüftemperatur ab. Auch oberhalb T_g ist der Kraftanstieg zunächst linear.

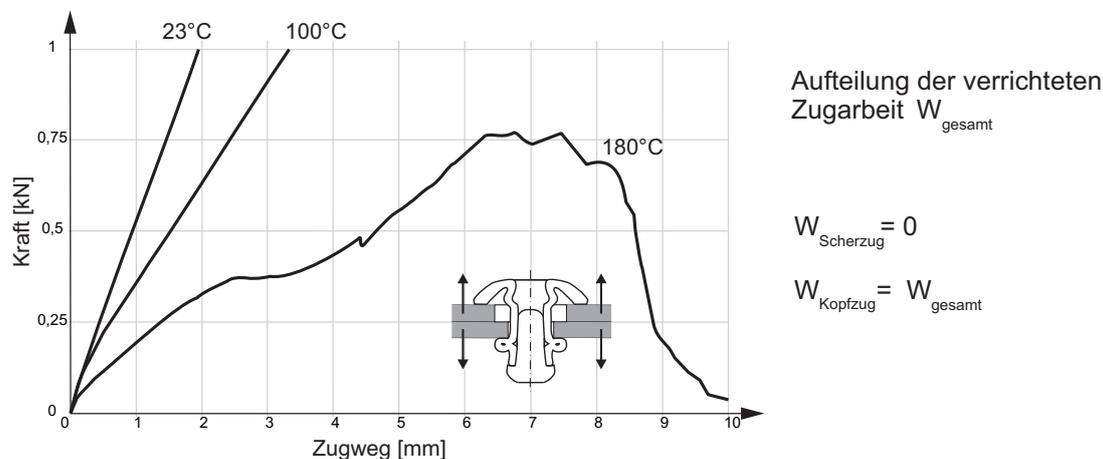


Abbildung 4.21: Charakteristische Zugkraft-Weg-Verläufe bei einem Zugkraftwinkel von 90° (Kopfzug)

Schädigungsverhalten an Blindnietverbindungen in Abhängigkeit des Zugkraftwinkels

Der Zugkraftwinkel genieteteter Verbindungen beeinflusst das Schädigungswachstum in FVW bei geringer Beanspruchung der Nietpunkte (Zugkraft $\leq 0,25\text{kN}$, $T \leq 100^\circ\text{C}$) nur unwesentlich (vgl. Abbildung 4.22). Erst ab Prüftemperaturen in der Nähe von T_g bzw. ab größeren Zugkräften ergeben sich in Abhängigkeit des Zugkraftwinkels nennenswerte Unterschiede in der Fläche der Schädigung im Bereich des Niets (vgl. Abbildung 4.23). Das Schädigungsverhalten der Fügepunkte wird dabei dominiert durch den Anteil der Zugkraftarbeit, welche in Kopfzug- bzw. Schierzugbelastung fließt. Als Grenze für das von der Belastungsart abhängige Verhalten wurde eine Zugkraft $> 0,25\text{kN}$, bzw. eine Prüftemperatur von $T > 100^\circ\text{C}$ bestimmt.

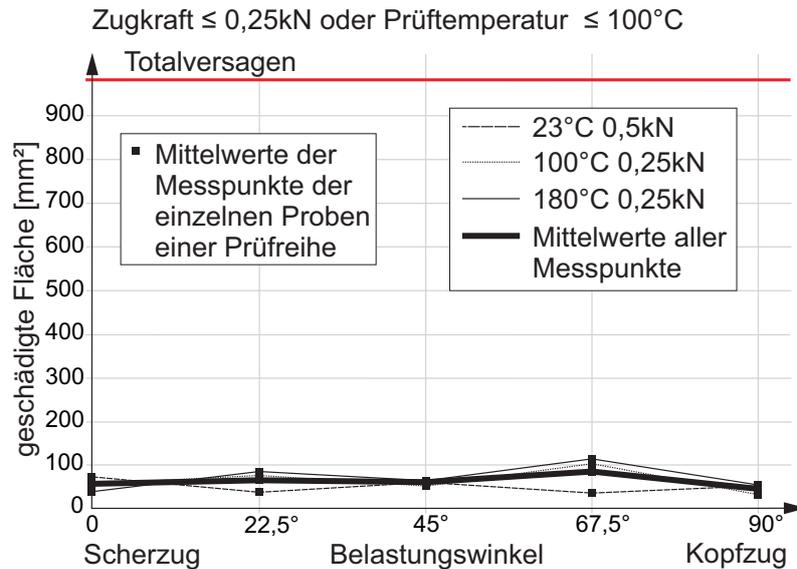


Abbildung 4.22: Geringer Einfluss des Zugkraftwinkels von Blindnietverbindungen auf die Größe der geschädigten Fläche bei niedriger mechanischer oder thermischer Belastung

Der Prozentsatz der Arbeit, welche während der Belastung in den Scherzug-Anteil fließt, wird bis zum Erreichen der Lochleibung zu einem Großteil in Reibungswärme dissipiert. Da der Kopfzug-Anteil der verrichteten Zugarbeit unmittelbar zu einer Biegebeanspruchung des Nietlochs führt, zeigt sich der Schädigungszuwachs mit steigender mechanischer Last an Verbindungen mit hohem Kopfzug-Anteil zuerst. Neben der lokalen Schädigung im Bereich der Auflagefläche der Schließkopffalte des Niets steigt bei Verbindungen mit hohem Kopfzug-Anteil zudem die Gefahr globalen Versagens der Verbindungsstelle durch Beulen und Knicken. Insbesondere bei herabgesetzter Steifigkeit der Matrix durch thermische Lasten versagt dann nicht mehr die Fügestelle selbst, sondern die Formstabilität des Probekörpers.

Das vom Belastungswinkel unabhängige Schädigungsverhalten bei geringen Kräften und Temperaturen wird hauptsächlich durch zwei Effekte beschrieben. Zum einen ist der Fehler, der während der Auswertung der zerstörungsfreien Prüfung gemacht wird, bei kleinflächigen Schäden prozentual größer. Abweichungen der Flächeninhalte im Bereich weniger mm^2 erschweren das Erkennen des eindeutigen Schädigungsverhaltens. Andererseits trägt die rein elastische Rückfederung des belasteten FVW, wie sie bei geringen mechanischen Lasten auftreten kann, nicht zum Schädigungswachstum bei.

Der frühere Schädigungsbeginn bei Proben mit großem Kopfzug-Anteil zeigt sich auch bei Betrachtung der Entwicklung der Schädigungsfläche in Abhängigkeit der Zugkraft, wie in Abbildung 4.24 dargestellt. Oberhalb T_g steigt die geschädigte Fläche bei Proben

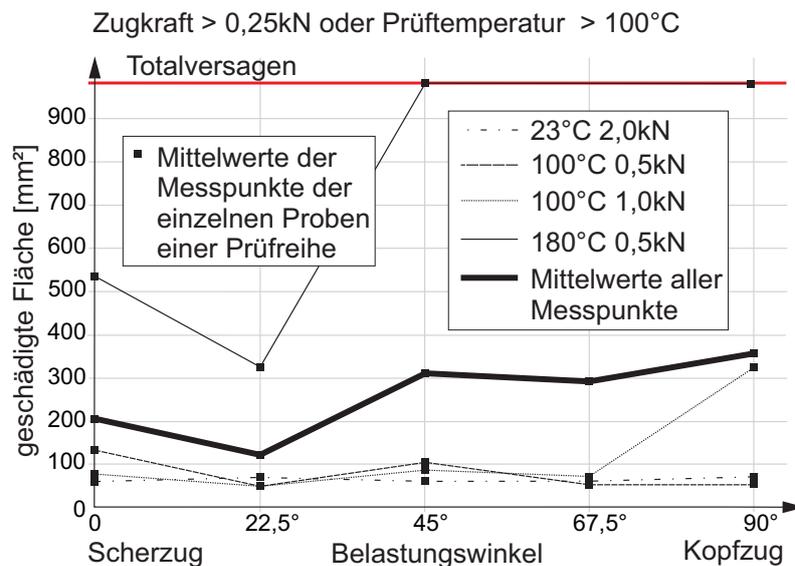


Abbildung 4.23: Steigender Einfluss des Zugkraftwinkels von Blindnietverbindungen auf die Größe der geschädigten Fläche bei höherer mechanischer oder thermischer Belastung

mit hohem Kopfzug-Anteil stärker an als bei Proben mit dominierendem Scherzug-Anteil. Der Bereich der zu erwartenden Schädigung weitet sich dabei mit zunehmender mechanischer und thermischer Last auf. Auf Kopfzug belastete Fügepunkte versagen nach dieser Theorie bei niedrigeren Zugkräften als vorrangig auf Scherzug belastete Verbindungen. In Abhängigkeit der Prüftemperatur können folglich Schädigungskorridore bestimmt werden innerhalb welcher die zu erwartende geschädigte Fläche liegt.

Die äußere Kontur der geschädigten Flächen unterhalb der Grenze für das von der Belastungsart abhängige Verhalten ($F_Z \leq 0,25kN$ und $T \leq 100^\circ C$) für alle Belastungswinkel ähnlich. Der durch die Lochleinbringung erzeugte Schaden ist durch den Setzprozess und die geringe thermische und mechanische Belastung leicht gewachsen, allerdings zeigt sich weder ein klarer Ablauf der Versagensschritte, wie sie im Bolzenzugversuch gezeigt wurden (vgl. Abschnitt 4.2.2), noch einer für die Belastungswinkel charakteristische Schädigungsausprägung. Auch oberhalb der genannten Belastungsgrenze treten die spezifischen Schädigungen Knicken und Lochleibung erst unmittelbar vor dem Totalversagen der Verbindung auf. Da der Einfluss der Belastungsrichtung auf die Morphologie der geschädigten Fläche erst bei stark fortgeschrittener Belastung aufgezeigt werden konnte und zudem ein exponentielles Schädigungswachstum bei steigender thermischer und mechanischer Last ermittelt wurde, wird angenommen, dass die Zeiträume charakteristischen Schädigungsverhaltens bei Blindnietverbindungen sehr kurz sind. Der Rückschluss von einer zerstörungsfrei ermittelten Kontur der geschädigten Fläche auf einen Belastungswinkel und die zuvor applizierten Belastungen ist daher kaum möglich.

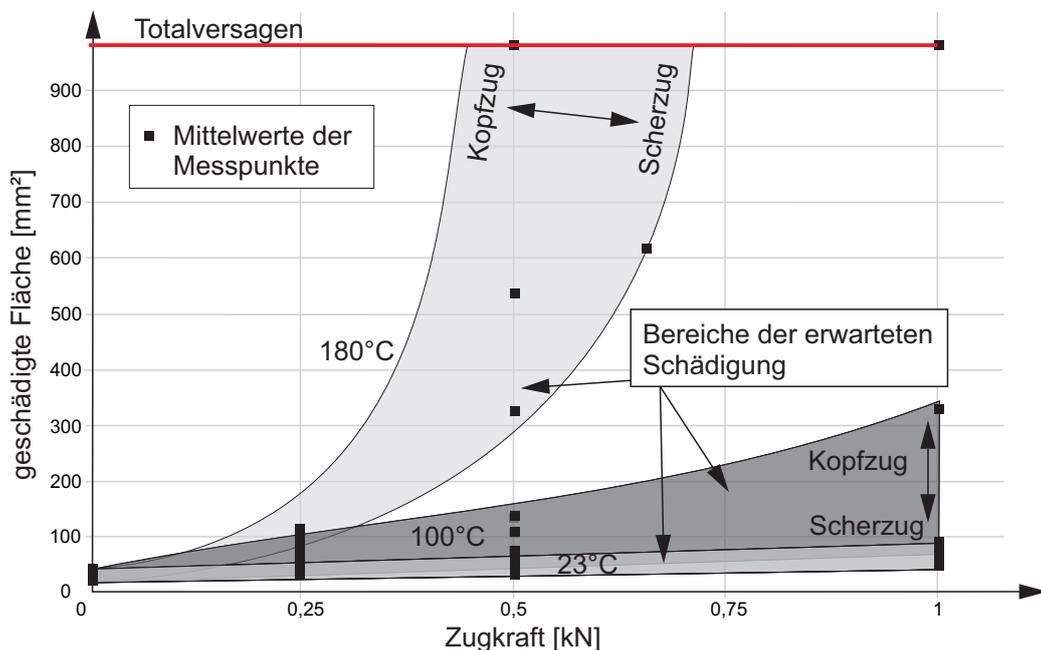


Abbildung 4.24: Schädigungsverhalten der Blindnietprobekörper in Abhängigkeit der Zugkraft für verschiedene Prüftemperaturen und Zugkraftwinkel

Auffallend sind die in einzelnen Fällen widersprüchlichen Ergebnisse der Schädigungsgröße bei gleichbleibendem Zugwinkel und zunehmender Zugkraft der Blindnietproben. Es ergeben sich beispielsweise zum Teil für höhere Zugkräfte im Mittel kleinere Schädigungsflächen als bei geringeren Zugkräften. Eine Diskussion der Ursache für die Schwankung der Messwerte der Schädigungsfläche in Abhängigkeit der Zugwinkel ist in Abschnitt 4.3.4 gezeigt.

4.3.4 Herausforderungen der Schädigungsbewertung bei Versuchen am Fügeverbund

Entgegen den Versuchen an Bolzenverbindungen ergibt sich an gefügten Proben keine klare Morphologie der geschädigten Flächen. Eine Unterscheidung der Prüfserien mit unterschiedlichen Eingangsgrößen (Temperatur, Zugkraft) ist anhand der Schädigungsfläche häufig nicht möglich. Da sich in der Auswertung der Untersuchungen aufgrund nicht durchgehend konsistenter Ergebnisse Fragestellungen nach den Ursachen schwankender Messresultate ergaben, wurden zahlreiche Einflussfaktoren bewertet. Einerseits trägt die für viele Kenngrößen mangelhafte Messbarkeit zu einer schwierigen Verknüpfung der Wirkzusammenhänge bei. Andererseits ist die eindeutige Prüfung der Kausalität bei einer Probenanzahl von vier Stück pro Versuchsvariante mit statistischen Werkzeugen unsicher. Aus diesen Gründen kann für keinen der genannten Faktoren ein direkter und eindeutiger Zu-

sammenhang mit den Schwankungen der Schädigungsflächen nachgewiesen werden. Anhand einzelner Prüfung der Messdaten lassen sich die möglichen Ursachen jedoch nach ihrer Relevanz gewichten und zum Teil auch durch die Nichtbestätigung der Korrelation ausschließen.

Im Zuge der Analyse der Prüfprozesse, Bearbeitungsschritte und Werkstücke konnten folgende Faktoren zunächst als mögliche Erklärungen für die Unschärfe der Messergebnisse identifiziert und zum Teil auch ausgeschlossen werden:

Tabelle 4.4: Mögliche Einflussfaktoren auf die Schwankung der Messergebnisse bei der Zugprüfung unter verschiedenen Belastungswinkeln

	Mögliche Ursache der Schwankungen	Relevanz	Bemerkung
Prüfung	Länge der Prüfdauer	-	keine Korrelation am Beispiel der Prüfreihe bei 100°C mit den Schädigungsgrößen erkennbar
	Prüftemperatur	-	keine Korrelation der dokumentierten Temperaturen mit den Schädigungsgrößen erkennbar
Werkstück	Fügewerkstückdicke	+	Schwankung von $\pm 0,1\text{mm}$ unter allen Proben
	Materialeigenschaft Fügewerkstück	o	alle Proben mit gleichem Werkzeug und Ausgangsstoffen produziert; Schwankung des Faservolumengehalts unter den Proben aber möglich
	Oberflächenbeschaffenheit	-	vergleichbare Entfettung aller Oberflächen; Entgratung aller Stahlproben
	Klemmkraft des Niets	+	alle Niete aus einer Charge, aber Schwankungen der Klemmkraft möglich
Bearbeitungsschritte	Schädigung durch Locheinbringung	-	Nietlochdurchmesser 5mm mit $\pm 0,1\text{mm}$ Toleranz; aber keine Korrelation mit resultierender Schädigungsgröße erkennbar
	Schädigung durch Nietausbohren	o	bei kleinen Lasten kritisch, sonst Schädigung ohnehin größer als Einflussbereich des Ausbohrens
	Zentrität des Niets in den Vorlöchern	o	Niet in Vorrichtung gesetzt; Toleranz Nietposition $\pm 1\text{mm}$

Legende - geringe Relevanz / kann als Ursache ausgeschlossen werden
o neutral
+ hohe Relevanz / muss als Ursache näher betrachtet werden

Der Einfluss der Faktoren wurde einzeln geprüft, Aussagen zu den Wechselwirkungen der Effekte werden daher nicht getroffen. Aufgrund der identifizierten Schwachstellen und der

untersuchten Auswirkungen werden zwei Einflussfaktoren als hauptsächliche Ursachen der Schwankung der Ergebnisse vermutet und im Folgenden begründet:

1) Minimale Unterschiede in den Werkstückdicken

Das Biegemoment, welches am schließkopfseitigen Fügeworkstück einen Einzug in das Vorloch des setzkopfseitigen Fügeworkstücks verursacht, ist von der Werkstückdicke abhängig. Bei einer Dickentoleranz von nur $\pm 0,1\text{mm}$ bei einer nominalen Werkstückdicke von $1,7\text{mm}$ sind somit Unterschiede des Flächenträgheitsmoments von ca. $\pm 17\%$ möglich. An einem Werkstück der oberen Toleranzgrenze muss folglich eine um 17% größere Kopfbzugkraft anliegen, um die gleiche Durchbiegung zu erzeugen als an einem Werkstück der nominalen mittleren Dicke. In der Praxis wird das dünnere Werkstück folglich mit höheren Spannungen belastet als das dickere. Auch bei Lochleibungsbelastung ergeben sich durch Unterschiede in der Werkstückdicke deutliche Unterschiede der Spannungen am Lochrand. Die Druckspannung bei Lochleibung errechnet sich aus der Scherkraft und der Kontaktfläche von Niethülse und Lochrand. Eine Toleranz von $\pm 0,1\text{mm}$ bei einer nominalen Dicke des FVW von $1,7\text{mm}$ verursacht bei gleicher Lochleibungskraft daher bei einem Werkstück der unteren Toleranzgrenze eine um gut 6% höhere Spannung als bei einem Werkstück mittlerer Dicke. Die Schädigung tritt daher bei Werkstücken minimaler Dicke sowohl auf Scher- als auch auf Kopfbzugbelastung bei deutlich niedrigeren Lasten ein.

2) Schwankung der Klemmkraft der Blindniete

In den Klemmkraftmessungen in Abschnitt 4.1.2 wurde auf die Schwankung der Klemmkraft der verwendeten Niete hingewiesen. Da die bei Scherbelastung der Fügeworkstücke geleistete Reibungsarbeit linear von der Normalkraft abhängig ist, steigen die Kraftschwellen, ab der es zur Gleitreibung sowie zu Lochleibung kommt, bei zunehmender Klemmkraft an. Wird der Zugversuch also bei einer vordefinierten Kraft gestoppt, wie in den durchgeführten Untersuchungen, kann es durch Schwankungen der Klemmkraft zu Unterschieden in den Schädigungsstadien der einzelnen Proben kommen. In Dickenrichtung des Verbunds zeigt sich eine hohe Klemmkraft in einer stärkeren Schädigung durch den Setzprozess. Die Biegung des schließkopfseitigen Fügeworkstücks in das größere Vorloch auf Setzkopfseite steigt mit steigender Klemmkraft an. Die detektierte Schädigungsfläche hängt somit nicht mehr nur von der applizierten thermischen und mechanischen Last ab, sondern zudem von der Klemmkraft.

Bereits durch die produktionsbedingten Schwankungen von FVW und Niet wird die Schädigung im Bereich der Fügestelle so stark beeinflusst, dass sich für kleine Variationen der Einstellgrößen (thermische und mechanische Last) im unteren Lastbereich keine klar erkennbaren Effekte auf die Schädigungsfläche ergeben. Für eindeutige Ableitungen, wie es im Beispiel des Bolzenzugs möglich ist (vgl. Abschnitt 4.2), empfiehlt es sich daher, auf kleine Störgrößen in Form geringer Toleranzenabweichungen in den Werkstücken, den Bearbeitungsschritten sowie den Prüfabläufen zu achten. Zudem unterstützen größere Prüfserien die Vergleichbarkeit der Ergebnisse.

4.4 Schädigungsverhalten an Bauteilen

Zur Übertragbarkeit der mittels Probekörpern erzeugten Erkenntnisse auf Bauteilebene bietet sich die Durchführung weiterer experimenteller Versuche bei vergleichbarer thermischer und mechanischer Last mit realen Bauteilen an. Diese Untersuchung zeigt am Beispiel eines Dachspriegels aus Gelege-NP, welcher mit Blindnieten an einen Stahladapter gefügt ist, das Schädigungsverhalten bei thermischer und mechanischer Belastung von Bauteilen, wie sie in der Prozesskette Lackierte Karosserie auftreten. Ziel dieses Versuchs ist eine Bewertung zur Machbarkeit einer Fügelementabsicherung auf Bauteilebene.

4.4.1 Prüfaufbau und -ablauf

Um das Schädigungsverhalten an mechanischen Fügepunkten an Bauteilen beurteilen zu können, ist auch hier eine kontrollierte Belastung der Verbindung in der Zugprüfmaschine vorteilhaft. Zur Einspannung der Bauteile ist daher eine spezielle Vorrichtung erforderlich, um wiederholgenaue Lagerbedingungen für alle Untersuchungen gewährleisten zu können. Das in dieser Untersuchung gewählte Bauteil „Dachspriegel“ aus Gelege-NP zeichnet sich zudem durch eine doppel-symmetrische Geometrie aus, wodurch ein Bauteil getrennt werden kann und beide Endstücke für Versuche verwendet werden können. In Abbildung 4.25 sind die Geometrie des Dachspriegels und die für die Untersuchung abgetrennten Endstücke dargestellt. Die Lage der Schnittlinie für die Endstücke ist bestimmt von der Krümmung des Dachspriegels. Da die Fügeverbindung in der späteren Einspannung in der Prüfmaschine auf Scherzug belastet werden soll, muss die Fügeebene der Blindniete parallel zur Ebene der Einspannung des Dachspriegels liegen.

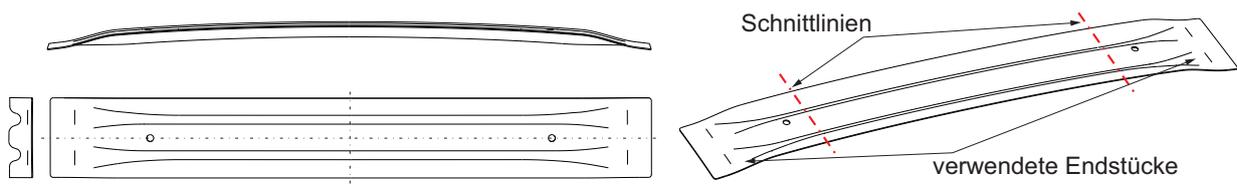


Abbildung 4.25: Geometrie des Dachspriegels und Darstellung der Schnittlinien zur Abtrennung der in den experimentellen Untersuchungen verwendeten Endstücke

In Anlehnung an den Anwendungsfall in Fahrzeugen wird ein Adapterblech aus Stahl (HC-260LA, 1,6mm) als setzkopfseitiges Fügeworkstück der Blindnietverbindungen gewählt. Für eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse wird der gleiche Niet verwendet wie in der Untersuchung zu variierenden Zugkraftwinkeln, ebenso wird der Zugversuch quasistatisch mit $2 \frac{mm}{min}$ durchgeführt. Die Richtung der 0° -Lage entspricht, wie auch im Bolzenzug und

im Scherzug mit Blindniet, der Zugkrafttrichtung. In Abbildung 4.26 ist die Vorrichtung für die Prüfung des Scherzugverhaltens des Dachspriegels dargestellt.

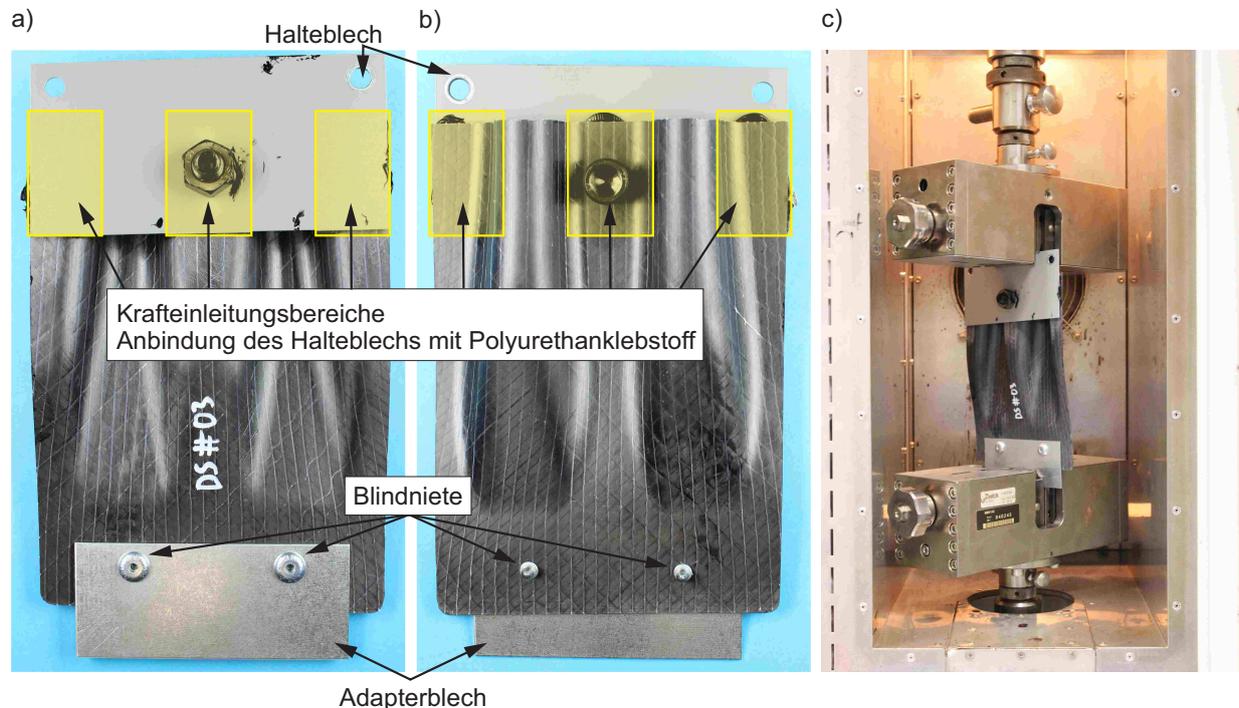


Abbildung 4.26: Vorrichtungen zur Zugprüfung des mit dem Adapterblech gefügten Endstücks des Dachspriegels
 (a) Setzkopfseite des Probekörpers
 (b) Schließkopfseite des Probekörpers
 (c) In die Prüfmaschine in der Temperierkammer eingebauter Probekörper

Im Gegensatz zu ebenen Probekörpern ist die Einspannung von Bauteilen in Universalprüfmaschinen meist schwierig. Im Fall der Endstücke des Dachspriegels weist die einzuspannende Seite eine im Querschnitt wellige Struktur auf. Die Anfertigung passgenauer Klemmbacken wird aufgrund aufwendiger Werkzeugherstellung und des zu erwartenden Rutschens der reibschlüssigen Anbindung an die Prüfmaschine ausgeschlossen. Mit dem Ziel, die geschädigte Fläche an den Blindnietpunkten der Werkstücke Adapterblech und Dachspriegel zu bewerten, ist demnach eine möglichst steife Anbindung auf der in die Prüfmaschine einzuspannenden Seite des Bauteils sinnvoll.

Infolge dieser Anforderungen wird eine flächige Kraftereinleitung über ein angeklebtes Halblech gewählt. Die adhäsive Anbindung eines einzuspannenden Stahlblechs mit Verwendung eines zweikomponentigen Polyurethanklebstoffs (BETAFORCE 2816S, DOW-DEUTSCHLAND ANLAGENGESELLSCHAFT GMBH), der ohne thermische Aktivierung aus-

härtet, bietet sich durch eine kurzzeitige (30 Minuten) Temperaturbeständigkeit bis 160°C auch für Prüfungen oberhalb T_g an. Dafür wird eine, im Vergleich zu warmaushärtenden Epoxidklebstoffen geringere Steifigkeit der Klebeschicht in Kauf genommen. Für eine optimale Haftung des Klebstoffs werden das Halteblech zuvor KTL-beschichtet, die Oberfläche des Dachspriegels aus FVW mit Schleifpapier aufgeraut, gereinigt und anschließend mit Distanzstücken für eine gleichbleibende Klebstoffdicke ($2,0\text{mm}$) versehen. Die Anpressung der geklebten Werkstücke wird über eine mittige Schraubverbindung gewährleistet. Hierbei kann ein im Bauteil bereits vorhandenes Loch verwendet werden.

Die Endstücke des Dachspriegels werden sowohl thermisch als auch mechanisch belastet. Die Temperierkammer wird dazu entsprechend auf die Prüftemperatur vorgeheizt. Wenn das Endstück des Dachspriegels auf einer Seite in die Klemmbanken der Prüfmaschine eingespannt ist, verbleibt das Bauteil ca. 18 Minuten im Ofen, bevor die zweite Klemmbanke geschlossen wird. Nach einer weiteren kurzen Aufheizung der durch das Öffnen der Temperierkammertür abgekühlten Luft wird der Zugversuch gestartet. Der Versuch stoppt bei vordefinierten Kraftschwellen. Im Anschluss an die Zugprüfung wird die Schädigung an den Fügepunkten zerstörungsfrei in Ultraschall in Tauchtechnik geprüft und mit dem Zustand vor Fügen der Werkstücke abgeglichen, wie auch in Abschnitt 4.2.1 dargestellt.

Da das Bauteil, im Gegensatz zu den bisherigen Probekörpern, über zwei Blindniete an das setzkopfseitige Fügewerkstück angebunden ist, verteilt sich die Zugkraft auf beide Niete. Die Prüfung oberhalb T_g erfolgt aufgrund der Beständigkeit des Polyurethanklebstoffs und der Vergleichbarkeit mit den Messungen des Bolzenzugs bei einer Temperatur von 140°C .

4.4.2 Scherzugverhalten des Dachspriegels

Der Zugversuch des Bauteils Dachspriegel unterscheidet sich durch die zwei in Zugrichtung parallel angeordneten Blindniete deutlich von den bisherigen Versuchen. Die Zugkraft verteilt sich daher idealisiert gleichmäßig auf beide Niete. Für die Rückschlüsse auf das Schädigungsverhalten ist es daher wichtig immer die auf den Niet bezogene Kraft zu bewerten. Um das Versagen an den Bauteilen zu verstehen wird zunächst der Belastungsablauf während der Zugprüfung beschrieben. Das Schädigungsverhalten im Bauteil wird aus der chronologischen Belastungsabfolge an der Verbindung abgeleitet.

Belastungsablauf an den Blindnietverbindungen im Dachspriegel

Bei einem Vergleich der Kraft-Weg-Kurven des Dachspriegelversuch mit dem Scherzug einer einfachen Nietverbindung ebener Probekörper fallen die beim Dachspriegel reduzierte Verbindungssteifigkeit sowie der spätere Lochleibungsbeginn auf (vgl. Abbildung 4.27). Die Parallelschaltung zweier Fügeverbindungen ergibt die theoretische Ersatzsteifigkeit als Summe der Einzelsteifigkeiten. Entgegen dieser Erwartung zeigt sich konsequent in allen

Prüfungen der Messreihe in den Kraft-Weg-Verläufen des Dachspriegels das entgegengesetzte Verhaltensmuster mit einem flacheren Anstieg der Kurve und folglich geringerer Steifigkeit als die einzelne Blindnietverbindung ebener Probekörper. Durch die identische Vorbehandlung der Werkstücke, typgleiche Fügeelemente und vergleichbare Prozessabläufe können Fehler in der Versuchsdurchführung weitestgehend ausgeschlossen werden. Die Elastizität und Plastizität des Gesamtsystems aus Halblech, Dachspriegel und Adapterblech sowie deren Anbindungen zueinander werden als plausible Erklärung für die weiche Krafteinleitung in die Fügeelemente gesehen. Die Kräfte, die während der Zugbelastung tatsächlich zu Spannungen an den Fügepunkten führen müssen daher deutlich geringer sein als die Gesamtkraft die in das System eingebracht wird.

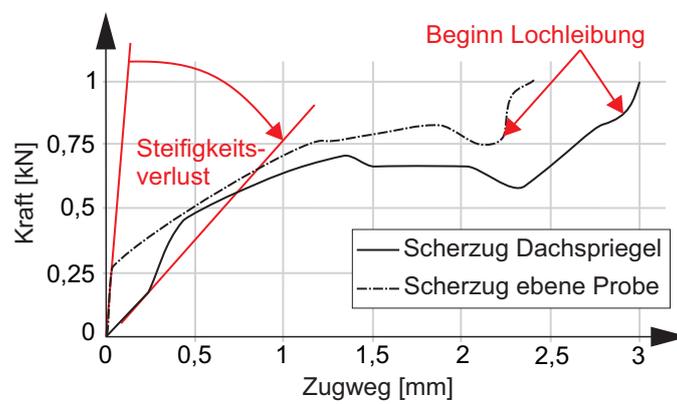


Abbildung 4.27: Beispielhafte Kraft-Weg-Kurven des Scherzugs aus dem Dachspriegelversuch (2 Blindniete) im Vergleich zu einer Blindnietverbindung einer ebenen Probe (1 Blindniet)

Folglich ist auch die zur Schädigung zur Verfügung stehende Energie gegenüber der steifen Anbindung der einfachen ebenen Blindnietprobe reduziert. Die geringere Steifigkeit ermöglicht durch die Dehnung der Klebstoffanbindung und die Elastizität des Dachspriegels selbst größere Zugwege wodurch der Lochleibungsbeginn erst später eintritt als bei der Referenzprüfung.

Da der Prüfaufbau des Dachspriegels mit der Parallel- und Reihenschaltung verschiedener Teilsysteme der realen Gestaltung der Verbindungen von Bauteilen aus FVW und deren struktureller Anbindung nachempfunden ist, kann davon ausgegangen werden, dass diese Annahme auch für Fügeverbindungen in Fahrzeugen gültig ist. Die geringe Steifigkeit des Gesamtsystems mit elastoplastischen Subsystemen, wie beispielsweise Bauteilen aus FVW, begünstigt im Fahrzeugverbund die schädigungsarme Verbindung an mechanischen Fügeelementen. Im Gegensatz zu Strukturen hoher Steifigkeit verteilt sich die Schädigungsarbeit auf die Teilkomponenten, wodurch die absolute Schädigung im Bereich mechanischer Fügeelemente geringer ist als bei den steifen Anbindungen auf Probekörperebene.

Der Belastungsablauf im Dachspriegelversuch entspricht daher im Grundsatz dem der steifen Einzelnietprobe (vgl. Scherzug in Abschnitt 4.3.3), ist aber durch die Elastizität der Teilkomponenten des Versuchsaufbaus über den Wegbereich gestreckt. Durch Verlust der Zugkraftarbeit in den Subsystemen liegt die tatsächlich an den Fügeelementen angreifende Kraft unterhalb der an den Einspannungen angelegten Belastung.

Schädigungsverhalten an den Blindnietverbindungen im Dachspriegel

Durch den limitierten Kraftfluss an den beiden Blindnieten ist der Vergleich der geschädigten Flächen mit denen des Scherzugs der ebenen Probekörper nicht eindeutig. Die tatsächlich zur Erzeugung der am Dachspriegel im Bereich der Blindniete identifizierten Schädigungen aufgebrauchte Arbeit kann auch bei Betrachtung der Teilsysteme Halblechanbindung und Dachspriegel nicht exakt bestimmt werden. In Abbildung 4.28 sind die geschädigten Flächen aus Dachspriegelversuch- und Versuch mittels ebener Probekörper gegenübergestellt.

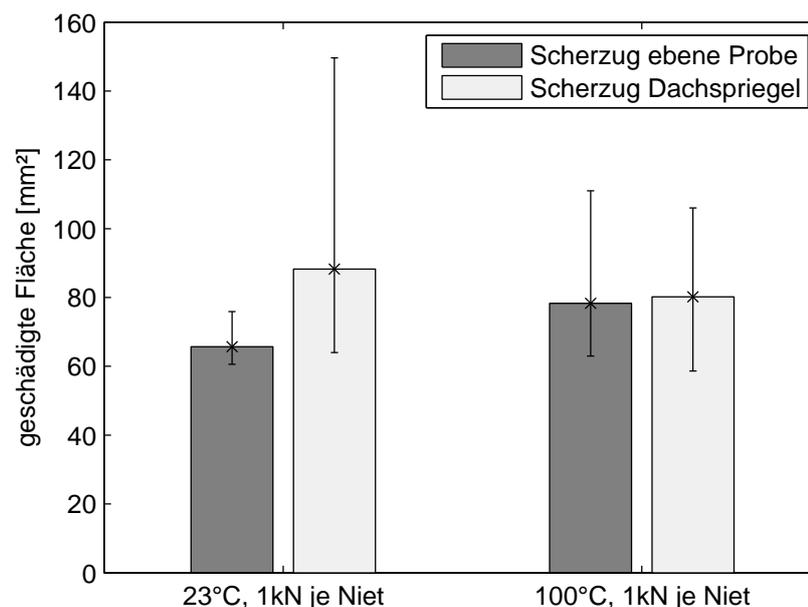


Abbildung 4.28: Vergleich der geschädigten Netto-Flächen der ebenen Probe und des Dachspriegels (Flächenangabe jeweils pro Niet, Zugkraft ist Hälfte der Gesamtzugkraft) mit Angabe der minimalen und maximalen Messwerte

Prozessbedingt ist die Schädigung der Locheinbringung an den Bauteilen größer als an den zuvor untersuchten Probekörpern. Das ist zum einen in einem qualitativ schlechteren Locheinbringungsprozess wie zum anderen in einem deutlich schädigungsbehafteteren

FVW durch die Herstellung in einem eine konturierten Werkzeug begründet. Bei Raumtemperatur und auch bei einer thermischen Belastung von 100°C ergeben sich geschädigte Flächen ähnlicher Größenordnung. Auffallend ist die große Streubreite der Schädigungsfläche der Dachspriegel die durch die ungleichmäßige Verteilung der Zugkraft unter den zwei Fügeelementen erklärt werden kann. In Abhängigkeit der Klemmkraft besteht die Möglichkeit, einer asymmetrischen Lastaufnahme der Fügepunkte, wodurch sich auch die Schädigung ungleichmäßig auf die zwei Blindniete aufteilt.

Zusammenfassend ergeben die Prüfungen von Bauteilen, hier am Beispiel des Dachspriegels gezeigt, vergleichbare Ergebnisse in Bezug auf die geschädigten Fläche. Bei genauerer Betrachtung fällt die im Vergleich zu Versuchen an ebenen Probekörpern wesentlich größere Streubreite der Ergebnisse negativ auf. Die tatsächlich zur Schädigung beitragende Arbeit ist durch die unklare Steifigkeit von Bauteil und Halteblechanbindung nicht klar zu bestimmen wodurch der in der Voruntersuchung von Fügeverbindungen wichtige Zusammenhang zu der damit erzeugten Schädigung nur bedingt aufgezeigt werden kann.

4.4.3 Einschränkungen der Übertragbarkeit von Bauteilversuchen

Die Machbarkeitsuntersuchung zur Durchführung von Absicherungsversuchen an Bauteilen hat eine bedingte Übertragbarkeit der Ergebnisse zu Versuchen mit ebenen Probekörpern ergeben. Hauptkritikpunkt ist die im Experiment nicht eindeutig zu bestimmende Belastung auf die Fügepunkte während des Zugversuchs. Das System aus FVW-Bauteil, der Anbindung des Halteblechs, dem gefügtem Stahlblech und den zu prüfenden Blindnietverbindungen reagiert bei Belastung wie ein in Reihe geschaltetes Feder-Dämpfersystem (vgl. Abbildung 4.29). Die Bestimmung der an den beiden zu betrachtenden Fügeelementen tatsächlich anliegenden Zugkraft ist durch die Dissipation der Zugarbeit in den Teilsystemen Anbindung Halteblech und dem Dachspriegel schwierig.

Selbst wenn durch die Wahl einer alternativen Anbindung des Dachspriegels ohne Verwendung des Halteblechs ein Teilsystem der Dissipationsquellen ausgeschlossen werden kann, ist der Rückschluss auf die an den Blindnietverbindungen anliegende Belastung nicht eindeutig. Der Abbau der Zugenergie außerhalb der Blindnietverbindungen kann zwar anhand der Reduktion der Steifigkeit im linear elastischen Bereich der Kraft-Weg-Kurve über den Vergleich mit dem Zugversuch an Probekörpern abgeschätzt werden, auf die für die Schädigung relevante plastische Verformung ist diese Näherung jedoch nicht übertragbar. Selbst die Schädigungsarbeit an den beiden Blindnietverbindungen verteilt sich durch die nicht exakt gleichen Lochüberdeckungen, Klemm- und Reibbedingungen ungleichmäßig. In Summe konnte jedoch durch die experimentellen Versuche eine deutlich geringere Schwankung des Mittelwerts der geschädigten Flächen beider Blindnietpunkten einer Probe im Vergleich zu den einzelnen Schädigungsflächen aufgezeigt werden. Die Arbeit, welche in die Schädigung der beiden Blindnietverbindungen einer Zugprüfung fließt, ist über alle Versuche einer Reihe identischer Prüftemperatur und Zugkraft in einer vergleichbaren

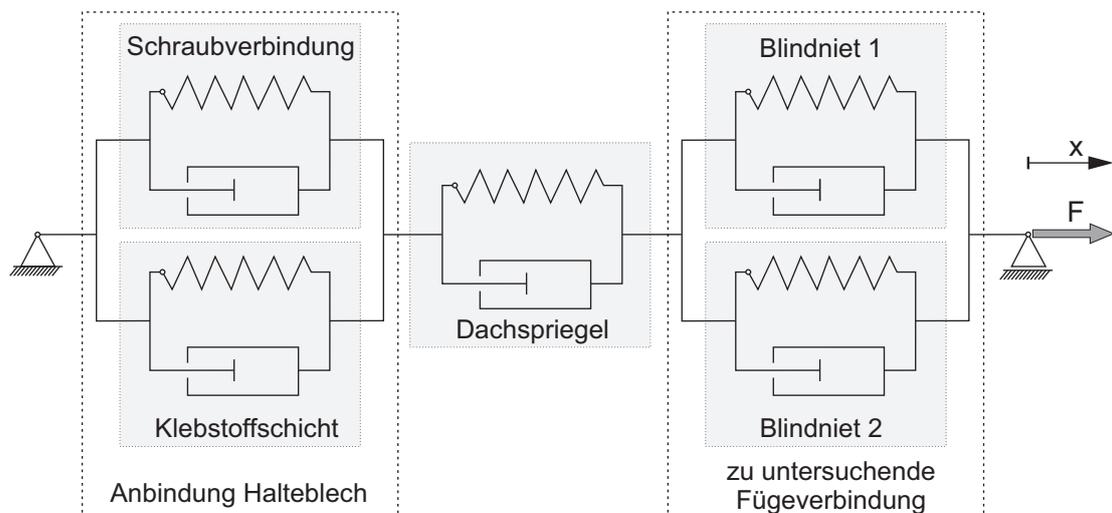


Abbildung 4.29: Rheologisches Ersatzmodell der Anordnung des Zugversuchs des Dachspriegels: Die Energie, welche in die Schädigung an den Blindnietverbindungen fließt, kann durch unbekannte Größen des Feder-Dämpfer-Systems nicht eindeutig bestimmt werden.

Größenordnung. Da die Abweichungen bezogen auf die addierten Flächen einer Probe deutlich geringer sind als bei Betrachtung jedes einzelnen Fügepunkts, wird die Annahme der Parallelschaltung der beiden Blindnietverbindungen im rheologischen Ersatzmodell auch experimentell bestätigt.

Die Parallelschaltung der Schraubverbindung und der Klebstoffschicht ergibt sich durch die hybride Anbindung des Halblechs. Die Aufteilung der Zugarbeit auf das mechanische Fügeelement und den Klebstoff an hybriden Verbindungen wurde umfassend von [43] untersucht. Für einen vergleichbaren semistrukturellen Klebstoff kann daraus im Lastbereich bis zu $2kN$ eine Aufteilung mit 15%-Kraftfluss über die Schraube und 85%-Kraftfluss über den Klebstoff angenähert werden. Eine Umwandlung der Zugarbeit im Dachspriegel in elastische und plastische Deformation scheint bei Belastung des Zusammenbaus plausibel. Die parallele Einspannung der beiden Bleche verhindert zwar theoretisch ein Biegemoment auf den Dachspriegel, jedoch muss angenommen werden, dass sich das Bauteil bei Zugbeanspruchung nicht ideal steif verhält. Es ist folglich mit einer elastischen und plastischen Dehnung des Bauteils, sowie einem geringen Biegemoment in 90° -Richtung zu rechnen.

Sollen Zugversuche an Bauteilen durchgeführt werden, ergeben sich durch die geometrischen Rahmenbedingungen Herausforderungen in der Gestaltung des Prüfablaufs und -aufbaus sowie der Auswertung der gewonnenen Messdaten. Die Untersuchung des zu betrachtenden Teilsystems ist an Bauteilen durch die Verknüpfung der Wirkzusammenhänge schwierig. Da für die Messung von Kenngrößen wie Verbindungsfestigkeit und Schädigungsgröße immer der Bezug zur applizierten Last relevant ist, eignen sich Bauteilversu-

che hierfür nur bei stark reduzierter Komplexität und Kenntnis des rheologischen Verhaltens der Teilsysteme. Da sich durch diesen Vereinfachungsschritt eine gewisse Verfälschung der am Fahrzeug vorhandenen Ausgangssituation ergibt, ist der erhöhte Versuchsaufwand gegenüber Versuchen auf Basis ebener Probekörper, welche den Belastungszustand am Fahrzeug durch Variation der Einspannung und des Zugkraftwinkels nachempfinden, abzuwägen.

4.5 Vorgehensempfehlung zur Zugprüfung von Fügeverbindungen

Das Ziel der Absicherungsuntersuchungen von Fügeverbindungen ist die Sicherstellung der geforderten Verbindungsqualität auf Basis möglichst geringen Ressourcenaufwands. Die Auslegung wird bisher meist mittels Zugversuchen ebener Probekörper auf Kopf- und Scherzug im Laborumfeld durchgeführt und durch Stichprobenuntersuchungen anhand von Schliffbildern von Bauteilen ergänzt. Da sich die bisherige Untersuchungsmethode nicht am Belastungsfall der im Fahrzeug enthaltenen Verbindungen orientiert, können bei mechanischen und thermischen Lasten oberhalb der kritischen Grenze im Bereich von $F_Z \approx 0,25kN$ und $T \approx T_{g,onset}$ Schädigungen im Bereich der Fügstellen entstehen, deren Ausprägung zuvor nicht experimentell untersucht wurde. Auch wenn bei den untersuchten Blindnietverbindungen die Grenzen des Schädigungsverhaltens durch reinen Kopfzug bzw. reinen Scherzug abgebildet wurden, besteht gerade bei selbststanzenden Fügeverfahren die Gefahr kippenden Fügeelemente und somit stark vom Zugkraftwinkel abhängigen Festigkeitsverhaltens. Die Prüfung des Einflusses des Belastungswinkels gewinnt damit für die Bewertung des Schädigungsverhaltens an Bedeutung. Unabhängig von der Art des mechanischen Fügeelements lässt sich somit anhand der Ergebnisse aus den drei experimentellen Versuchsreihen (Bolzenzugversuch, Kombiniertes Kopf-Scher-Zug, Dachspriegelversuch) eine Vorgehensempfehlung zur Absicherung von Fügeverbindungen ableiten. Für eine zweckmäßige Übertragbarkeit der Ergebnisse sind die im Folgenden genannten Prämissen ausschlaggebend:

1. Verfügbarkeit von ebenen Probekörpern mit vergleichbarer Vorschädigung wie im Bereich der Fügestelle am Bauteil (herstellungsbedingte Schäden im FVW und bei Fügeverfahren mit Vorloch auch Schädigung durch Locheinbringung)
2. Kenntnis der zu erwartenden maximalen mechanischen und thermischen Belastungen
3. Kenntnis der Belastungsrichtung in Bezug zur Faserorientierung
4. Bei spezifischen Fahrzeugverbindungen: Kenntnis des Hauptbelastungswinkels der Verbindungen im Fahrzeugverbund

5. Bei spezifischen Fahrzeugverbindungen: Kenntnis der Belastungsrichtung im Bezug zur Faserorientierung

Können diese Anforderungen erfüllt werden, bietet es sich an, Absicherungsuntersuchungen an ebenen Probekörpern durchzuführen, da eine prinzipielle Übertragbarkeit der Ergebnisse auf Bauteilebene gegeben ist. Darüber hinaus ist bei der Absicherung das Untersuchungsziel ausschlaggebend für die Entscheidung des Versuchsumfangs und der Vorgehensweise. Hierfür wurden aus der Praxis folgende drei Untersuchungsinhalte identifiziert: Qualifikation eines Werkstoffs hinsichtlich Fügbarkeit, Qualifikation eines Fügeelements hinsichtlich Fügbarkeit und die spezifische Absicherung einer Fügestelle, wie sie im Fahrzeugverbund umgesetzt werden soll. In Tabelle 4.5 sind für diese Untersuchungsziele Vorgehensweisen zur experimentellen Belastungsprüfung beschrieben.

Tabelle 4.5: Empfohlener experimenteller Umfang der Zugprüfung bei der Absicherung von Fügeverbindungen in FVW

Untersuchungsziel	Experimenteller Versuchsumfang
Eignung eines neuen Werkstoffs	Bolenzugversuch: <ul style="list-style-type: none"> • Kraftgesteuerte Zugprüfung in festen Laststufen • Zugprüfung bei Temperaturen unterhalb und oberhalb T_g • Zerstörungsfreie Prüfung der geschädigten Flächen → Identifikation des Schädigungsablaufs bei Lochleibung → Vergleichbarkeit verschiedener Werkstoffe
Eignung eines neuen Fügeelements	Kombiniertes Kopf-Scher-Zug: <ul style="list-style-type: none"> • Kraftgesteuerte Zugprüfung in festen Laststufen • Zugprüfung bei variierenden Kraftangriffswinkeln • Zerstörungsfreie Prüfung der geschädigten Flächen → Ableitung der Einsatzgrenzen des Fügeelements → Vergleichbarkeit der Entwicklungsstände eines Fügeelements
Prüfung einer spezifischen Fahrzeugverbindung	Kombiniertes Kopf-Scher-Zug: <ul style="list-style-type: none"> • Kraftgesteuerte Zugprüfung bis zur erwarteten Maximallast • Zugprüfung bei der erwarteten Maximaltemperatur • Zugprüfung bei dem zu erwartenden Kraftangriffswinkel → Abschätzung der Schädigung an der Fahrzeugverbindung → Ableitung der thermischen und mechanischen Belastungsgrenzen

Über die Empfehlungen der Zugversuche hinausgehend sind gegebenenfalls auch Schliffbilder der Fügeverbindungen anzufertigen, um quantitative Merkmale für die zerstörende Prüfung festzulegen. Bei der Eignungsprüfung eines neuen Werkstoffs kann es neben der Prüfung auf Lochleibung auch nötig sein, die Belastung auf Druck zu prüfen. Da im

Rahmen dieser Arbeit keine Grundlagenuntersuchungen für Stempeldruckversuche durchgeführt wurden, wird an dieser Stelle auf die Versuchsvorrichtung von [77] verwiesen. Dabei wird ein rotationssymmetrischer T-förmiger Stempel durch ein Vorloch geführt und das zu prüfende Werkstück in Dickenrichtung auf Biegung beansprucht. Die Einspannung des Werkstücks ist auch hier entscheidend für das Versagen im Bereich des Stempels und muss an die Rahmenbedingungen des späteren Anwendungsfalls (etwa der Abstand mehrerer Fügepunkte zueinander) angepasst werden.

4.6 Erarbeitete Kernergebnisse

Für das Kapitel zur experimentellen Untersuchung von Fügeverbindungen in FVW ergeben sich folgende Kernergebnisse:

1. Es wurde eine Vorrichtung zur Messung der Klemmkraft von Blindnietverbindungen entwickelt, mit der sich nicht nur der Niet charakterisieren lässt, sondern die gesamte Fügeverbindung inklusive des schließkopfseitigen Werkstücks.
2. Die chronologische Abfolge der Schädigung bei Lochleibung wurde für eine Bolzenzugverbindung bei mechanischer und thermischer Last aufgezeigt.
(Erreichung von Ziel 2, vgl. Abschnitt 2.7)
3. Bei Temperaturen unterhalb T_g wurde der lineare Zusammenhang der in das System eingeleiteten Zugkraftarbeit einer Bolzenzugprobe zur Größe der geschädigten Fläche nachgewiesen.
4. Anhand der Form und Größe der Schädigung der Bolzenzugprobe ergeben sich deutliche Hinweise auf die zuvor erfolgte mechanische und thermische Belastung.
5. Delaminationen wurden als schwerwiegende Vorschädigung des FVW in Bezug auf die Festigkeitsabnahme bei der Belastung von Fügeverbindungen bestimmt.
6. Bei einer Belastung von $F_Z \leq 0,25kN$ oder $T \leq 100^\circ C$ wurde eine Invarianz der geschädigten Flächen gegenüber des Belastungswinkels der Blindnietverbindungen gezeigt.
(Erreichung von Ziel 3, vgl. Abschnitt 2.7)
7. Bei einer Belastung von $F_Z > 0,25kN$ oder $T > 100^\circ C$ wurde der stärker zur geschädigten Fläche beitragende Anteil an Kopfbolzenkraft an Blindnietverbindungen nachgewiesen.
(Erreichung von Ziel 3, vgl. Abschnitt 2.7)

8. Minimale Unterschiede der Werkstückdicken (Dickentoleranz $\pm 0,1\text{mm}$) und Schwankungen der Klemmkraft wurden als hauptsächliche Störgrößen in der Schädigungsbewertung von Blindnietverbindungen identifiziert.
9. Das Schädigungsverhalten von Bauteilen ist auf Probekörper übertragbar, wenn das strukturelle Verhalten der Teilsysteme des Bauteilversuchs (Steifigkeit, Energieaufnahme) bekannt ist.
(Erreichung von Ziel 4, vgl. Abschnitt 2.7)
10. Es wurde eine auf den Untersuchungszielen basierende Vorgehensempfehlung zur Zugprüfung von mechanischen Fügepunkten entwickelt.

5 Numerische Untersuchung und deren Validierung

Die numerische Untersuchung bietet die Möglichkeit, die Abhängigkeitsbeziehung zwischen der Schädigung des FVW durch Niete und der Restfestigkeit der Verbindung abzuleiten. Dafür wird ein Simulationsmodell erstellt und dieses an experimentellen Untersuchungen validiert. Zur Untersuchung des vom Niet abhängigen Schädigungsverhaltens wird eine Parametervariation am Beispiel einer hülsenfaltenden Blindnietverbindung durchgeführt.

Die im Folgenden dargestellte Simulation wurde mit der Finite Elemente Methode (FEM)-Software ABAQUS/EXPLICIT (DASSAULT SYSTÈMES) Version 6.14 durchgeführt. Zur Modellierung wurde der Präprozessor ANSA (BETA CAE SYSTEMS S.A) Version 15.01 gewählt, das Postprocessing wird zum Teil mit der Software ABAQUS VIEWER und zum Teil in MATLAB (THE MATHWORKS, INC.) Version R2013b durchgeführt.

5.1 Zielsetzung der Simulation

Mit der numerischen Simulation wird das Ziel verfolgt, die Schädigungsabläufe während der Belastung der Verbindung abzubilden. Da es in experimentellen Versuchen technisch bisher nicht möglich war, das Schädigungswachstum während des Zugversuchs einer Verbindungsprobe zu detektieren, werden numerische Ansätze verfolgt, um die im Bereich des Fügepunkts wirkenden Lasten und die daraus entstehende Schädigung in situ aufzuzeigen. Die hierfür nötigen Untersuchungen teilen sich in zwei Pakete auf. Zunächst wird das grundlegende Modell des belasteten Lochs in FVW auf Scherzug nachgebildet, um die Schädigungen anhand experimenteller Versuche des Bolzenzugs zu validieren. Im Anschluss daran wird das kalibrierte Modell um eine Nietverbindung erweitert. Durch Variation nietspezifischer Größen werden in diesem Modell Einflussgrößen auf die Schädigungsentwicklung im Bereich der Fügestelle bewertet.

Im Fokus der Simulation steht die Identifikation von Effekten, welche zur Ausbreitung der Schädigung um ein Fügeelement bei mechanischer Belastung beitragen. Am Beispiel der hier untersuchten hülsenfaltenden Blindnietverbindung bedeutet dies, dass nicht der Setzprozess des Blindniet nachgebildet wird, sondern von einer Vorschädigung in Form einer kreisförmigen Delamination umlaufend um das Nietloch ausgegangen wird. Diese

Ausgangsschädigung wird parametrierbar ausgelegt, wodurch der Einfluss unterschiedlicher Nietlochqualitäten abgebildet werden kann. Der gesetzte Blindniet wird anhand eines Schliffbilds als CAD-Modell nachgebildet. Die schließkopfseitige Auflagefläche des Niets und dessen Klemmkraft sind ebenfalls parametrierbare Größen. Ebenso besteht die Prämisse, die Simulation mittels Schalenelementen aufzubauen, da für diese Parametersätze aus der Crashberechnung zur Verfügung stehen.

5.2 Simulation der Bolzenverbindung

Die Simulation der Bolzenverbindung dient der Validierung der Modellierung des FVW und der enthaltenen Schädigungen in Form von Delaminationen der einzelnen Lagen. Zum Abgleich mit experimentellen Ergebnissen wird für die Simulation der Werkstoff Gelege-NP gewählt. Die Modellierung des Probekörpers und die Auswertung der delaminierten Lagen stellen den Schwerpunkt dieser Untersuchung dar.

5.2.1 Modellierung des FVW

Die sieben UD-Lagen werden im Verbund ausgerichtet und deren Kontakt über kohäsive Oberflächen definiert (vgl. Abbildung 5.1). Wie auch in der experimentellen Bolzenzugprobe ist das modellierte, ebene Werkstück im Abstand von 20mm zum Werkstückende in Zugrichtung gelocht. Umlaufend erstreckt sich über alle Kontaktflächen der Lagen ein delaminierter Bereich parametrierbaren Durchmessers und gleichen Radius. Die Delaminationen beginnen alle direkt am Lochrand und erstrecken sich parallel zueinander in Lagenebene. Die experimentellen Untersuchungen haben zudem gezeigt, dass der Lochrand neben den interlaminaeren Delaminationen zusätzlich durch intralaminare Schädigungen geschwächt ist. Um dieses aus der Praxis bekannte Materialverhalten in der Simulation umzusetzen wurde ein um das Loch umlaufender und über alle Ebenen ausgeprägter Bereich reduzierter Schubsteifigkeit modelliert (Außendurchmesser d_{Red} vgl. Abbildung 5.1). Der Schwächungsfaktor dieser Zone wird in der Kalibrierung des Modells für eine Feinabstimmung der Steigung der Kraft-Weg-Kurve genutzt.

Durch die Zielsetzung, das Modell mittels Schalenelementen aufzubauen, deren Materialkarten aus der Crashberechnung von Fahrzeugen bereits vorliegen, werden *continuum shell* Elemente (SC8R) gewählt. Das Wachstum der vorhandenen Anfangsdelamination wird durch Zwischenschichten (cohesive layer) an den Kontaktflächen der einzelnen UD-Lagen modelliert. Dabei wird das in Abschnitt 2.6.2 beschriebene Delaminationskriterium mit Bewertung der Energiefreisetzungsraten als Zusammenhang von Traktionskraft und Rissöffnung verwendet.

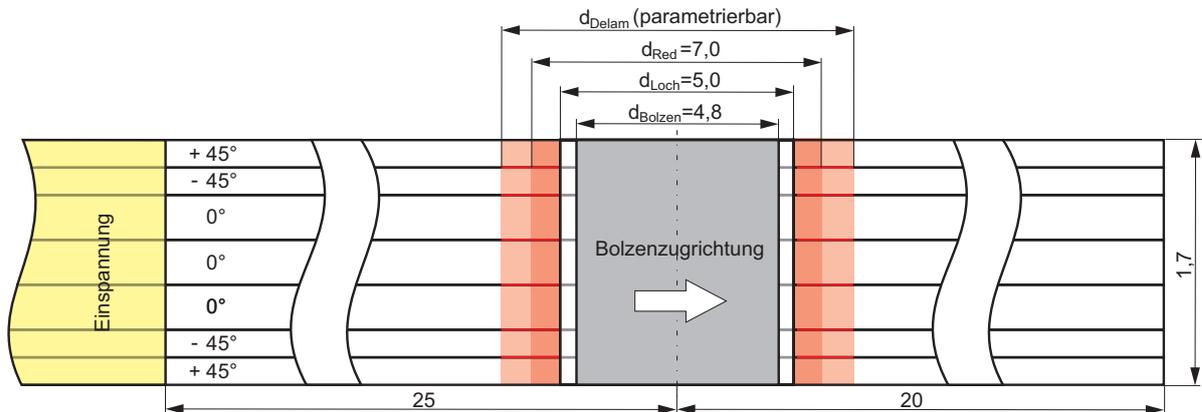


Abbildung 5.1: Lagenaufbau und Dimensionen des Laminats für die Simulation des Delaminationswachstums

5.2.2 Auswertung der geschädigten Flächen

Die Delamination der Lagen wird in der Simulation als *cohesive surface damage* (CSDMG) ausgegeben. Der Wert CSDMG eines Elements bestimmt sich aus dem Delaminationszustand der Knotenpunkte und liegt für eine intakte Grenzfläche des Elements bei 1 und für eine abgelöste Grenzfläche bei 0. Neben der Delamination, welche während der Zugbelastung der Verbindung entsteht, ist auch eine Anfangsdelamination mit dem Außendurchmesser D_{Delam} in das Modell integriert.

Durch den Einzug des FVW in das größere setzkopfseitige Vorloch durch den Blindniet zeigt sich eine leicht ungleichmäßige Verteilung der Schädigung über die Dicke des Verbunds mit Delaminationsschwerpunkt in den Lagen kleineren Biegeradius. In der Auswertung kann sowohl die Verteilung der Einzelschädigungen der Kontaktflächen, als auch die projizierte Überlagerung, wie sie aus der Ultraschallprüfung (vgl. Abschnitt 3.3.1) bekannt ist, verwendet werden. Die projizierte Darstellung bietet sich durch den einfachen quantitativen Vergleich, gerade in der Gegenüberstellung verschiedener Einstellgrößen (vgl. Abschnitt 5.5) an. In Abbildung 5.2 ist ein Beispiel der Auswertung der projizierten Flächen mit Einbeziehung einer Anfangsdelamination gezeigt. Für den Vergleich verschiedener Schädigungszustände wird die Überlagerung aus Anfangsdelamination und der während der Belastung entstandenen Schädigung bewertet. Die Außenkontur beider Flächen stellt darin die Begrenzung der als Schädigung gemessenen Fläche dar.

Zusätzlich zu der Detektion der Enthftung der Lagen wird auch das Versagen einzelner Elemente in der Auswertung der Schädigung berücksichtigt. Elementversagen tritt bei allen durchgeführten Simulationen ausschließlich in den mit dem Bolzen kontaktschließenden Elementen, welche auf Druck beansprucht werden, auf. Da die Delamination der Lagen des Verbunds dem Bereich der versagenden Elemente voreilt und deutlich großflächiger

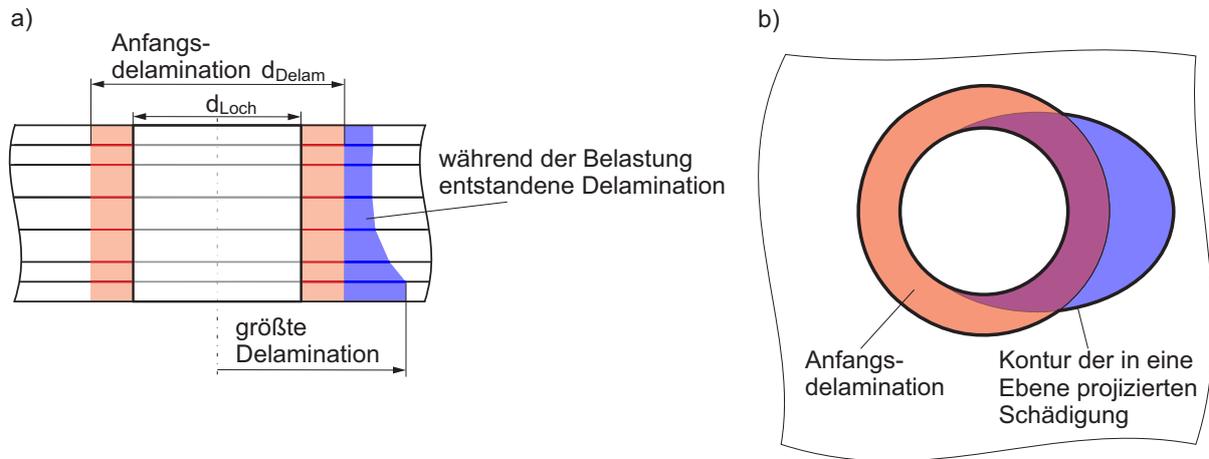


Abbildung 5.2: Auswertung der geschädigten Flächen der Simulation bestehend aus Anfangsdelamination und der während der Zugprüfung entstandenen Delamination

- a) Querschnitt durch den Lochmittelpunkt zur Verdeutlichung der beiden Delaminationstypen des Modells
- b) Aufsicht der in eine Ebene projizierten Schädigung

ausgeprägt ist, reicht es in der Auswertung aus die Grenzlinie der enthafteten Lagen zum intakten Verbund als Beschränkung des Schädigungsbereichs zu wählen.

5.3 Validierung des Modells

Die Validierung stellt einen bedeutenden Schritt in der Simulation dar, um die numerisch erlangten Ergebnisse in einen Bezug zum realen System zu setzen. In der Nietsimulation werden Varianten gerechnet, die in Realität in Mangel spezieller Fügeelemente (exakte Klemmkraft, schließkopfseitige Auflagefläche etc.) überhaupt nicht durchführbar sind. Die hierfür verwendeten Modelle müssen daher dem Anspruch genügen, das reale System an Vergleichspunkten hinreichend genau nachzubilden und im übrigen Bereich plausible Ergebnisse zu liefern. Zur Validierung wird daher das Modell des Bolzenzugs gewählt, da experimentelle Störgrößen der Nietverbindung ausgeschlossen werden können und das Schädigungsverhalten des FVW in Nähe des Lochs auch durch die experimentellen Versuche (vgl. Abschnitt 4.2) bekannt ist. Zur Validierung des FE-Modells des Bolzenzugs wird daher zunächst die Steifigkeit anhand der Kraft-Weg-Kurven mit experimentellen Daten verglichen. Darüber hinaus werden experimentell bestimmte Dehnungen der Bolzenzugproben den numerischen Ergebnissen gegenübergestellt. Das Kraft-Weg-Verhalten im Bolzenzug liefert globale Informationen zur über die gesamte Probe aggregierten Kraftantwort des

FVW. Im Gegensatz dazu kann mittels der Dehnungen der Probenoberfläche eine lokale Vergleichsgröße von Simulationsmodell und Experiment herangezogen werden.

5.3.1 Steifigkeitsverhalten im Bolzenzug

Der Anstieg der Zugkraft in Relation zum Zugweg zeigt in der Simulation, durch den innerhalb weniger Zeitschritte aufgebauten flächigen Kraftschluss von Bolzen und Niet, einen fast bilinearen Verlauf (vgl. Abbildung 5.3). Obwohl sich die Kurven des experimentellen Bolzenzugs durch die größeren Krümmungsradien am Übergang zur Lochleibung von den simulierten Daten geringfügig unterscheiden, ergibt sich für die Steigung der Kurven eine gute Übereinstimmung für den Wertebereich bis zum Kraftabfall durch abruptes Verbindungsversagen.

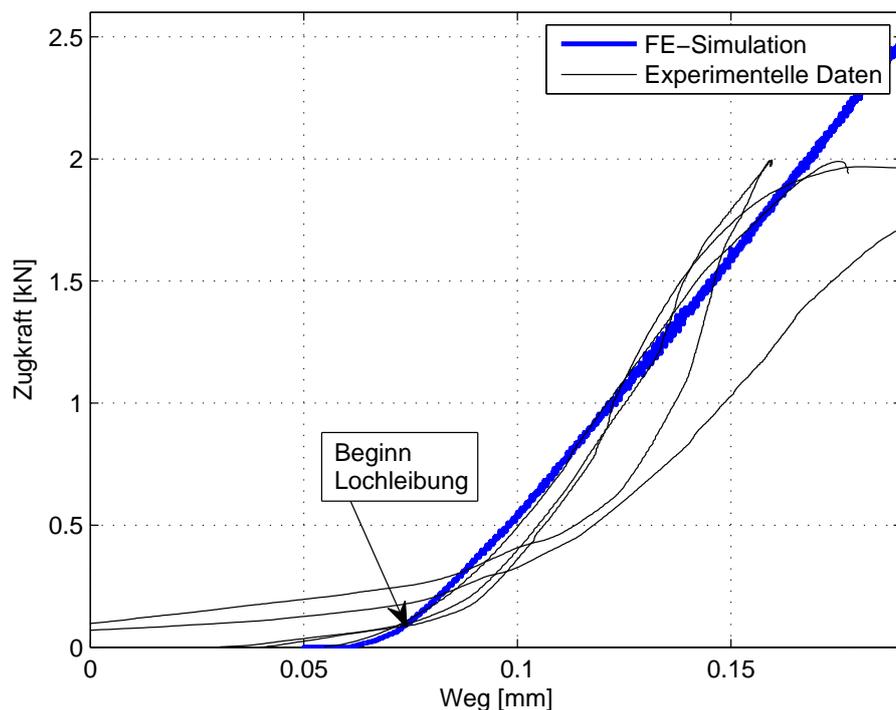


Abbildung 5.3: Der Vergleich der Kraft-Weg-Kurve der Simulation zeigt gute Übereinstimmung im Steifigkeitsverhalten bei Lochleibung mit den experimentell im Bolzenzug bestimmten Kurven.

Die Annahme eines Schwächungsfaktors von 0,5 hat sich für den um das Loch umlaufenden Bereich mit Außendurchmesser d_{Red} als geeignet erwiesen um das Steifigkeitsverhalten simulierter Verbindungen an experimentellen Ergebnissen zu bestätigen.

5.3.2 Experimentelle Bestimmung der Dehnungen im Bolzenzug

Der Abgleich der Dehnungen an der Probenoberfläche von Simulation und Experiment bietet sich an, um das lokale Materialverhalten des FVW zu validieren. Im Folgenden wird daher kurz auf die zugrunde liegenden experimentellen Messmethoden eingegangen.

Da die experimentelle Messung der Dehnungen während des Bolzenzugs die einseitige Zugänglichkeit des FVW-Probekörpers erfordert, kann der in Abschnitt 4.2 verwendete Versuchsaufbau an dieser Stelle nicht verwendet werden. In Anlehnung an ASTM D5961 [3] Procedure C kommt daher eine einschnittige Probenaufnahme zum Einsatz (vgl. Abbildung 5.4). Die Geometrie der Proben selbst und die Zuggeschwindigkeit des Versuchs ändern sich dadurch nicht. Durch die in Richtung der Bolzenachse bewegliche Lagerung des gelochten FVW ist die Einspannung der Proben in der Prüfmaschine zur Vermeidung von Biegeeffekten genau auf die in Zugrichtung fluchtende Positionierung zu prüfen. Die Geometrie sowie die Kräfteinleitung und Einspannung der Probe entsprechen dem Bolzenzugversuch der Simulation.

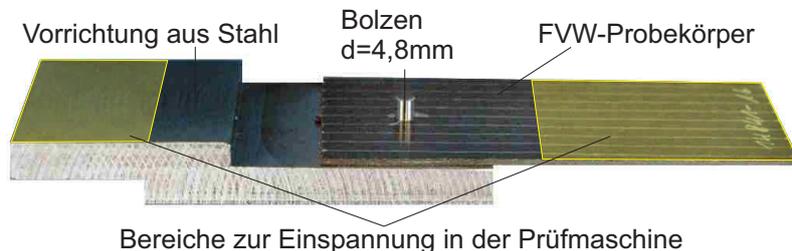


Abbildung 5.4: Vorrichtung für den Bolzenzugversuch mit einseitiger Zugänglichkeit

Die Ergebnisse der experimentellen Dehnungsmessung sollen als Referenzwerte zum Abgleich mit den numerisch bestimmten Dehnungen dienen. Um den Einfluss messtechnischer Ungenauigkeiten in der Bewertung der rechnerischen Ansätze zu limitieren, werden für die experimentelle Dehnungsmessung zwei verschiedene Verfahren angewendet. Mittels Dehnmessstreifen werden an diskreten Positionen auf dem Probekörper die Dehnungen in 0°- und 90°-Richtung bestimmt. Zudem liefert eine optische Verformungsanalyse Aufschluss über die Verschiebungen einer Vielzahl von Punkten auf der Probenoberfläche. Bei beiden Prüfverfahren werden jeweils die zweidimensionalen Dehnungen auf der Oberfläche des Probekörpers ermittelt. Da ein im betrachteten Zugkraftbereich über die Werkstückdicke sehr geringfügiges Dehnungsprofil angenommen werden kann, liegen die auf der Oberfläche

zu erwartenden Dehnungen mehrere Größenordnungen oberhalb dieser inneren Dehnungsabweichung der Lagen. Die gemessenen Ergebnisse sind daher für den ebenen Spannungszustand des Probekörpers repräsentativ, wenn davon ausgegangen werden kann, dass der interlaminare Zusammenhalt des Verbunds über die betrachteten Lastbereiche aufrechterhalten bleibt.

Bestimmung der Dehnung mittels Dehnmessstreifen

Für die Messung mittels Dehnmessstreifen (DMS) werden auf die Decklage des FVW aufgeklebte Kreuz-Messstreifen (Typ SGD-2/120-XY41, NEWPORT ELECTRONICS GMBH) mit Ausrichtung in 0° - und 90° -Richtung des Werkstoff-Koordinatensystems verwendet (siehe Abbildung 5.5). Durch die Größe der Trägerfolie der DMS ist der minimale Abstand der Messpunkte zum Mittelpunkt des Füge Lochs auf 6mm limitiert. Die Symmetrie des Probekörpers wird hierbei genutzt, um die Dehnungen um den Lochrand in Winkelabstufungen von 45° zu messen. Die DMS werden links und rechts der Symmetrieachse aufgebracht, um eine Überlappung der Trägerfolien, bei einem Radius von 6mm , zu vermeiden. Für größere Abstände zum Füge Loch (12mm) können alle fünf DMS auf einer Seite positioniert werden.

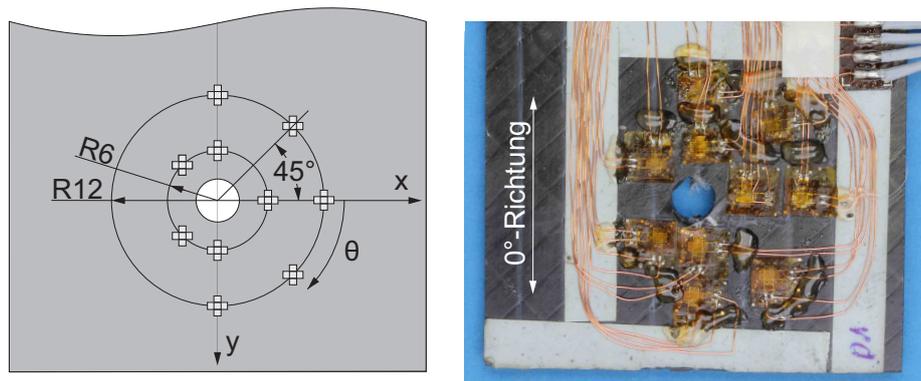


Abbildung 5.5: Skizze und Foto der Positionierung der zehn aufgeklebten DMS auf einem gelochten Probekörper für eine Winkelabstufung von 45° und einen Abstand vom Lochmittelpunkt von $6,0\text{mm}$ und $12,0\text{mm}$

Das Ergebnis der DMS-Messung sind die unabhängig voneinander gemessenen Längs- und Querdehnungen in x- und y-, bzw. 0° - und 90° -Richtung des Werkstoff-Koordinatensystems. Da es bei größeren Verformungen zu einer Ablösung der Messstreifen kommt, werden die Ergebnisse nur bis zu einer Dehnung von maximal 5% betrachtet. Die Zugprüfung selbst wird quasistatisch mit einer Geschwindigkeit von $2\frac{\text{mm}}{\text{min}}$ durchgeführt und stoppt in Schritten von 50N , um die Messergebnisse über einen Zeitraum von 4s zu mitteln. Für ein repräsentativeres Ergebnis werden die Dehnungen in x- und y- Richtung an fünf Probekörpern bestimmt und jeweils die Ergebnisse für jeden Punkt der Probenoberfläche gemittelt.

Bestimmung der Dehnung mittels Grauwertkorrelation

In der optischen Messung der Dehnung mittels Grauwertkorrelation wird ein Messsystem der Firma GOM GESELLSCHAFT FÜR OPTISCHE MESSTECHNIK MBH bestehend aus einem Kamerasystem und der Auswertesoftware (ARAMIS) verwendet (siehe Abbildung 5.6). Die Dehnungsmessung findet während der Belastung der Probe statt. Wie bei der Messung mittels DMS wird auch hier die Kraftaufbringung in 50N-Schritten gestoppt, die Haltezeit beträgt ebenfalls 4s. Die Probekörper aus FVW weisen herstellbedingt ein regelmäßiges Muster des Faserverlaufs der Decklagen auf der Oberfläche auf. Zur Sicherstellung eindeutig erkennbarer Schemata wird daher für die optische Prüfung ein stochastisches Speckle-Muster aufgebracht.

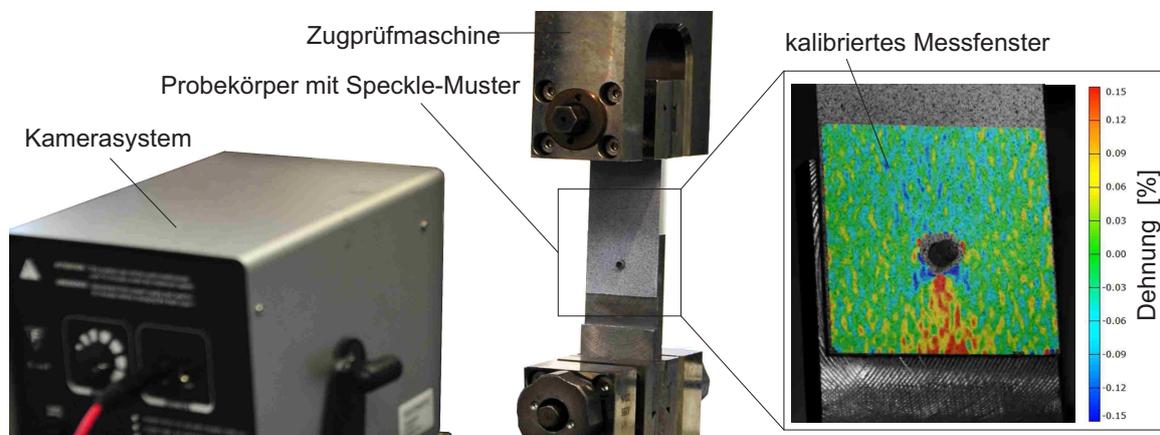


Abbildung 5.6: Prüfaufbau der optischen Dehnungsmessung mittels Grauwertkorrelation

Die Dehnungen auf der Probenoberfläche werden innerhalb eines kalibrierten Messfensters aus den detektierten Verschiebungen des Musters berechnet. Die Verschiebung des Probekörpers infolge der Zugkraftbelastung hat innerhalb des Prüffensers keinen Einfluss auf die Höhe der gemessenen Dehnungen. Auch bei dieser Messung werden die Mittelwerte aus fünf Probekörpern für die Berechnung der Dehnungen verwendet. Auffallend zeigt sich die über alle Versuche die Dominanz des Messrauschens im Bereich von $\pm 0,04\%$ Dehnung. Auch bei gleichbleibender Belastungsstufe sind die umlaufend um das Loch gemessenen Dehnungen vom oszillierenden Rauschen des Signals überlagert.

5.3.3 Gegenüberstellung der Dehnungen aus Experiment und Simulation

Die Übereinstimmung der Dehnungen der beiden experimentellen Messungen kann an den diskreten Auswertepunkten der DMS gezeigt werden. Trotz der oszillierenden Dehnungen

der Grauwertanalyse zeigt sich eine gute Übereinstimmung, weshalb die experimentellen Ergebnisse als plausible Referenz der Dehnungen auf der Probenoberfläche angenommen werden können. Die Größenordnung der Dehnungen der Simulation stimmt grundsätzlich mit den experimentellen Ergebnissen überein (vgl. Abbildung 5.7). Grundsätzlich ist die Zuordnung der experimentell gemessenen Dehnungen zu Koordinaten der Probe von der exakten Positionierung der DMS und der Kalibrierung der Grauwertmessung abhängig. Die geringfügige Verschiebung der Dehnungen über den Auswertungswinkel und Abweichungen der absoluten Höhe der Dehnungen sind daher zu erklären.

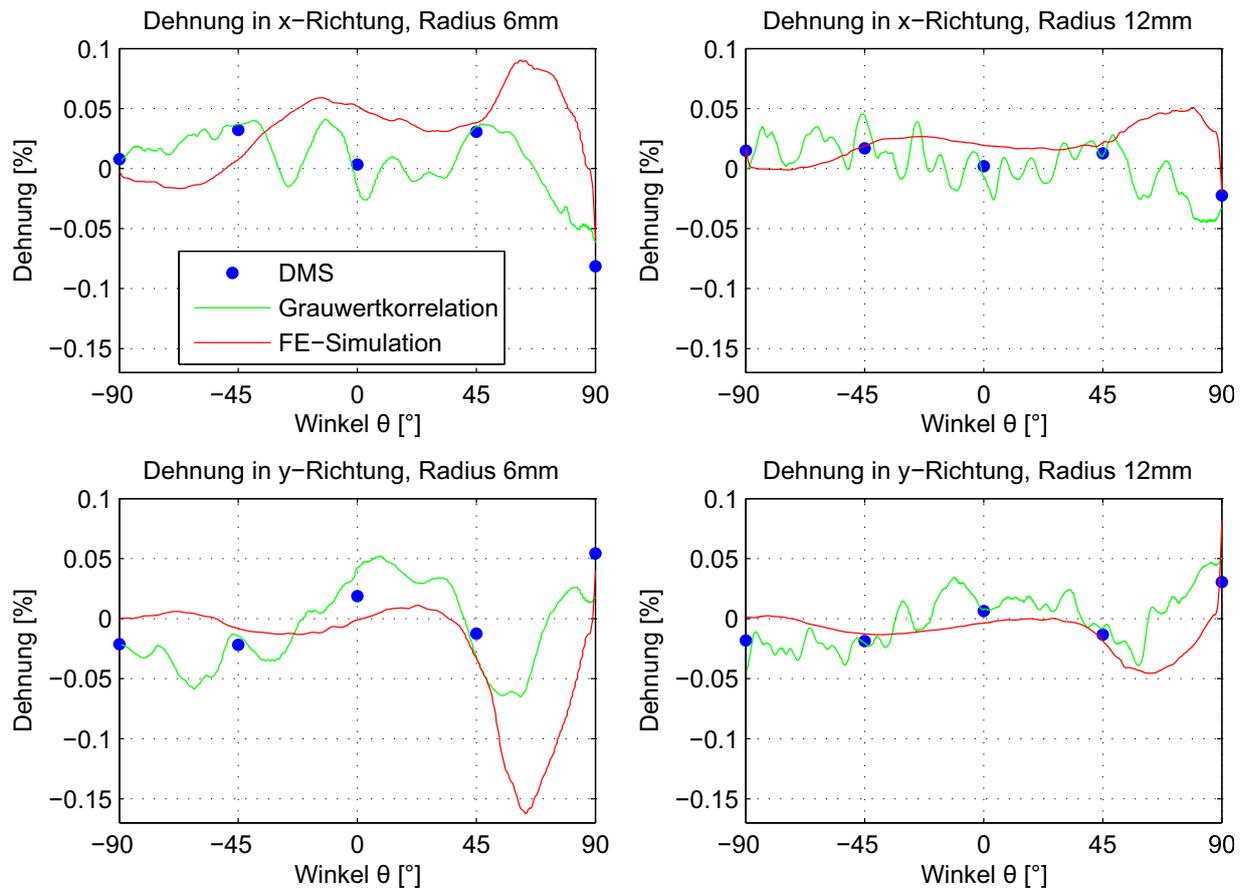


Abbildung 5.7: Gegenüberstellung der experimentell gemessenen Dehnungen der Probenoberfläche mittels DMS und Grauwertanalyse während des Bolzenzugs zu den Dehnungen der FE-Simulation hier gezeigt für eine Zugkraft von $F_Z = 900N$; Die Grafik zeigt die Dehnungen in x- und y-Richtung (=Bolzenzugrichtung) umlaufend um das Loch für die Radien $6mm$ und $12mm$; Das zugrunde liegende Koordinatensystem ist in Abbildung 5.5 dargestellt

Mit der FE-Simulation kann demnach der prinzipielle Verlauf der Dehnungen in x- und y-Richtung für zwei verschiedene Radien in ausreichender Übereinstimmung mit den expe-

rimentellen Ergebnissen nachgewiesen werden. Insbesondere für die Dehnungen, welche mit DMS ermittelt wurden, ergibt sich eine gute Deckung mit der simulierten Bolzenzugprobe. Die größeren Abweichungen der numerischen Ergebnisse mit den optischen Messwerten der Grauwertkorrelation liegt das Messrauschen des Prüfverfahrens zugrunde.

Durch die gute Deckung des Kraft-Weg-Verhaltens von Simulation und Experiment und der weitestgehenden Übereinstimmung der Dehnungen der Probenoberfläche bietet die in Abschnitt 5.2.1 beschriebene Modellierung des FVW eine geeignete Grundlage für die weitere Verwendung in der komplexeren Blindnietsimulation.

5.4 Modellierung des Fügeverbands mit einem Blindniet

Wie auch in den experimentellen Zugversuchen bei variierenden Belastungswinkeln (vgl. Abschnitt 4.3.3) wird in der Simulation eine hülsenfaltende Blindnietverbindung mit schließkopfseitig angeordnetem FVW modelliert. Als setzkopfseitiges Fügeworkstück wird ein Stahlblech verwendet. Die Überdeckung der Vorlöcher sowie deren Abmessungen entsprechen den bekannten Voraussetzungen, ebenso ist die Belastungsachse in 0° -Richtung des FVW orientiert. Im Folgenden wird auf die Modellierung des Fügeverbands und eine Parameteruntersuchung realistischer Einflussfaktoren von Niet und FVW in Bezug zur Schädigungsausbreitung eingegangen.

5.4.1 Modellierung der Nietverbindung

Der Blindniet wird in der Simulation aus dem Schnittbild eines Blindnietes konstruiert. Dabei werden die Kontur des Nietdorns und der Niethülse nachgezeichnet und um die Nietlängsachse rotiert. Das auf diese Weise entstandene CAD-Modell wird in die Simulationsumgebung integriert. Die Niethülse wird im zylindrischen Bereich mittig getrennt, wodurch die Volumenkörper des Ober- und Unterteils gegenseitig ineinander eindringen können, um die für die Verbindung erforderliche Klemmkraft aufzubringen. Dem Blindniet werden homogene Materialdaten sowie die Fließkurve des nicht-legierten Qualitätsstahls zugewiesen.

In der Literatur sind seit wenigen Jahren Ansätze bekannt, welche die gesamte Prozesskette eines Fügeelements betrachten, um ein realitätsnahes Modell in der späteren Werkstückverbundsimulation zu verwenden [6]. Andere Untersuchungen beginnen mit der Simulation des Setzvorgangs, um im Anschluss die Fügeverbindung selbst mechanisch zu belasten [61]. Da Fügeelemente häufig lokal gehärtete und verfestigte Bereiche aufweisen, geht ein weiterer Schritt der Simulation des Setzprozesses hin zu einer Kalibrierung des Modells anhand experimentell bestimmter lokaler Werkstoffhärten und einer entsprechenden Überführung in das Modell [26].

Die Erzeugung dieser hochauflösenden Modelle ist durch bereichsweise Definitionen des Materialverhaltens und eine schwierige experimentelle Validierung sehr komplex. Für Anwendungsfälle, wie zum Beispiel Halbhohlstanznieten, bietet die Einbindung des Setzprozesses einen signifikanten Vorteil gegenüber der Nachkonstruktion des umgeformten Elements, da das Verbindungsverhalten deutlich durch die Umformung des Niets, den Kontaktbereichen und unterschiedlichen Festigkeiten bestimmt ist. Bei hülsenfaltenden Blindnietverbindungen sind diese Effekte geringer ausgeprägt, da zum einen mit Vorlöchern und großzügigen Passungen in den Fügewerkstücken gearbeitet wird, zum anderen ergeben sich durch die Umformung des Blindnietes während des Setzvorgangs keine mit Halbhohlstanznietverbindungen vergleichbaren Passungen der Kontaktbereiche. Wenn also in der Modellbildung die Schädigung durch die Locheinbringung und den Setzprozess berücksichtigt werden kann, bietet sich für hülsenfaltende Blindnietverbindungen die Vereinfachung in Form nachgezeichneter Nietmodelle an. Gerade im Fall der parametrierbaren schließkopffseitigen Kontaktfläche und Klemmkraft wirkt sich die Verwendung dieses vereinfachten Modells vorteilhaft aus. Die zylindrische Hülse kann je nach Klemmlänge der Werkstücke verkürzt oder verlängert werden. Ebenso kann die Kraft, mit der Ober- und Unterteil des Niets zueinander gedrückt werden, eingestellt werden. In Abbildung 5.8 sind der nachgebildete Blindniet und die Referenz des Schliffbilds für eine Klemmlänge von 3mm dargestellt. Da die Größe der Schließkopffalte und die Klemmkraft ohnehin in der Simulation variiert werden, ist das Schliffbild einer Stahl-Stahl-Verbindung bei einer mittleren Klemmlänge des für den Niet zulässigen Klemmbereichs ausreichend für die Nachkonstruktion. Als weitere Vereinfachung wird der Kopf des Nietdorns zylindrisch abgebildet, wodurch hier mit einer groben Vernetzung und identischem Elementtyp modelliert werden kann.

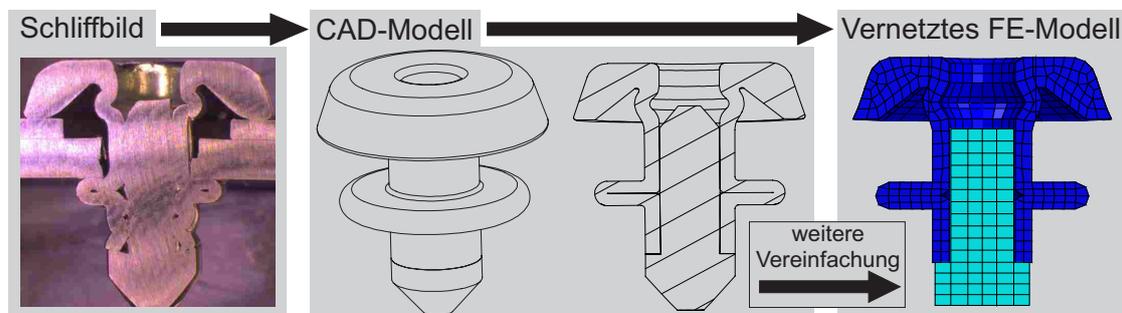


Abbildung 5.8: Anhand eines Schliffbilds einer Blindnietverbindung wird ein CAD-Modell des Niets erstellt und als vernetzter Volumenkörper in die Simulation eingebunden. Für die Simulation irrelevante Bereiche, wie der Dornkopf, können vereinfacht modelliert werden

Im Gegensatz zu der Simulation von [7] kann die Last bei der Verwendung des Nietersatzmodells nicht mehr über eine sogenannte external load angenähert werden. Es ist daher die Definition von Kontaktbedingungen der Teilkomponenten Niet, FVW-Körper und Stahlkörper notwendig. Der Reibkoeffizient $\mu_{FVW/Stahl} = 0,2$ wurde experimentell für den Kon-

takt eines gehärteten Einsatzstahls (16MnCr5) und dem FVW Flechten-RTM bestimmt. Da für die in der Simulation vorliegenden Kontaktflächen des Niets (Kern: C10C, Beschichtung: Zn), des Stahlblechs (HC420LA) und des FVW (Gelege-NP) keine experimentellen Werte bestimmt wurden, wird der Reibkoeffizient $\mu_{FVW/Stahl}$ zunächst als Referenz herangezogen. Es hat sich jedoch gezeigt, dass es bei Annahme dieser Werte signifikante Abweichungen im Gleitreibungsverhalten bis zum Anliegen des Niets am Lochrand im Vergleich zum Experiment kommt. Als Gründe hierfür wird der angenommenen Reibkoeffizient sowie ein leichter Einzug des schließkopfseitigen FVW in das setzkopfseitige Vorloch (vgl. Diskussion zu Zugkraftwinkel 0° in Abschnitt 4.3.3) vermutet. Zur Anpassung der Kraft-Weg-Kurve des Gleitreibungsbereichs an experimentelle Ergebnisse wird eine Steigerung des Reibkoeffizients zwischen Stahl und FVW auf $\mu_{FVW/Stahl}^{mod} = 0,45$ gewählt.

Die setzkopfseitige Auflage beginnt durch die Unterkopfaushöhlung des hier nachgebildeten Blindniets, siehe Abbildung 5.9 (a), nicht direkt am Nietloch und zeichnet sich durch eine ringförmige Fläche zur Kraftübertragung aus, siehe 5.9 (d). Auf der Schließkopfseite des Modells wird die Kraft ebenfalls über eine Kreisringfläche übertragen, diese liegt direkt am Nietloch an und hat die Breite der ausgebildeten Schließkopffalte, siehe 5.9 (c).

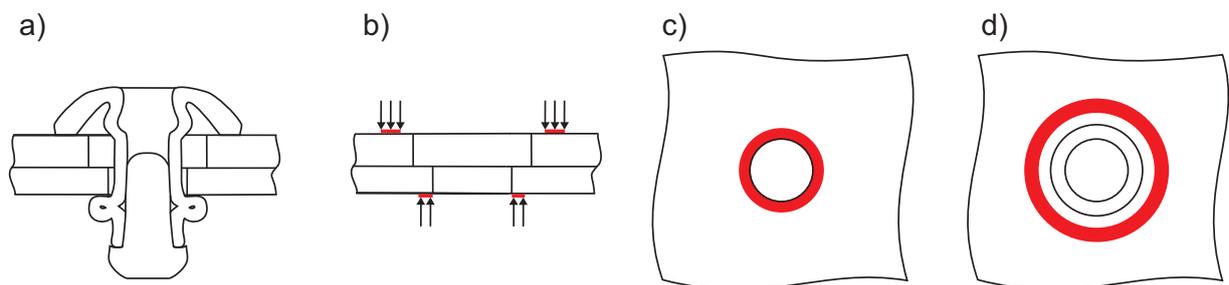


Abbildung 5.9: Ableitung der Klemmflächen des Blindniets zur Vereinfachung des Modells
 (a) Skizze der Blindnietverbindung
 (b) Kräfteinleitungsflächen an der Blindnietverbindung
 (c) Unteransicht der Kräfteinleitungsfläche auf der Schließkopfseite
 (d) Draufsicht der Kräfteinleitungsfläche auf der Setzkopfseite

Zur Vereinfachung des Modells wurden die im Experiment in der Zug-Druck-Prüfmaschine eingespannten Bereiche der Probe in der Simulation nicht modelliert. Diese Einspannbereiche der Probe werden als Starrkörper betrachtet, wodurch die Eigenschaften der realen Einspannung durch Fixierung der Knotenpunkte am Ende der verkürzten Probe gut nachgebildet werden können.

5.4.2 Prämissen der Modellierung

In der geschilderten Modellierung des FVW und der im Ausgangszustand der Simulation vorhandenen Delaminationen wurden vereinfachende Annahmen getroffen, welche die Aussagekraft der berechneten Spannungen, Dehnungen und Schädigung beeinflussen. Als maßgebliche Prämissen werden die folgenden Randbedingungen gesehen:

1. Eingeschränkte Aussagekraft der Elastizitätsgrößen direkt an der Kontaktfläche Fügeelement/Lochrand

Die Auswertung von FE-Simulationen unmittelbar an Kontakt- und Einspannungsbereichen birgt deutliche Schwankungen der Auswertegrößen zwischen den einzelnen Elementen. Insbesondere beim Aufeinandertreffen des als Festkörper modellierten Bolzens auf den aus mehreren Lagen aus Schalenelementen geschichteten FVW ergeben sich auch bei benachbarten Elementen Sprünge der Spannungen. Mit zunehmendem Abstand zu den kontaktschließenden Elementen nivellieren sich die Elastizitätsgrößen des FVW der Elementringe zu einer plausiblen Verteilung.

Die inhomogene Verteilung der Elastizitätsgrößen direkt am Lochrand kann zum Teil durch die zueinander verschobene Elementierung von Bolzen und Lochrand begründet werden (vgl. Abbildung 5.10). Es ergibt sich durch unterschiedlichen Kontaktschluss der Körper eine inhomogene Krafteinleitung. Für eine sehr feine Vernetzung des Bolzens ist theoretisch mit einer deutlichen Abschwächung dieses Effekts zu rechnen, durch die explizite Rechnung trägt jedoch die Feinheit der Vernetzung wesentlich zur Rechenzeit bei, wodurch in der Praxis von dieser Maßnahme abgesehen wird.

2. Anfangsdelamination

Die Modellierung der Anfangsdelamination um das Loch ist durch die kreisförmig angeordneten Elemente ebenfalls kreisrund ausgeführt. Zudem sind die delaminierten Bereiche zwischen allen Lagen des Laminats in ihrer Größe und Position zum Loch identisch. In der Realität ist mit einer der Faserorientierung folgenden Ausprägung der Delamination zu rechnen, die kreisrunde Modellierung der Delamination in allen Lagen vereinfacht diese reale Ausgangssituation geringfügig.

3. Nachmodellierung des Niets, keine verfestigten Bereiche

Dem gesetzten Niet werden homogene Materialdaten des Stahls zugewiesen. Zwar wird die Fließkurve des Materials berücksichtigt, jedoch sind durch die Umformung des Niets verfestigte Bereiche in dieser Modellierung nicht berücksichtigt. Da das Verformungsverhalten des Niets gerade bei hohen mechanischen Lasten das Schädigungswachstum durch Nietkipfung und plastische Nietverformung beeinflusst, kann bei geringeren mechanischen Lasten von einem kleineren Fehler durch die Zuweisung des homogenen Materials ausgegangen werden. Der Fehler, der in der Modellierung des Bolzens gemacht wird, ist deutlich geringer, da durch die spanende Bearbeitung

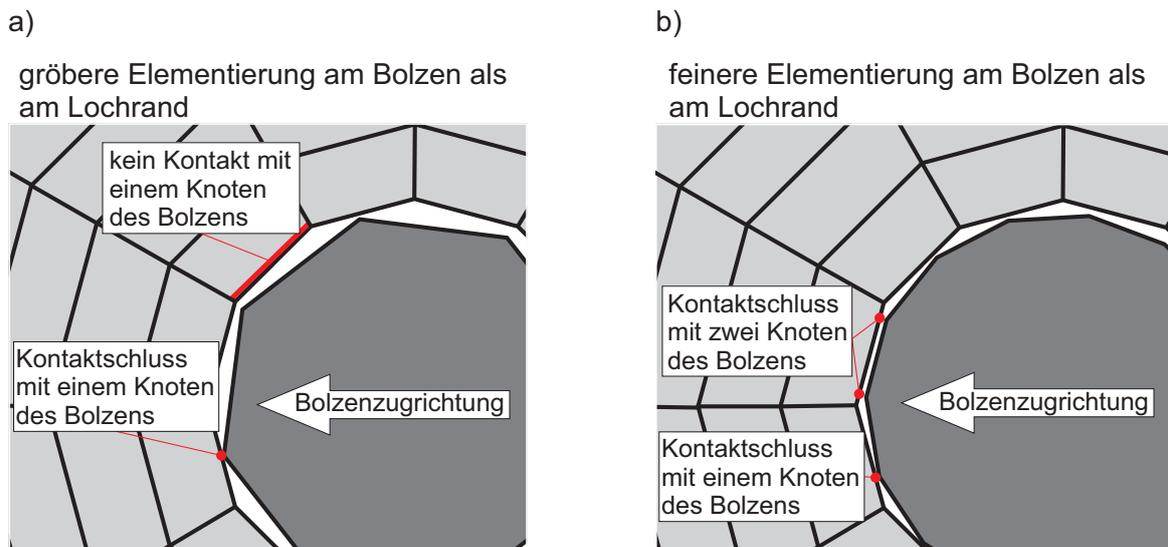


Abbildung 5.10: Unterschiedliche Elementierung der kontaktschließenden Körper am Lochrand als Ursache sprunghafter Elastizitätsgrößen unmittelbar an der Kontaktfläche

- a) nicht alle Elemente des FVW schließen Kontakt mit dem Bolzen
- b) inhomogene Krafteinleitung in den FVW auch bei feinerer Elementierung des Bolzens

nicht mit einer vergleichbaren Änderung der Materialkennwerte durch Verfestigung zu rechnen ist.

4. Schätzung der Materialkennwerte im inneren Kreis

Das Materialverhalten am Lochrand ist durch den Setzprozess nicht nur über Delaminationen geschädigt. Schlifffbilder zeigen zudem Faser- und Zwischenfaserbrüche in unmittelbarer Nähe zum Fügeelement. Das Materialverhalten in diesem inneren Elementring am Lochrand, welches durch die Anfangsdelamination in den Kontaktflächen der einzelnen Lagen bereits geschwächt ist, wird daher in der Simulation über Kennwerte reduzierter Festigkeit in diesem Bereich abgebildet. Die Anpassung dieses Materialverhaltens wird anhand der Kraft-Weg-Kurven von Experiment und Simulation durchgeführt. Für den inneren Ring an Elementen des FVW werden daher die Materialdaten global mit dem Faktor 0.5 multipliziert.

5. Delaminationskriterien

Die experimentelle Bestimmung der Energiefreisetzungsraten hat aufgrund der Effekte Fiber-Nesting und Fiber-Bridging eine starke Streuung der Messwerte ergeben. Mit den abgeschätzten Freisetzungsraten mit $G_{Ic} = 0,3 \frac{N}{mm}$, $G_{IIc} = 0,5 \frac{N}{mm}$ und $G_{IIIc} = 0,5 \frac{N}{mm}$ (vgl. Tabelle 3.2) wurden Werte gewählt, die innerhalb der Bandbreite der experimentellen Messergebnisse liegen. Durch die starke Streuung experimentell bestimmter Delaminationsgrößen ist die Übertragbarkeit geschädigter Flächen zu

numerischen Ergebnissen der Lagentrennung eingeschränkt. Der das Versagensverhalten bestimmende Trend, welcher in den experimentellen Untersuchungen erarbeitet werden kann, spiegelt sich aber auch in der Simulation wider.

Die Kenntnis der genannten Einschränkungen ist wichtig die Ergebnisse der Simulation auf Plausibilität zu prüfen. Es erweist sich beispielsweise sinnvoll, die Dehnungen in einem geringen Abstand zum Lochrand zu bestimmen um die Kanten-/Kontakteffekte nicht als Messfehler im Ergebnis mitzuwerten. Zudem wird verständlich, dass die Güte der Übereinstimmung von Simulation und realem Versuch mit zunehmender Zugkraft (oberhalb des linearen Kraftanstiegs) durch Differenzen im Versagensverhalten abnimmt.

5.5 Parameterstudien

Bei der Neuentwicklung von Blindnieten gibt es gestalterische Freiheiten, um das Element an die zu fügenden Prozesse und Werkstücke anzupassen. Insbesondere die Klemmkraft des Blindnietes und dessen schließkopfseitige Auflagefläche wurden in Voruntersuchungen als wichtige Einflussgrößen auf die Schädigung an gefügten FVW identifiziert. In der Parameteruntersuchung werden diese Kenngrößen gezielt innerhalb realistischer Grenzen variiert und deren Einfluss auf die Schädigungsentwicklung in gefügten FVW bewertet. Da sich auch die Anfangsdelamination auf die Ausbreitung und Größe der Schädigung nach mechanischer Belastung der Verbindung auswirkt, stellt auch dieses Maß eine Variable der Parameterstudie dar, welche durch die Parameter des Locheinbringungsprozesses beeinflusst werden kann. In Abbildung 5.11 sind die drei Einstellgrößen der modellierten Verbindung aufgezeigt.

Die diskreten Schritte für die drei Einstellgrößen sind in Tabelle 5.1 gezeigt und orientieren sich in ihrer Größenordnung am realen Anwendungsfall. Der Schließkopfdurchmesser von $d_{Schließk} = 6,9\text{mm}$ entspricht der an einem Schliffbild gemessenen Geometrie.

Tabelle 5.1: Werte der parametrierbaren Einstellgrößen des FE-Modells

Einstellgröße	Formelzeichen	Stufe 1	Stufe 2	Stufe 3
Durchmesser Anfangsdelamination [mm]	d_{Delam}	5,6	7,0	9,0
Klemmkraft [kN]	F_K	0,5	1,0	3,0
Durchmesser Schließkopf [mm]	$d_{Schließk}$	6,9	8,0	9,0

Die Ausbreitung der delaminierten Fläche findet, wie sich in der Simulation zeigt, über den gesamten Zugweg statt. In der Gegenüberstellung mit der Kraft-Weg-Kurve können charakteristische Belastungszustände, wie beispielsweise der Beginn des Formschlusses des

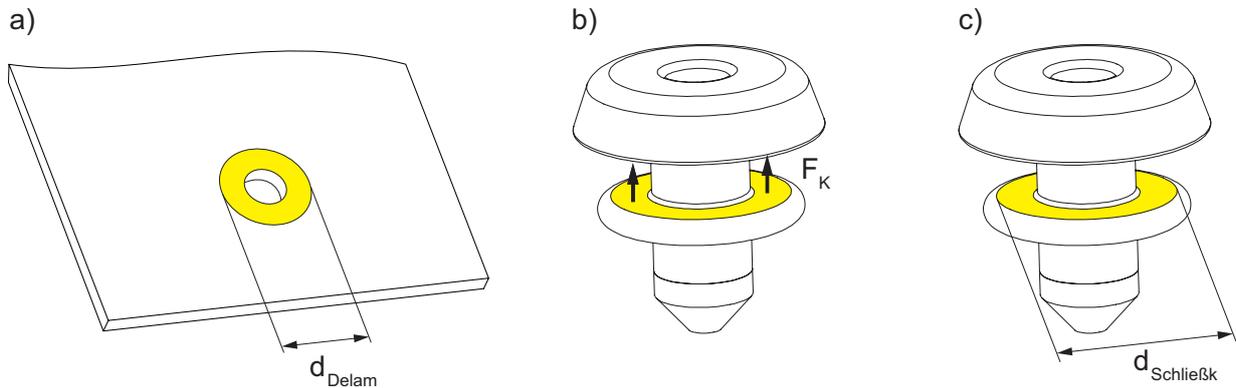


Abbildung 5.11: Parametrierbare Größen des FVW und des Niets zur Ermittlung von deren Einfluss auf die Schädigungsausbreitung
 (a) Größe der Anfangsdelamination (d_{Delam})
 (b) Größe der Klemmkraft (F_K)
 (c) Größe der Auflagefläche des Schließkopfs des Niets ($d_{Schließk}$)

Stahlblechs mit der Niethülse, auf das Wachstum der geschädigten Fläche zugeordnet werden (vgl. Abbildung 5.12). Es ergeben sich daher für die Auswertung drei wesentliche Zustände, an welchen die Größe der geschädigten Fläche im Weiteren ausgewertet wird. Zunächst ist der Zustand der Schädigung nach dem Setzen des Blindniets von Interesse. Die Schädigung zu diesem Zeitpunkt stellt die Ausgangssituation für weitere Belastungen der Fügeverbindung dar. Während des Gleitreibungsbereichs und dem Abgleiten der beiden Fügeworkstücke gegeneinander ist das Schädigungsverhalten des FVW von Delaminationen der Decklagen infolge von Schubspannungen durch die Reibpaarung dominiert. Die Wahl eines diskreten Belastungszustands, um die geschädigte Fläche zu evaluieren, ist während dieser Relativverschiebung der Fügeworkstücke nicht für alle Rechnungen konsistent, da sich durch geringfügige Nietschiefstellungen leichte Unterschiede im Zugweg ergeben. Es wird daher der Beginn des Kraftanstiegs am Ende des Gleitreibungsbereichs als charakteristische Auswertestelle gewählt. In Anlehnung an [20] wird zusätzlich eine weitere Auswertestelle bei einer Lochdehnung von 2% in der Auswertung verwendet, da zu diesem Zeitpunkt bereits höhere Zugkräfte von der Verbindung aufgenommen werden und in der Regel vollständiger Formschluss der Fügeworkstücke und des Niets in Zugrichtung besteht.

Die Wirkung der drei zu variierenden Parameter auf die Zielgröße der Delamination nach äußerer Belastung der Verbindung wird in der Versuchsplanung als Effekt bezeichnet. Da neben den wirkenden Haupteffekten auch Wechselwirkungen der Effekte untereinander zu erwarten sind, ist die Auswertung des Wechselwirkungsdiagramms (vgl. Abbildung 5.13) grundlegend für die Gewichtung der Parameter im Auslegungsprozess der Fügeverbindungen. Auf Basis des weitgehend parallelen Verlaufs der Linien des Wechselwirkungsdiagramms kann auf Versuchsergebnisse mit sehr geringer gegenseitiger Beein-

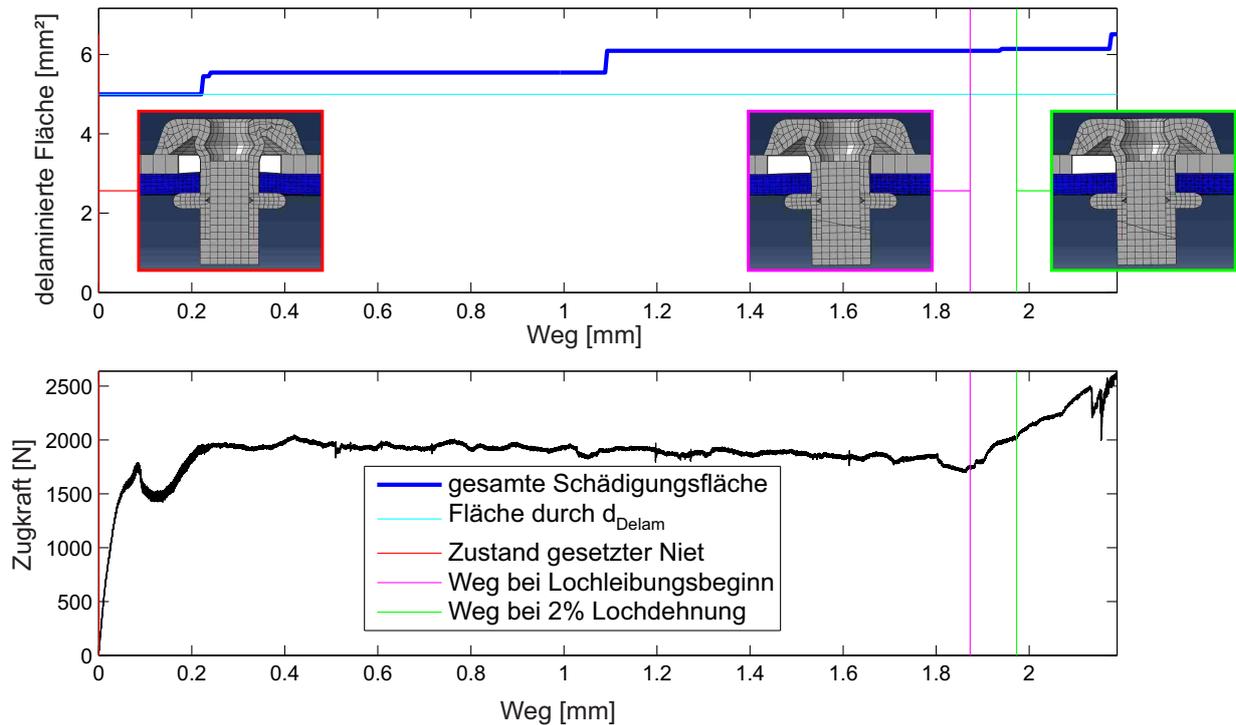


Abbildung 5.12: Zusammenhang des Kraft-Weg-Verhaltens einer Blindnietverbindung mit der Vergrößerung der geschädigten Fläche, hier beispielhaft gezeigt für eine Verbindung mit $d_{\text{Delam}} = 5,6\text{mm}$, $F_K = 3,0\text{kN}$ und $d_{\text{Schlie\ss}k} = 8,0\text{mm}$; für die drei charakteristischen Zustände *gesetzter Niet*, *Lochleibungsbeginn* und *2% Lochdehnung* ist die Verschiebung der Fügeworkstücke jeweils im Schnittbild der FE-Simulation dargestellt

flussung der drei Parameter rückgeschlossen werden [23, S.72]. Die Einstellgrößen d_{Delam} , F_K und $d_{\text{Schlie\ss}k}$ können damit als voneinander unabhängige Größen angenommen werden. Der horizontale Verlauf der Parameterkombination F_K und $d_{\text{Schlie\ss}k}$ zeigt den vergleichsweise geringen Einfluss dieser zwei Größen auf die geschädigte Fläche. Allein für die hohe Klemmkraft von $F_K = 3,0\text{kN}$ und die minimale Kontaktfläche durch $d_{\text{Schlie\ss}k} = 6,9\text{mm}$ ergibt sich eine nennenswerte Steigerung der Schädigungsfläche.

Deutlicher wird der dominierende Einfluss der Anfangsschädigung bei Betrachtung der einzelnen Haupteffekte (vgl. Abbildung 5.14). Die Größe der bereits vor dem Beginn des Scherzugs im FVW enthaltenen Anfangsdelamination, welche über den Locheinbringungsprozess gesteuert werden kann, hat signifikanten Einfluss auf die resultierende Delamination nach Belastung. Die Effekte bei Variation von F_K und $d_{\text{Schlie\ss}k}$ bestätigen den zu erwartenden Trend, dass bei geringer Flächenpressung auch von kleinflächigen Schäden ausgegangen werden kann. Im Gegensatz zur Einstellgröße d_{Delam} kann die nach Belastung im FVW enthaltene Schädigung durch diese Variation geringfügig beeinflusst werden. So wird mit

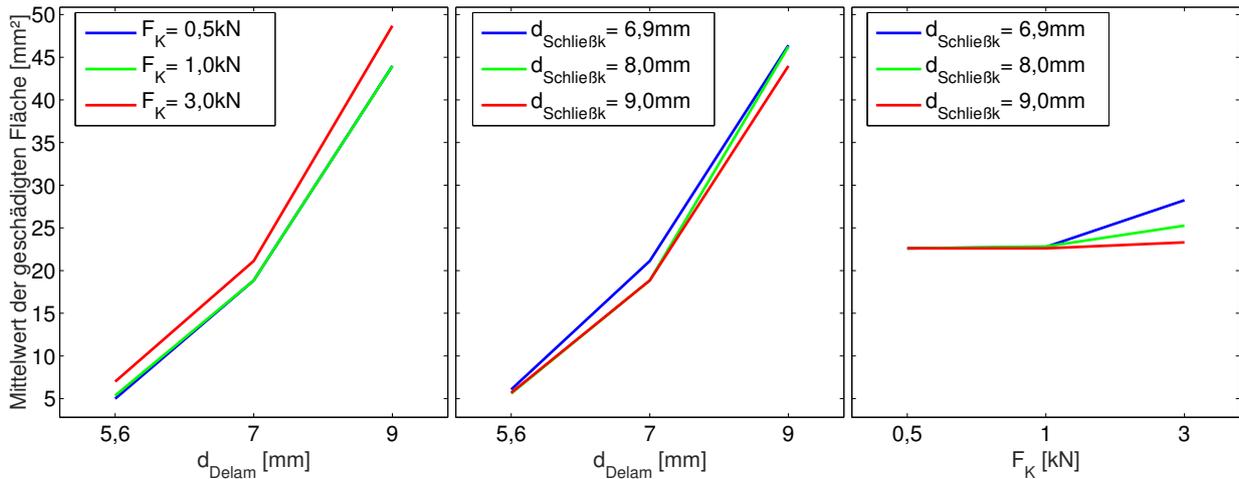


Abbildung 5.13: Wechselwirkungsdiagramm der Einstellgrößen d_{Delam} , F_K und $d_{SchlieBk}$ auf die delaminierte Fläche bei 2% Lochdehnung; der weitgehend parallele Verlauf der Kurven zeigt die zu vernachlässigende Wechselwirkung der Parameter untereinander

einer hohen Flächenpressung bei $F_K = 3kN$ und $d_{SchlieBk} = 6,9mm$ eine im Mittel knapp $5mm^2$ größere Schädigungsfläche erzeugt als bei geringeren Klemmkraften, wo kein sichtbarer Einfluss der Flächenpressung auf die gesamte geschädigte Fläche festgestellt werden kann.

Die Wechselwirkungsdiagramme verdeutlichen, mit Ausnahme der hohen Flächenpressung bei $F_K = 3kN$ und $d_{SchlieBk} = 6,9mm$, den geringen Zusammenhang der Einstellgrößen untereinander, wodurch deren gesonderte Betrachtung gerechtfertigt ist. Für die drei parametrisierten Größen ergibt sich daher folgende Ableitung für das Schädigungsverhalten des FVW:

Ergebnisse und Diskussion der Variation der Anfangsdelamination

Der Einfluss der Anfangsdelamination auf die nach Belastung der Verbindung resultierende geschädigte Fläche ist signifikant. Die Untersuchungen der verschiedenen Parameter der Blindnietverbindung zeigen, dass sich auch für große initiale Delaminationen ($d_{Delam} = 9mm$) bei äußerer Belastung der Verbindung eine weitere Vergrößerung dieser Fläche für hohe Flächenpressungen ergibt. Innerhalb der gezeigten Parametergrenzen kann daher nicht von einer Pufferzone der initialen Delamination ausgegangen werden, welche die Schädigungsausbreitung bei äußerer Belastung völlig dämpft.

Der ideale, in der Praxis jedoch nicht zu erwartende Fall der Anfangsdelamination $d_{Delam} = 0$ wurde beispielhaft an zwei Rechnungen aufgezeigt, um den starken Einfluss dieser Kenn-

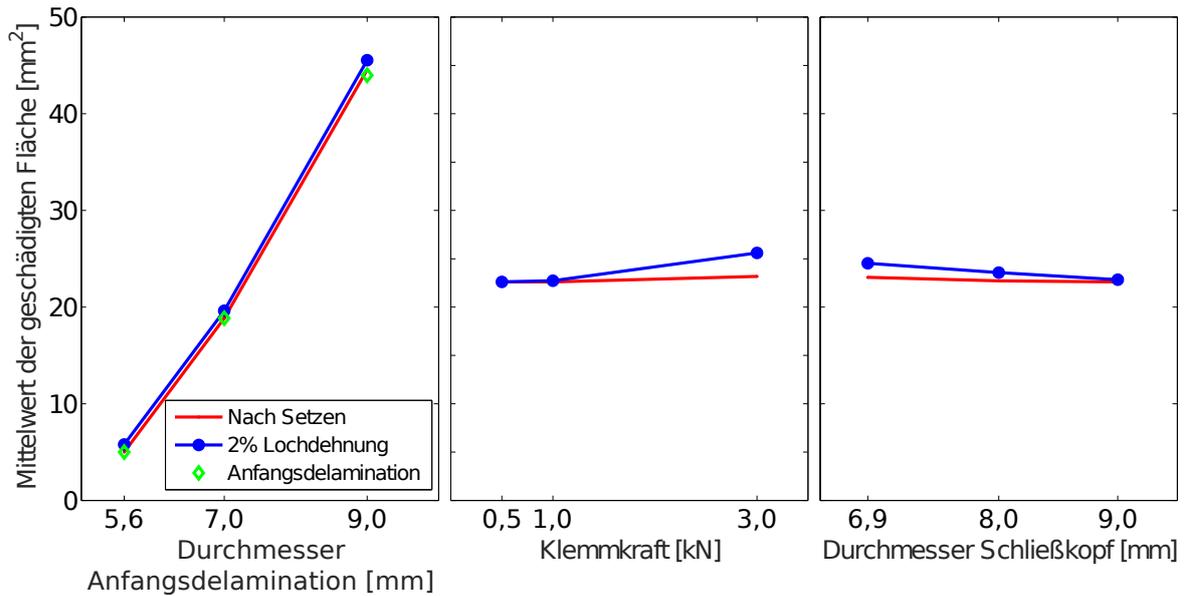


Abbildung 5.14: Haupteffekte der Einstellgrößen d_{Delam} , F_K und $d_{Schließk}$ auf die delaminierte Fläche bei 2% Lochdehnung

größe auf die Schädigungsausbreitung zu bestätigen. Selbst bei 2% Lochdehnung übersteigt die geschädigte Fläche der zwei untersuchten Verbindungen (jeweils $F_K = 0,5kN$, $d_{Schließk} = 6,9mm$ bzw. $9,0mm$) nicht das Maß von $1,5mm^2$. Dieses Verhalten unterstreicht die zu vernachlässigende Delaminationsentwicklung an mechanischen Fügepunkten in idealen Nietlöchern. Theoretisch erklärt sich dieser Effekt durch den geringen Anteil an Biegespannungen in Dickenrichtung der Lagen. Wenn keine initiale Trennung der Schichten vorhanden ist, liegt eine ideale Kopplung der Dehnungen der Lagen über den Zusammenhalt der Schichten vor. Bei delaminierten Zonen des Laminat sinkt hingegen die nötige Kraft um eine bereichsweise getrennte Lage zu biegen und Schälspannungen aufzubauen. Die Mode I Delamination aufgrund von Normalspannungen senkrecht zur Schichtebene (vgl. Abschnitt 2.6.2) wird dadurch an Fügeverbindungen mit bereits vorhandener Trennung der Lagen begünstigt. Auch das Delaminieren aufgrund wirkender Schubspannungen (Mode II und III) in Lagenebene wird bei Vorhandensein einer Anfangsdelamination erleichtert. Die geringere Stützwirkung nicht miteinander verbundener Einzellagen, im Vergleich zu einem intakten Verbund, ermöglicht ein unterschiedliches Dehnungsverhalten der Einzellagen bei äußerer Belastung, was zu einer Spannungserhöhung an der Delaminationsöffnung im Übergang von delaminierten Lagen zu ungeschädigtem Verbund führt.

Die Darstellung der Flächenpressung des Blindnietes gegenüber der bei 2% Lochdehnung erzeugten Schädigung zeigt die Vergrößerung dieser Fläche jeweils ausgehend von der initial im Modell aufgebauten Anfangsdelamination (vgl. Abbildung 5.15). Der Beginn des Schädigungswachstums über die vorgeschädigte Fläche hinaus ist sowohl von d_{Delam} als

auch von der Flächenpressung des Blindniets an der schließkopfseitigen Auflagefläche abhängig. Mit größerem Durchmesser d_{Delam} steigt die nötige Flächenpressung, welche direkt über die Größen F_K und $d_{Schließk}$ bestimmt ist, um ein Wachstum der Schädigungsfläche zu erzeugen. Durch den dominierenden Einfluss der Angangsschädigung konnte für keine der durchgeführten Rechnungen, ausgehend von den beiden kleineren Durchmessern $d_{Delam} = 5,6mm$ bzw. $d_{Delam} = 7,0mm$, ein Schädigungswachstum festgestellt werden, welches die die Größenordnung der nächst größeren Anfangsdelamination erreicht. Die Untersuchungen bestätigen daher die Vorgabe des Schädigungslevels (bei Belastungen bis zu 2% Lochdehnung) durch die Größe der der Ausgangsschädigung.

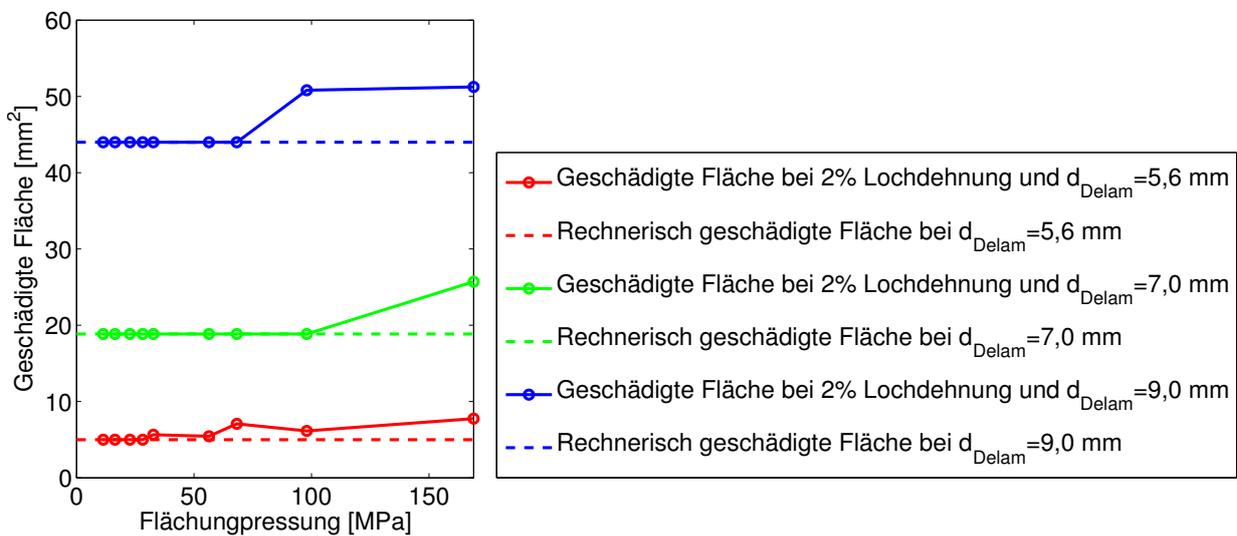


Abbildung 5.15: Verhältnis der Flächenpressung des Blindniets zu der geschädigten Fläche bei 2% Lochdehnung

Alleine durch das Aufbringen der Klemmkraft des Blindniets konnte auch für hohe Kräfte von $F_K = 3,0kN$ und kleine schließkopfseitige Auflageflächen mit $d_{Schließk} = 5,6mm$ keine Vergrößerung der Anfangsdelamination festgestellt werden. Da in der Simulation jedoch nicht der Setzprozess selbst nachgebildet wird, sondern lediglich die Klemmkraft des Blindniets zu Beginn der Rechnung appliziert wird, sind die Setzkräfte, wie sie in Abschnitt 4.1.1 diskutiert werden, nur indirekt berücksichtigt. Die Schädigung durch das Setzen des Blindniets kann im Modell als Teil der Anfangsschädigung aufgefasst werden. Demnach setzt sich der initiale Schädigungszustand, welcher durch die Größe d_{Delam} beschrieben wird, vor Anziehen der Klemmkraft aus der Schädigung der Locheinbringung und der Schädigung des Setzprozesses zusammen.

Ergebnisse und Diskussion der Variation der Klemmkraft

Das Diagramm der Haupteffekte zeigt die im Vergleich zur Anfangsdelamination eingeschränkte Auswirkung der Variation der Klemmkraft. Grundsätzlich ergibt sich der Trend kleinflächiger Delamination bei geringeren Klemmkraften. Da die Klemmkraft über die Reibpaarung des FVW mit dem Stahlblech und den Nietauflageflächen direkt in die Berechnung der von der Verbindung aufzunehmenden Zugkraft während der Gleitreibungsphase einfließt, richtet sich diese Größe hauptsächlich nach den mechanischen Anforderungen der Verbindung welche sich aus der Belastung im Fahrzeug ergibt. Da die Klemmkraft in der idealisierten Betrachtung, ohne Verformung des FVW in das größere setzkopfseitige Vorloch, linear in die Gleitreibungskraft einfließt, kann über die Variation dieser Größe das Verschiebungsverhalten der Fügeworkstücke reguliert werden.

Ergebnisse und Diskussion der schließkopfseitigen Auflagefläche

Die schließkopfseitige Auflagefläche trägt, wie auch die Klemmkraft, über die Flächenpressung zur Schädigungsentwicklung bei. Unter allen Varianten konnte kein Zusammenhang der geschädigten Fläche zur Unterscheidung anhand des Durchmesserverhältnisses $d_{Delam} > d_{Schließk}$ bzw. $d_{Delam} > d_{Schließk}$ festgestellt werden. Da der Einfluss der schließkopfseitigen Auflagefläche im Verhältnis zur Anfangsdelamination äußerst gering ausgeprägt ist, sind Entwicklungen der Nietgeometrie hin zu größeren Schließkopffalten nicht zwingend erforderlich, um schädigungsarme Bauteile aus FVW zu fügen. Durchmesser des Schließkopfs größer als das setzkopfseitige Vorloch der Verbindung mit $d_{Loch} = 8,5mm$ können zwar die lokale Biegung des FVW verhindern, jedoch ergibt sich mit Blick auf die geschädigte Fläche hierdurch keine ausgeprägte Verbesserung des Schädigungsverhaltens.

5.6 Vorgehensempfehlung zur Auslegung von Blindnieten für FVW

Die FE-Simulation verschiedener Varianten an Blindnietverbindungen zeigt die Breite möglicher Einsatzbereiche der Fügeelemente hinsichtlich deren mechanischer Verbindungsfestigkeit und auch deren Schädigungsverhalten auf. In der Praxis gibt der zu erwartende Belastungsfall der Verbindung einen Richtwert der mindestens von der Fügeverbindung aufzubringenden Handlungsfestigkeit vor. Der Einsatz eines Blindnietes geringer Klemmkraft und großer schließkopfseitigen Auflagefläche, um eine kleinflächige Delamination sicherzustellen, kann daher nicht für alle Fügeverbindungen eines Fahrzeugs verwirklicht werden, da die Anforderungen an die Handlungsfestigkeit nicht erfüllt werden. Es ergibt sich daher folgende Vorgehensempfehlung, welche die Kraft bei einer Belastung der Verbindung bei 2% Lochdehnung als Eingangsgröße für die Bestimmung der übrigen Parameter sieht.

In Abbildung 5.16 ist die über die Scherzugkraft der Verbindung bei 2% Lochdehnung aufgetragene geschädigte Fläche dargestellt. Wie auch in den vorigen Abbildungen ersichtlich, zeigt sich die Vorbestimmung der Größenordnung der geschädigten Fläche durch die Anfangsdelamination (in Abbildung 5.16 dargestellt als Raute). Die Gruppen gleicher Vorschädigung gliedern sich in dieser Darstellung in horizontal zusammengehörigen Blöcken. Wenn also neben der Anforderung der von der Verbindung aufzunehmenden Belastung auch die Vorschädigung des Füge Lochs abgeschätzt werden kann, besteht durch die Wahl der Größen F_K und $d_{Schlie\beta k}$ noch die Möglichkeit das Schädigungsergebnis geringfügig zu beeinflussen.

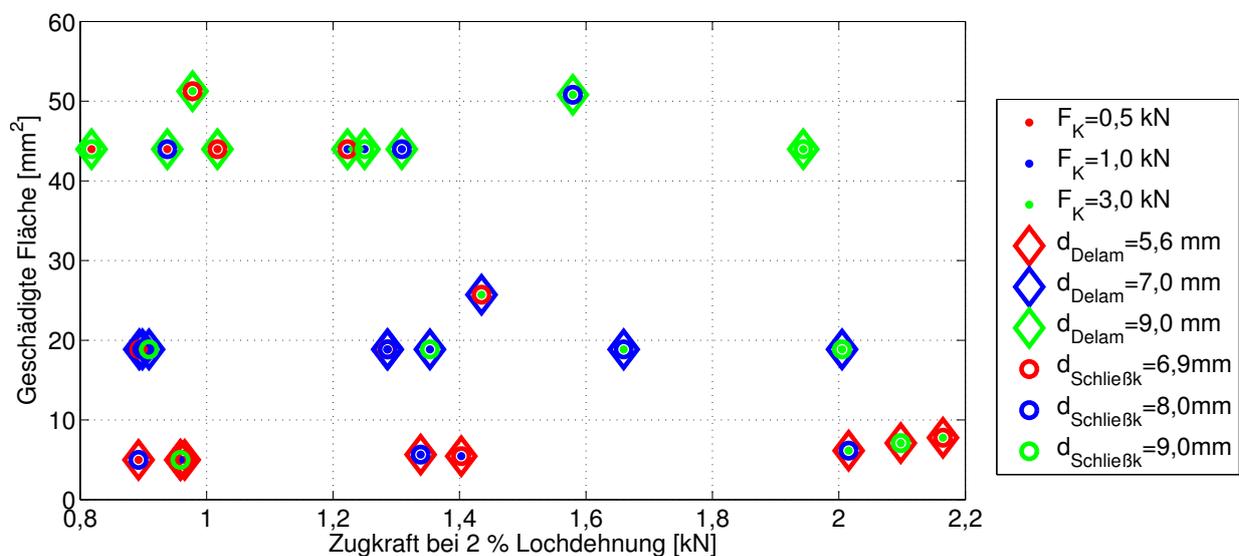


Abbildung 5.16: Geschädigte Fläche des FVW bei 2% Lochdehnung in Abhängigkeit der von der Verbindung aufgenommenen Kraft

Für eine beispielhaft benötigte Zugkraft von $F_Z = 1,3kN$ bei 2% Lochdehnung können unterschiedliche Parameterkonfigurationen herangezogen werden. Aus Abbildung 5.16 wird deutlich, dass alle Varianten mit $F_K = 0,5kN$ aufgrund mangelnder aufzunehmender Zugkraft für dieses Beispiel nicht weiter berücksichtigt werden können (in Abbildung 5.16 symbolisch dargestellt mit einem roten Punkt). Zudem reicht es für die Anforderung der Verbindung aus, auf sehr großflächige Schließkopffalten mit $d_{Schlie\beta k} = 9,0mm$ zu verzichten (in Abbildung 5.16 symbolisch dargestellt mit einem grünen Kreis), wenn die Größe der Anfangsdelamination $d_{Delam} = 7,0mm$ (in Abbildung 5.16 symbolisch dargestellt mit einer blauen Raute) nicht überschreitet.

Diese am Beispiel gezeigte Vorgehensweise kann genutzt werden, um ausgehend von der Anforderung der Handlingsfestigkeit auf weitere Prozessgrößen des Blindniets und der initial vorhandenen Schädigung am Füge Loch zu schließen.

5.7 Erarbeitete Kernergebnisse

Für das Kapitel zur Numerische Untersuchung und deren Validierung ergeben sich folgende Kernergebnisse:

1. Der aus den UD-Schichten und kohäsivem Verhalten zwischen den Lagen modellierte FVW wurde erfolgreich anhand des Bolzenzugs validiert und eignet sich für die Verwendung in weiteren Rechnungen der Blindnietverbindung.
2. Die Nachkonstruktion des umgeformten Blindnietmodells bietet ausreichende Genauigkeit um das Schädigungsverhalten an Blindnietverbindungen plausibel nachzubilden.
3. Die Vorschädigung, welche das Füge Loch bereits vor dem Setzen des Blindniets aufweist, trägt signifikant zur Größe der Schädigungsfläche nach mechanischer Belastung der Verbindung bei. Durch Variation der Klemmkraft und der schließkopfseitigen Auflagefläche des Niets innerhalb üblicher Prozessgrenzen wird das Schadensverhalten nur marginal beeinflusst.
(Erreichung von Ziel 5, vgl. Abschnitt 2.7)

6 Abschätzungsmodell zur Bestimmung der Resttragfähigkeit mechanischer Fügeverbindungen

Die Bestimmung der quasistatischen Resttragfähigkeit von mechanischen Fügeverbindungen in FVW ist außerhalb zerstörender labortechnischer Untersuchungen bisher nicht verbreitet. Die hier vorgestellte Theorie zur Abschätzung dieser verbleibenden Tragfähigkeit stützt sich auf die zerstörungsfrei bestimmte Größe der geschädigten Fläche um das Fügeelement. Vorausgegangene Untersuchungen zum Schädigungsverhalten von Blindnietverbindungen (vgl. Abschnitt 4.2.2) haben gezeigt, dass ein Zusammenhang zwischen der gemessenen Fläche der in eine Ebene projizierten Schädigung eines Fügepunkts und der aufgetragenen Zugarbeit besteht. Es wird daher vorgeschlagen, die Resttragfähigkeit von Verbindungen anhand der bis zum Verbindungsversagen oder bis zum Erreichen einer festgelegten kritischen Schädigungsgröße noch aufzunehmenden Zugarbeit zu quantifizieren.

6.1 Theoretisches Modell

Das vorgeschlagene Modell zur Abschätzung der Resttragfähigkeit basiert auf dem Abgleich der Schädigungsfläche mit historischen Daten und stützt sich auf folgende Annahmen:

1. Die geschädigte Fläche im FVW der zu untersuchenden Fügeverbindung ist ermittelbar.
2. Für diesen Typ Fügeverbindung (gleiche Werkstücke und gleiches Fügeelement) existieren Kraft-Weg-Kurven und Messungen der geschädigten Flächen.

Wenn davon ausgegangen werden kann, dass die gemessene geschädigte Fläche mit der Wahrscheinlichkeit β innerhalb eines, durch vorangegangene Untersuchungen definierten, Schädigungskorridors liegt, kann für diese Fügeverbindung ein Wahrscheinlichkeitsbereich der bereits in das System eingebrachten Zugkraftarbeit bestimmt werden (siehe Abbildung 6.1). Durch die Breite des Schädigungskorridors ergibt sich für jede Größe der geschädigten Flächen A_F ein Erwartungsbereich der für diese Schädigung nötigen Zugkraftarbeit W_F . Da aufgrund vorangegangener Untersuchungen die nötige Energie für das kritische

Versagen W_U oder die kritische Größe der geschädigten Fläche der Fügeverbindungen A_U bekannt ist, kann die noch zur Verfügung stehende Energieaufnahmefähigkeit der Verbindung abgeschätzt werden. Mit Berücksichtigung der anfangs angenommenen Auftretenswahrscheinlichkeit der geschädigten Fläche innerhalb des Schädigungskorridors ergibt sich damit für die abgeschätzte maximal aufgenommene Zugkraftenergie $W_{F,max}^\beta$ die minimale Resttragfähigkeit $W_{R,min}$ (siehe Formel 6.1).

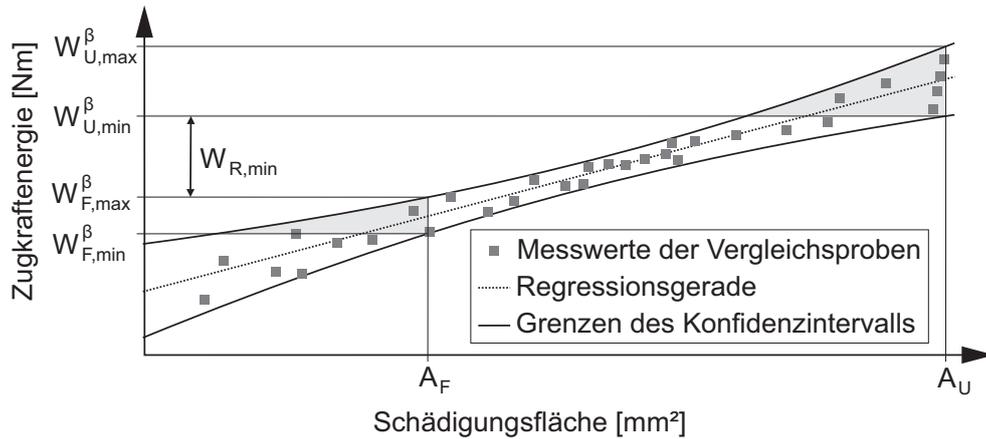


Abbildung 6.1: Mit der Wahrscheinlichkeit β liegt ein neues Wertepaar aus geschädigter Fläche und Zugkraftenergie innerhalb des Korridors. Für eine geschädigte Fläche der Größe A_F ergibt sich dadurch eine Abschätzung der hierfür aufgebrauchten Energie $W_{F,max}^\beta$. Mit Kenntnis der möglichen Arbeitsaufnahme der Verbindung bis zur definierten kritischen Versagensfläche A_U kann für die geschädigte Fläche A_F eine verbleibende Tragfähigkeit W_R prognostiziert werden.

$$W_{R,min} = W_{U,min}^\beta - W_{F,max}^\beta \quad (6.1)$$

Die Bewertung anderer Resttragfähigkeiten, unter der Annahme, dass die aufgebrauchte Zugkraftenergie einer geschädigten Fläche am unteren Limit des Erwartungsbereichs liegt, folgt analog als Differenz der Zugkraftenergien. Die Berechnung von $W_{R,min}$ mit dem als Art Sicherheitsfaktor einbezogenen minimalen Abstand der Energieaufnahme ist in der praktischen Anwendung jedoch von übergeordneter Bedeutung.

Das statistische Modell zur Bestimmung des Schädigungskorridors beruht auf der Annahme normalverteilter Messfehler und wird am Beispiel linearer Regression gezeigt. Es kann ein Konfidenzintervall \hat{I} bestimmt werden, innerhalb dessen die wahre Regressionsgerade mit der Wahrscheinlichkeit β liegt. Die oberen und unteren Grenzen des Intervalls $G(X_i)_{max}$ und $G(X_i)_{min}$ werden aus der Standardabweichung σ , der Eingangsvariablen X_i (hier $X_i =$

A_F) und der F-Verteilung F in Abhängigkeit der Stichprobenanzahl n und der gewählten Wahrscheinlichkeit β berechnet (vgl. Formel 6.2 nach [60, S.292]).

$$G(X_i) = \hat{Y}_0 \pm \sqrt{2\hat{\sigma}^2 \cdot F_{2,n-2;\beta} \left(\frac{1}{n} + \frac{(\bar{X} - X_0)^2}{\sum (X_i - \bar{X})^2} \right)} \quad (6.2)$$

Dabei stellt \bar{X} den Mittelwert aller Eingangsgrößen dar, \hat{Y}_0 ist der Vorhersagewert des Modells auf der linearen Regressionsgeraden für die Eingangsvariable X_0 und $\hat{\sigma}$ die Standardabweichung für den geschätzten Mittelwert \bar{Y}_0 an der Stelle X_0 [60, S.292]. Für eine nichtlineare Regression kann das Prinzip analog verfolgt werden, es ist hierfür eine entsprechende Berechnungsvorschrift für das Konfidenzintervall zu wählen.

6.2 Anwendungsbeispiel Bolzenzug

Anhand der Auswertung des Bolzenzugs unter variierenden mechanischen und thermischen Lasten konnte in Abschnitt 4.2.2 eine Korrelation der geschädigten Flächen zur aufgebrauchten Zugkraftarbeit hergestellt werden. Die Wertepaare des Bolzenzugs gliedern sich anhand der Prüftemperatur in zwei Gruppen (vgl. Abbildung 4.10) wodurch es sich anbietet, diese Unterscheidung an der Glasübergangstemperatur auch in der Bewertung der Resttragfähigkeit beizubehalten. Die untersuchten Messergebnisse unterhalb T_g umfassen die Prüfungen bei 23°C , 60°C und 100°C wodurch auf $n = 40$ Wertepaare zurückgegriffen werden kann. Im ersten Schritt der Datenanalyse der Referenzmessungen wird die Regressionsgerade bestimmt und die Verteilung der Residuen geprüft. Das Histogramm in Abbildung 6.2 verdeutlicht die mittels Chi-Quadrat-Test bestätigte Normalverteilung für die Daten des Bolzenzugs unterhalb T_g . Es kann angenommen werden, dass die nicht bekannte Zugkraftenergie W_F eines neuen Messwerts der Schädigungsfläche A_F ebenfalls der Normalverteilung um den Erwartungswert folgt.

Die Streubreite der Daten könnte durch die weitere Einschränkung der Prüftemperatur verbessert werden, wodurch sich aber auch der Stichprobenumfang von $n = 40$ auf $1/3$ reduzieren würde. Auf der Gesamtheit der Messergebnisse unterhalb T_g lässt sich das in Abbildung 6.3 gezeigte Konfidenzintervall für die gewählte Auftretenswahrscheinlichkeit $\beta = 0,95$ bestimmen. Die Mehrheit der Messwerte liegt für kleinflächige Schädigungen vor und gruppieren sich mit zunehmender Schädigungsfläche in größerem Abstand um die Regressionsgerade.

Für die Bolzenzugverbindung wird beispielhaft das Erreichen der kritischen Versagensfläche für $A_U = 160\text{mm}^2$ angenommen. Dieser Grenzwert kann experimentell bestimmt werden und spiegelt die individuell festgelegte Größe der geschädigten Fläche wider, mit der die

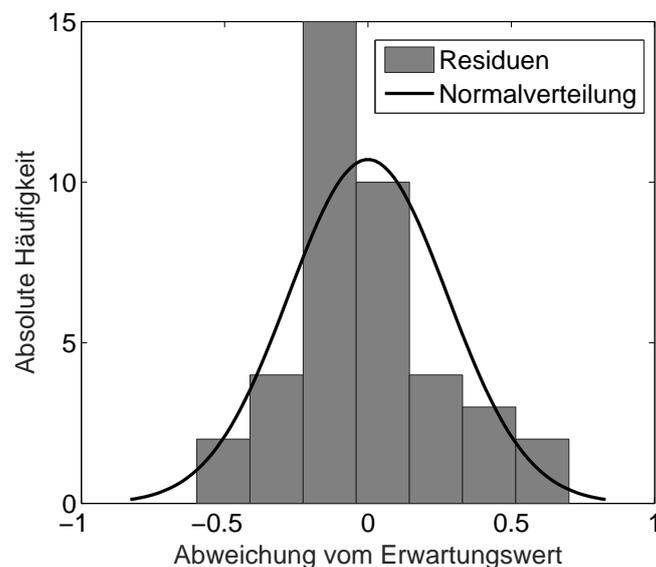


Abbildung 6.2: Histogramm der Residuen der Messergebnisse des Bolzenzugs für Temperaturen unterhalb T_g ($n = 40$)

nötige Tragfähigkeit der Verbindung unterschritten wird. Anhand dieser Schädigungsfläche können die minimale und maximale Grenze der von der Verbindung bis zum Versagensfall aufzunehmenden Arbeit $W_{U,min}^{0,95}$ und $W_{U,max}^{0,95}$ im Diagramm als Schnitt des Konfidenzintervalls abgelesen werden. Mit der Wahrscheinlichkeit 95% liegt die von einer beliebigen Stichprobe aufgenommene Zugkraftarbeit für die Fläche A_U im Intervall $[W_{U,min}^{0,95}, W_{U,max}^{0,95}]$. Für einen neuen Probekörper, an dem die geschädigte Fläche zu $A_F = 40mm^2$ bestimmt wurde, ergibt sich die Abschätzung der für diese Schädigung aufgebrauchten Grenzen der Zugkraftenergie analog zu $W_{F,min}^{0,95}$ und $W_{F,max}^{0,95}$. Die gegebenen und abgelesenen Werte des Abschätzungsmodells sind in Tabelle 6.1 aufgezeigt.

Tabelle 6.1: Gegebene und aus dem Diagramm des Konfidenzbands der Bolzenzugprobe 6.3 abgelesene Werte der Schädigungsfläche und Zugkraftenergie

Schädigungsfläche		Zugkraftenergie			
gegeben		abgelesen			
A_F	A_U	$W_{F,min}^{0,95}$	$W_{F,max}^{0,95}$	$W_{U,min}^{0,95}$	$W_{U,max}^{0,95}$
$40mm^2$	$160mm^2$	$0,3Nm$	$1,8Nm$	$3,5Nm$	$5,1Nm$

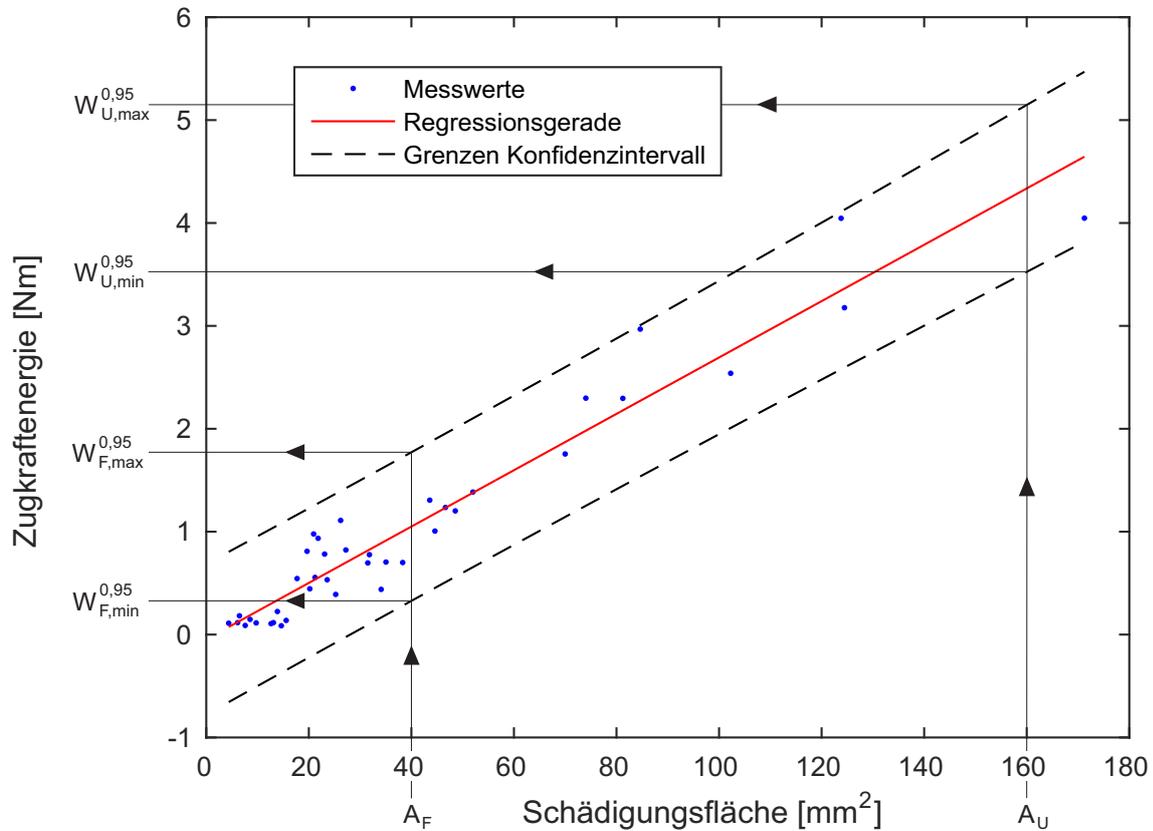


Abbildung 6.3: Ableitung der Resttragfähigkeit einer neuen Bolzenzugprobe anhand des 95%-Konfidenzbands der Messergebnisse des Bolzenzugs ($n = 40$) bei allen Temperaturen unterhalb T_g und der Annahme der kritischen Versagensgröße der geschädigten Fläche bei Erreichen der Schädigungsfläche A_U

Die worst-case Beurteilung berechnet die noch verbleibende Arbeitsaufnahme als Differenz der Zugkraftenergien der Verbindung nach Formel 6.1 zu $W_{R,min} = 1,7Nm$. Die abgeschätzte Resttragfähigkeit bedeutet am Beispiel der Bolzenverbindung, dass die Zugprüfung für diese Verbindung für die identische Zugkrafttrichtung und eine Prüftemperatur von $23^\circ C$ bis $100^\circ C$ fortgesetzt werden kann bis das Integral der Kraft-Weg-Kurve den Wert $W_{R,min}$ erreicht. In der praktischen Anwendung ist die best-case Betrachtung kaum von Bedeutung, da die Wahrscheinlichkeit für das Überschreiten der zuvor definierten kritischen Schädigungsfläche deutlich ansteigt.

6.3 Diskussion des Gültigkeitsbereichs

Grundsätzlich bietet sich das vorgestellte Abschätzungsmodell für alle Fügeverbindungen an, welche die genannten Prämissen der Prüfbarkeit und der Vergleichsdaten erfüllen. Sinnvoll ist die Anwendung vor allem dann, wenn die Messergebnisse zur Erstellung der Regressionskurve und des Konfidenzintervalls die Grundgesamtheit des Zusammenhangs der Größen Schädigungsfläche und Zugkraftenergie widerspiegeln. Das bedeutet zum einen, dass davon ausgegangen werden muss, dass die Residuen der Regressionskurve einer plausiblen Verteilung um den Erwartungswert folgen. Da es im Prüfablauf der Verbindungsproben keine Indizien für eine asymptotische Zunahme oder die asymmetrische Verteilung der Residuen gibt, werden symmetrische Verteilungen um die Regressionskurve als sinnvoll erachtet. Zum anderen muss angenommen werden können, dass für den Bereich, in dem später anhand der Konfidenz Ableitungen für die detektierte Schädigungsfläche getroffen werden, ausreichend viele Messwerte vorliegen um die Gültigkeit der Regression zu belegen. Im Anwendungsfall des Bolzenzugs ist dieses Kriterium nur eingeschränkt erfüllt. Die Verteilung der Messwerte (vgl. Abbildung 6.3) zeigt die Bestätigung der Regressionsgeraden für größere Schädigungsflächen anhand weniger einzelner Wertepaare aus Schädigungsfläche und Zugkraftenergie. Die Prognosefähigkeit des Modells stützt sich in diesem Bereich auf eine geringe Anzahl von untersuchten Proben. Eine umfassendere Datenbasis in diesem Bereich größerer Schädigungsflächen trägt unterstützend zur Aussagefähigkeit des gewählten Regressionsmodells bei.

Wichtig für die Berechnung der Konfidenzintervalle ist der Vergleich einer Stichprobe mit artgleichen Referenzwerten. Am Beispiel des Bolzenzugs wurden dafür alle Prüfserien mit thermischer Belastung bis 100°C gewählt, da sich für diese Gruppe nur ein geringfügiger Einfluss der Prüftemperatur gezeigt hat und somit auf eine Vielzahl an Messergebnissen zurückgegriffen werden konnte. Eine Verbesserung der Aussagekraft des Modells wird durch die Eingrenzung der Parameter der Referenzdaten auf einzelne Temperaturen ermöglicht. Für die Untersuchung von Fügeverbindungen wird daher empfohlen, die Referenzwerte einer Prüfgruppe hinsichtlich äußerer Einflussgrößen wie Prüftemperatur oder Zugkraftwinkel einzeln abzubilden. Diese Begrenzung der Parameter ist insbesondere für die Anwendung des Abschätzungsmodells an mechanischen Fügepunkten, wie beispielsweise hülsenfaltenden Blindnietverbindungen, sinnvoll um trotz der in Abschnitt 4.3.4 diskutierten Schwankungen der geschädigten Fläche valide Prognose treffen zu können. Da sich die abgeschätzte Resttragfähigkeit einer Fügeverbindung in FVW nur auf die noch aufzunehmende Arbeit bei der Fortführung der quasistatischen Belastung unter identischen Rahmenbedingungen (Belastungsrichtung, vergleichbares thermisches Umfeld) bezieht, ist die Gültigkeit des Abschätzungsmodells hinsichtlich der Annahme artgleicher mechanischer und thermischer Lasteinleitung limitiert.

Es besteht grundsätzlich auch die Möglichkeit eines nichtlinearen Zusammenhangs der in Relation gesetzten Größen. Das Schädigungsverhalten der Blindnietprobekörper bei Prüftemperaturen von 180°C , wie es in Abschnitt 4.3.3 diskutiert wird (vgl. Abbildung 4.24),

lässt auf Basis einer weit geringeren Stichprobenanzahl den exponentiellen Schädigungsfläche-Zugkraftenergie-Zusammenhang vermuten. In diesem Fall ist analog zur linearen Regression die Verteilung der Messwerte zu prüfen und in die Bestimmung des Konfidenzintervalls miteinzubeziehen.

6.4 Erarbeitete Kernergebnisse

Für das Kapitel zum Abschätzungsmodell der Resttragfähigkeit mechanischer Fügepunkte anhand der vorhandenen Schädigung ergeben sich folgende Kernergebnisse:

1. Es wurde ein Vorgehensmodell zur Bestimmung der von einer Fügeverbindung noch aufzunehmenden Zugkraftenergie bis zum Erreichen einer kritischen Schädigungsgröße erarbeitet. Das entwickelte Modell konnte am Beispiel des Bolzenzugs an realen Messergebnissen angewandt und verdeutlicht werden.
(Erreichung von Ziel 6, vgl. Abschnitt 2.7)
2. Es empfiehlt sich den in der Praxis relevanten und statistisch sicheren Wert der Mindestresttragfähigkeit $W_{R,min}$ für die Planung der weiteren Belastung zu beachten.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Im automobilen Mischbau werden Bauteile aus FVW über Klebstoffflansche verbunden und punktuell mechanisch gefügt. Der aufgetragene Klebstoff härtet endotherm aus, wofür die im späteren Prozessschritt der Lacktrocknung nötige Erwärmung genutzt wird. Bis zum Zeitpunkt der Klebstoffaushärtung sind die Bauteile ausschließlich über mechanische Fügepunkte vorfixiert. Die unterschiedliche Wärmeausdehnung der Strukturen aus Metallen und FVW führt zu Spannungen, welche über die mechanischen Verbindungselemente auf die Bauteile übertragen werden. Durch die im Vergleich zu Stahl sehr viel geringere Lochleibungsfestigkeit von FVW rufen diese Spannungen eine Schädigung des Verbunds hervor.

Ein wichtiger Schritt zum Verständnis der Schädigungsausbreitung an mechanischen Fügeverbindungen während der Prozesskette Lackierte Karosserie ist die Beschreibung der Evolution von Delaminationen, Rissen und Brüchen im direkten Umfeld der Verbindungsstelle. Die vorliegende Arbeit hatte daher zum Ziel, die Schädigungen an Fügeverbindungen in FVW bei mechanischen und thermischen Lasten quantitativ zu erfassen und Einflussgrößen dieser Schädigungsausbreitung zu identifizieren und zu bewerten. Daraus ergibt sich der experimentelle Schwerpunkt dieser Arbeit. Zur Bestimmung des Einflusses ausgewählter Parameter einer Blindnietverbindung auf die Schädigungsentwicklung wird eine FE-Simulation unterstützend herangezogen.

Der Zustand der Schädigung in FVW wird an mechanischen Fügeverbindungen zerstörungsfrei in Ultraschallprüfung in Tauchtechnik identifiziert. Zur automatisierten Vermessung der als Schädigung detektierten Flächen wird ein Algorithmus zur Bildbearbeitung entwickelt, welcher die Grundlage für die Quantifizierung des Schädigungszustands der FVW-Probekörper darstellt. Es wird folglich die chronologische Abfolge der Schädigungsschritte bei Lochleibung einer Bolzenzugverbindung für variierende mechanische und thermische Lasten experimentell bestimmt, um ein grundlegendes Verständnis für das Versagensverhalten zu schaffen. Für Prüftemperaturen unterhalb T_g konnte ein linearer Zusammenhang der in das System eingeleiteten Zugkraftarbeit einer Bolzenzugprobe zur Größe der geschädigten Fläche nachgewiesen werden. Darüber hinaus wurden charakteristische Formen der geschädigten Flächen in Abhängigkeit der applizierten thermischen und mechanischen Lasten erkannt.

Da die im Fahrzeugverbund auf Fügeverbindungen wirkenden Kräfte in der Regel nicht reiner Kopf- oder Scherzugbelastung entsprechen, stellt die Beschreibung des Einflusses des

Belastungswinkels auf das Schädigungsvermögen von Blindnietverbindungen einen weiteren Untersuchungsschwerpunkt dar. Für Belastungen mit $F_Z \leq 0,25kN$ bzw. $T \leq 100^\circ C$ wurde eine Invarianz der geschädigten Flächen gegenüber des Belastungswinkels der Blindnietverbindungen gezeigt. Für größere Belastungen wurde der stärker zur geschädigten Fläche beitragende Anteil der Kopfzugkraft identifiziert.

Darauf aufbauend wurde das Schädigungsverhalten an Serienbauteilen aufgezeigt und die Prämissen zur Übertragbarkeit der Erkenntnisse diskutiert. Die Energieaufnahme des Bauteilverbands wirkt sich im Vergleich zu den deutlich steiferen Probekörpern tolerant auf die Schädigungsentwicklung im FVW aus.

Zur Unterstützung der Auslegung von Blindnietverbindungen wird eine Parameteruntersuchung in der FE-Simulation genutzt. Geometrische und mechanische Einflussgrößen einer Blindnietverbindung werden auf die Ausbreitung der Schädigung in FVW analysiert und Gestaltungsrichtlinien abgeleitet. Der signifikante Einfluss der während der Locheinbringung an der Fügestelle erzeugten Schädigung auf die Größe der geschädigten Fläche der Verbindung im Scherzug definiert für die Verbindung das zu erwartende Schadenslevel. Mittels Veränderung der schließkopfseitigen Auflagefläche und der Klemmkraft kann die Schädigung an der Fügestelle nur vergleichsweise geringfügig beeinflusst werden. Die Untersuchungsergebnisse unterstreichen daher die Notwendigkeit in der Praxis auf eine schädigungsarme Locheinbringung zu achten um kleinflächige Schädigungen im Bereich der Fügeelemente sicherzustellen.

An Fügeverbindungen im Fahrzeugverbund kann in der Regel nur der aktuelle Schädigungszustand festgestellt werden. Es wird daher ein statistisches Abschätzungsmodell vorgestellt, das die Resttragfähigkeit mechanischer Verbindungspunkte in FVW anhand bekannter Schädigungen von Referenzproben bestimmt. Das Modell wird am Beispiel der experimentellen Ergebnisse des Bolzenszugs angewandt und verdeutlicht.

Dieser Beitrag hat gezeigt, dass die Ausbreitung von Schädigungen im Bereich mechanischer Fügeelemente in FVW zusätzlich zur mechanischen Belastung deutlich von der Prüftemperatur abhängt. Die weitere Reduktion der in der Prozesskette Lackierte Karosserie auftretenden Lasten, aber auch die Verwendung von Matrixsystemen mit höheren Glasübergangstemperaturen können dazu beitragen, die Schädigungsausbreitung abzuschwächen. Die dargelegten Erkenntnisse zum Schädigungsverhalten gefügter FVW bieten eine fundierte Grundlage für die Auslegung und Optimierung zukünftiger mechanischer Fügeverbindungen für die Anwendung in der Prozesskette Lackierte Karosserie. Als mittelfristiges Ziel ist es zudem sinnvoll in einem nächsten Schritt die Datengrundlage geschädigter Fügeverbindungen zu erarbeiten, um im Auslegungsprozess der FVW-Bauteile eine Optimierung der Anzahl und Positionierung mechanischer Fügeelemente in einer Struktur zu ermöglichen.

A.1 Im Rahmen dieser Dissertation betreute Studienarbeiten

Feuerecker, Martin (2013); Ostbayerische Technische Hochschule Regensburg
Weiterentwicklung und Prozessabsicherung eines Blindnietfügeelements für Stahl-Faser-verbundwerkstoffverbindungen im automobilen Karosseriebau.

Stadler, Julia (2014); Technische Hochschule Deggendorf
Ursachenanalyse von Relativverschiebungen an belasteten Blindnietverbindungen im automobilen Karosseriebau.

Gabriel, Tobias (2015); Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hof
Untersuchung des Schädigungsverhaltens an CFK-Verbindungen bei thermischer Belastung.

A.2 Im Rahmen dieser Dissertation entstandene Veröffentlichungen

Wilhelm, Maximilian; Wagner, Julia (2013): Vortrag
Herausforderung CFK-Stahl-Mischbau: Auswirkung der Delta-Alpha-Problematik auf umformtechnisch gefügte CFK-Stahl-Verbindungen; 259. Sitzung des Arbeitskreises DGZfP München; Ismaning, 16.05.2013.

Wagner, Julia (2013): Tagungsbandbeitrag und Poster
Schadensanalyse CFK; BMW ProMotion Dialogtag 2013; München, 19.07.2013.

Wagner, Julia (2014): Vortrag, Tagungsbandbeitrag und Poster
Bestimmung von CFK-Beschädigungen durch das Fügen von Bauteilen und die Auswirkung auf die Festigkeitseigenschaften einer lackierten Karosserie unter Berücksichtigung der kompletten Prozesskette; BMW ProMotion Dialogtag 2014; München, 05.06.2014.

Wagner, Julia; Wilhelm, Maximilian; Baier, Horst; Füssel, Uwe; Richter, Thomas (2014): Journalbeitrag
Experimental analysis of damage propagation in riveted CFRP-steel structures by thermal loads; Int J Adv Manuf Technol 75 (5-8), S. 1103–1113., DOI: 10.1007/s00170-014-6197-5

Wagner, Julia (2014): Vortrag und Tagungsbandbeitrag
Methoden zur FVK-Schadensanalyse in der Prozesskette Lackierte Karosse; 4. Fügetechnisches Gemeinschaftskolloquium; Dresden, 10.12.2014.

Lehminger, Florian; Wagner, Julia (2015): Vortrag und Tagungsbandbeitrag
Herausforderungen im FVK-Mischbau beim Einsatz mechanischer Fügeverfahren entlang der Prozesskette Lackierte Karosserie; Fügen im Karosseriebau; Bad Nauheim, 25.03.2015.

A.3 Im Rahmen dieser Dissertation entstandene Patentanmeldungen

Feuerecker, Martin; Wagner, Julia (2013)

Anordnung zum Messen einer mit einer Blindnietverbindung auf miteinander zu verbindende Werkstücke aufbringbaren Klemmkraft; Offenlegungsschrift: DE102013214954A1.

Wagner, Julia; Wilhelm, Maximilian (2013)

Bewertung von FKV-Verbindungen; Anmeldenr.: 102013222736.1.

Feuerecker, Martin; Wagner, Julia (2013)

Kraftgesteuertes Blindnieten mit nachträglicher Dornkürzung; Anmeldenr.: 102013223520.8.

Wagner, Julia (2013)

Gewindeblindniet mit integrierter Reparaturmöglichkeit; Anmeldenr.: 102013223522.4.

Wagner, Julia (2014)

Einseitiges Vorloch Durchstoßfügen; Anmeldenr.: 102014205065.0.

Feuerecker, Martin; Stadler, Julia; Wagner, Julia (2014)

Messeinrichtung für Relativverschiebungen an Fügepunkten; Anmeldenr.: 102014200143.9.

Lehminger, Florian; Wagner, Julia (2014)

Klemmkraftbestimmung durch Drehmomentmessung an Blindnietverbindungen; Anmeldenr.: 102014206373.6.

Lehminger, Florian; Wagner, Julia (2014)

Werkzeug zum Ansetzen eines Drehmomentschlüssels am Schließkopf einer Blindnietverbindung; Anmeldenr.: 102014206374.4.

Wagner, Julia; Wilhelm, Maximilian (2014)

Serienprüfung von umformtechnisch gefügten FKV-Verbindungen; Anmeldenr.: 102014202598.2.

Wagner, Julia (2014)

Mechanisches Fügen von Faserverbundbauteilen an Reinfaserbereichen mittels eines Klettverschlusses; Anmeldenr.: 102014215141.4.

Wagner, Julia; Wilhelm, Maximilian (2014)

Mechanisches Fügen von Faserverbundbauteilen an Reinfaserbereichen mittels Widerhaken; Anmeldenr.: 102014216847.3.

Wagner, Julia; Wilhelm, Maximilian (2014)

Akustische Prüfung von Nietverbindungen; Anmeldenr.: 102014207708.7.

Forster, Andreas; Wagner, Julia; Wilhelm, Maximilian (2014)

Reibschweißen von CFK-Verbindungen; Anmeldenr.: 102014206375.2.

Forster, Andreas; Wagner, Julia; Wilhelm, Maximilian (2014)

Hohlprofilverbindung FKV-Stahl mittels Fließlochschrauben; Anmeldenr.: 102014214846.4.

Forster, Andreas; Wagner, Julia; Wilhelm, Maximilian (2014)

Erstellung von FKV-Verbindungen unter Absaugung entstehender Partikel; Anmeldenr.: 102014205682.9.

Wagner, Julia; Wilhelm, Maximilian (2014)

Auslegung Blindnietverbindungen FKV; Anmeldenr.: 102014217485.6.

Wagner, Julia; Wilhelm, Maximilian (2014)

Snap-Fit-Verbindung für Bauteile aus faserverstärktem Kunststoff; Anmeldenr.: 102014214901.0.

Wagner, Julia; Wilhelm, Maximilian (2014)

Zerstörungsfreie Serienprüfung von Fügepunkten während der Produktion; Anmeldenr.: 102014208512.8.

Lehner, Stephan; Wagner, Julia; Wilhelm, Maximilian (2014)

Nieten in Blasformtechnik; Anmeldenr.: 102014208513.6.

Biere, Alexander; Wagner, Julia; Wilhelm, Maximilian (2014)

Zerstörungsfreie Prüfung der Kopfauflage von Fügeelementen; Anmeldenr.: 102014217038.9.

Biere, Alexander; Wagner, Julia; Wilhelm, Maximilian (2014)

Prüfeinrichtung zur Nachbildung von Steifigkeiten und lokalen Verformungen von Bauteilen an Probekörpern bei kleinflächiger Belastung; Anmeldenr.: 102014223687.8.

Literaturverzeichnis

- [1] ADAMOW, K. M.: Einfluss von Wasser auf die Kohlenstofffaser / Epoxid-Polymermatrix Wechselwirkung. Bremen, Universität Bremen, Dissertation, 2014
- [2] AGOSTON, M. K.: Computer graphics and geometric modeling: Implementation and algorithms. London : Springer, 2005. – ISBN 9781852338183
- [3] ASTM D5961/D5961M: Standard Test Method for Bearing Response of Polymer Matrix Composite Laminates. West Conshohocken : ASTM International
- [4] BAKER, A. A. ; DUTTON, S. ; KELLY, D. W.: Composite materials for aircraft structures. 2. Auflage. Reston : American Institute of Aeronautics and Astronautics, 2004. – ISBN 1600860400
- [5] BASSANI, R. ; LEVITA, G. ; MEOZZI, M. ; PALLA, G. : Friction and wear of epoxy resin on inox steel: remarks on the influence of velocity, load and induced thermal state 247 (2001), Nr. 2, S. 125–132. – DOI 10.1016/S0043–1648(00)00498–1
- [6] BEYER, U. ; RATH, M. ; KOZESCHNIK, E. : Virtual Factory: Integration of microstructural properties in the manufacturing process chain simulation. Rolduc Abbey, 24.06.-27.06.2014 (1st International Workshop on Software Solutions for ICME)
- [7] BOTH, J. : Tragfähigkeit von CFK-Metall-Laminaten unter mechanischer und thermischer Belastung. München, Technische Universität München, Dissertation, 2014
- [8] BRANDHUBER, M. ; PFESTORF, M. : Probenform zur Ermittlung des mechanischen Verhaltens von Punktschweißverbindungen (2010)
- [9] CAMANHO, P. ; BOWRON, S. ; MATTHEWS, F. : Failure Mechanisms in Bolted CFRP 17 (1998), Nr. 205. – DOI 10.1177/073168449801700302
- [10] CAMANHO, P. ; MATTHEWS, F. : Stress analysis and strength prediction of mechanically fastened joints in FRP: a review 28 (1997), Nr. 1, S. 529–547
- [11] CAMANHO, P. P. ; DAVILA, C. G. ; MOURA, M. F.: Numerical Simulation of Mixed-Mode Progressive Delamination in Composite Materials 37 (2003), Nr. 16, S. 1415–1438. – DOI 10.1177/0021998303034505

- [12] CHAMBERS, A. ; EARL, J. ; SQUIRES, C. ; SUHOT, M. : The effect of voids on the flexural fatigue performance of unidirectional carbon fibre composites developed for wind turbine applications 28 (2006), Nr. 10, S. 1389–1398. – DOI 10.1016/j.ijfatigue.2006.02.033
- [13] CHEN, W.-H. ; LEE, Y.-J. : Failure Process and Pin-Bearing Strength of Laminated Composites at Elevated Temperature 11 (1992), Nr. 7, S. 743–771. – DOI 10.1177/073168449201100703
- [14] CUNTZE, R. ; DESKA, R. ; SZELINSKI, B. ; JETSCH-FRICKER, R. ; MECKBACH, S. ; HUYNBRECHTS, D. ; KOPP, J. ; GOLLWITZER, S. ; RACKWITZ, R. : Grund- und Werkstoffe. Bd. 506: Neue Bruchkriterien und Festigkeitsnachweise für unidirektionalen Faserkunststoffverbund unter mehrachsiger Beanspruchung: Modellbildung und Experimente. VDI Forschungsberichte, 1997. – ISBN 318350605
- [15] CZICHOS, H. ; SAITO, T. ; SMITH, L. R.: Springer handbook of materials measurement methods. 1. Auflage. Germany : Springer, 2006. – ISBN 3540303006
- [16] DASSAULT SYSTÈMES: Abaqus 6.14 Online Documentation. Vélizy-Villacoublay, 2014
- [17] Schutzrecht DE4401155 (17.01.1994). DEHLKE, K. (Erfinder); Infert GmbH (Anmelder). Verfahren zur Ermittlung von Kraftverläufen zwischen dünnwandigen Bauteilen während des Setzens und nach dem Setzen von Nieten
- [18] DEHLKE, K. : Korrelation zwischen Form- und Kraftschluss und Bauteileigenschaften an Blindnietverbindungen. Rostock, Universität Rostock, Schlussbericht AiF 10429B, 1997
- [19] Norm EN ISO 14588:2000 . Blindniete Begriffe und Definitionen
- [20] Norm DIN 65562:1991 . Faserverstärkte Kunststoffe Prüfung von multidirektionalen Laminaten Bestimmung der Lochleibungsfestigkeit
- [21] Norm DIN EN ISO 291:2008 . Kunststoffe - Normklimate für Konditionierung und Prüfung
- [22] DIETRICH, R. : Leichtbau in der automobilen Serienfertigung durch die Verwendung von Faserverbundwerkstoffen in Hybrid-Karosseriestrukturen aus Prozess- und Karosseriesicht. München, Technische Universität München, Diplomarbeit, 2012
- [23] ELLISON, S. L. R. ; FARRANT, T. J. ; BARWICK, V. : Practical statistics for the analytical scientist: A bench guide. 2. Auflage. Cambridge : RSC Publishing, 2009. – ISBN 0854041311
- [24] ERIKSSON, I. : On the Bearing Strength of Bolted Graphite/Epoxy Laminates 24 (1990), Nr. 12, S. 1246–1269. – DOI 10.1177/002199839002401201

-
- [25] FRIEDRICH, H. E.: Leichtbau in der Fahrzeugtechnik. 1. Auflage. Wiesbaden : Springer, 2013 (ATZ/MTZ-Fachbuch). – ISBN 3834821101
- [26] FUCHS, N. : Simulation des Halbhohlstanznietprozesses von FVK durch mehrskalige Modellierung. Dresden, 09.12.2014 (4. Füge-technische Gemeinschaftskolloquium EFB/FOSTA/DVS)
- [27] FUHRMANN, E. : Werkstück- und Werkstoffprüfung auf Qualität, Fehler, Dimension und Zuverlässigkeit. Bd. 2. 2. Auflage. Renningen : Expert, 2008. – ISBN 3816927327
- [28] FUJIFILM EUROPE GMBH: Schematische Grafik der Funktionsweise der Fujifilm Prescale Folie zur Druckmessung. <http://www.fujifilm.eu/de/produkte/industrieprodukte/prescale/uebersicht/>. Abgerufen: 30.03.2015
- [29] GÖREN, A. ; SAYMAN, O. : Experimental failure analysis of bolted joints in moisture- and temperature-induced composite laminates under preload 31 (2009), Nr. 1, S. 173–178. – DOI 10.1002/pc.20780
- [30] GOSWAMI, S. : A Finite Element Investigation on Progressive Failure Analysis of Composite Bolted Joints Under Thermal Environment 24 (2005), Nr. 2, S. 161–171. – DOI 10.1177/0731684405042958
- [31] HAHN, O. ; HUFENBACH, W. ; GUDE, M. ; KLÄGER, O. : Entwicklung eines Auslegungskonzepts für geklebte und genietete CFK/Al-Karosseriestrukturen auf Basis experimenteller und numerischer Untersuchungen. In: FREUNDKREIS LWF UNIVERSITÄT PADERBORN E.V. (Hrsg.): Mechanisches Fügen und Kleben, 2004
- [32] HAHN, O. ; HEGER, M. : Ermittlung des Einflusses von verbleibender Klemmkraft auf die Schwingfestigkeit von hochfesten Blindnietverbindungen: Abschlussbericht EFB. Paderborn, Universität Paderborn, Forschungsvorhaben: AiF-Nr.: 14577N, 2008
- [33] HAILER, R. ; SEDLMAIER, H. ; LOHSE, H. ; SCHUMACHER, R. : CFK-Dach M3 CSL — erfolgreiche Leichtbaustrategie dank Klebtechnik 48 (2004), Nr. 12, S. 11–16. – DOI 10.1007/BF03251301
- [34] HANCOX, N. L.: The effects of flaws and voids on the shear properties of CFRP 12 (1977), Nr. 5, S. 884–892. – DOI 10.1007/BF00540969
- [35] HART-SMITH, L. J.: Design and empirical analysis of bolted or riveted joints. In: MATTHEWS, F. L. (Hrsg.): Joining fibre-reinforced plastics. Barking : Elsevier Applied Science Publishers, 1987, S. 227–270
- [36] HECKL, M. (Hrsg.) ; MÜLLER, H. A. (Hrsg.): Taschenbuch der Technischen Akustik. 2. Auflage. Berlin and Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 1994. – ISBN 3642973567

- [37] HEIMBS, S. ; SCHMEER, S. ; BLAUROCK, J. ; STEEGER, S. : Static and dynamic failure behaviour of bolted joints in carbon fibre composites (2013), Nr. 47, S. 91–101. – DOI 10.1016/j.compositesa.2012.12.003
- [38] HINTON, M. J. ; KADDOUR, A. S. ; SODEN, P. D.: Failure criteria in fibre reinforced polymer composites: The World-Wide Failure Exercise. Amsterdam and London : Elsevier, 2004. – ISBN 008044475X
- [39] HIRANO, N. ; TAKAO, Y. ; WANG, W.-X. : Effects of Temperature on the Bearing Strength of CF/Epoxy Pinned Joints 41 (2006), Nr. 3, S. 335–351. – DOI 10.1177/0021998306063374
- [40] HOCHENG, H. ; TSAO, C. : The path towards delamination-free drilling of composite materials 167 (2005), Nr. 2-3, S. 251–264. – DOI 10.1016/j.jmatprotec.2005.06.039
- [41] HYER, M. ; KLANG, E. ; COOPER, D. : The Effects of Pin Elasticity, Clearance, and Friction on the Stresses in a Pin-Loaded Orthotropic Plate 21 (1987), Nr. 3, S. 190–206. – DOI 10.1177/002199838702100301
- [42] KELLY, G. : Joining of carbon fibre reinforced plastics for automotive applications. Stockholm, Royal Institute of Technology, Kumulative Dissertation, 2004
- [43] KELLY, G. : Load transfer in hybrid (bonded/bolted) composite single-lap joints 69 (2005), Nr. 1, S. 35–43. – DOI 10.1016/j.compstruct.2004.04.016
- [44] KELLY, G. : Quasi-static strength and fatigue life of hybrid (bonded/bolted) composite single-lap joints 72 (2006), Nr. 1, S. 119–129. – DOI 10.1016/j.compstruct.2004.11.002
- [45] KIM, R. Y. ; WHITNEY, J. M.: Effect of Temperature and Moisture on Pin Bearing Strength of Composite Laminates 10 (1976), Nr. 2, S. 149–155. – DOI 10.1177/002199837601000204
- [46] KISTLER GRUPPE: Datenblatt Ladungsmeter Typ 5015A. 2010
- [47] KOCHAN, A. : Untersuchungen zur zerstörungsfreien Prüfung von CFK-Bauteilen für die fertigungsbegleitende Qualitätssicherung im Automobilbau. Dresden, Technische Universität Dresden, Dissertation, 2011
- [48] LIU, H. X. ; GU, Y. Z. ; LI, M. ; ZHANG, D. M. ; LI, Y. X. ; ZHANG, Z. G.: Temperature effect on interfacial bonding property of single-carbon fiber/epoxy resin composite 33 (2012), Nr. 8, S. 1368–1375. – DOI 10.1002/pc.22273
- [49] MAIERHOFER, C. ; RÖLLIG, M. ; EHRIG, K. ; MEINEL, D. ; CÉSPEDES-GONZALES, G. : Validation of flash thermography using computed tomography for characterizing inhomogeneities and defects in CFRP structures 64 (2014), S. 175–186. – DOI 10.1016/j.compositesb.2014.04.027

- [50] Schutzrecht DE102012218530 (2012). MAYER, F. ; WEINMANN, R. ; HESSING, F. ; SEBESTYEN, B. (Erfinder); BMW Group (Anmelder). Aufsatzvorrichtung für ein Bohrsystem sowie Bohrsystem zum Ausbohren eines Verbindungselementes
- [51] MCCARTHY, C. ; MCCARTHY, M. : Three-dimensional finite element analysis of single-bolt, single-lap composite bolted joints: Part II – effects of bolt-hole clearance 71 (2005), Nr. 2, S. 159–175. – DOI 10.1016/j.compstruct.2004.09.023
- [52] MEDIAPool BMW Group: BMW i3 Concept: Mediennummer: A0153050. 2013
- [53] MESCHUT, G. ; HAHN, O. ; KLOKKERS, F. : Fügen pressharter Stähle im Mischbau: Wissenschaftliche Tagung. Duisburg, 2011 (Jugend Forscht und Schweißt)
- [54] MÜNSTERMANN, S. : Einflussgrößen auf den Elastizitätsmodul von Stählen für den Fahrzeugbau: FAT Schriftenreihe Nr. 182. 2004
- [55] NAIK, R. A. ; REWS, J. H.: Stress analysis method for a clearance-fit bolt under bearing loads 24 (1986), Nr. 8, S. 1348–1353. – DOI 10.2514/3.9442
- [56] PISANO, A. A. ; FUSCHI, P. : Mechanically fastened joints in composite laminates: Evaluation of load bearing capacity Part B (2011), Nr. 42, S. 949–961
- [57] PUCK, A. : Zur Beanspruchung und Verformung von GFK-Mehrschichtverbund-Bauelementen: Teil I: Grundlagen der Spannungs- und Verformungsanalyse 57 (1967), Nr. 4, S. 284–293
- [58] RIEMER, M. : Untersuchung des Einflusses von Imperfektionen in faserverstärkten Kunststoffhalbzeugen (FVK) auf die Verbindungseigenschaften von FVK-Stahl-Hybridfügungen. Dresden, Technische Universität Dresden, Diplomarbeit, 2013
- [59] Schutzrecht DE19522247 (1995). ROHDE, A. ; GIESKE, D. ; HAHN, O. (Erfinder); Ortwin Hahn (Anmelder). Probe und Probenspannvorrichtung zum Einsatz in Zugprüfmaschinen
- [60] SACHS, L. ; HEDDERICH, J. : Angewandte Statistik: Methodensammlung Mit R. 12. Auflage. Springer, 2007. – ISBN 3540321613
- [61] SADOWSKI, T. ; KNEĆ, M. ; GOLEWSKI, P. : Experimental investigations and numerical modelling of steel adhesive joints reinforced by rivets 30 (2010), Nr. 5, S. 338–346. – DOI 10.1016/j.ijadhadh.2009.11.004
- [62] SCHÖN, J. : Coefficient of friction and wear of a carbon fiber epoxy matrix composite 257 (2004), Nr. 3-4, S. 395–407. – DOI 10.1016/j.wear.2004.01.008
- [63] SCHULZE, M. ; GOLDBACH, S. ; HEUER, H. ; MEYENDORF, N. : Ein Methodenvergleich - ZfP an Kohlefaserverbundwerkstoffen mittels wirbelstrom- und ultraschallbasierender Prüfverfahren. Bremen, 30.05.-01.06.2011 (DGZfP Jahrestagung 2011)

- [64] SCHÜRMAN, H. : Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. 2. Auflage. Berlin : Springer, 2007. – ISBN 3540721894
- [65] SCHÜTTE, C. ; DOSE, F. : Wirtschaftliche und prozesssichere Bohrbearbeitung von CFK 4 (2011), Nr. 2, S. 50–57. – DOI 10.1365/s35725–011–0021–z
- [66] SCOTT, I. ; SCALA, C. : A review of non-destructive testing of composite materials 15 (1982), Nr. 2, S. 75–86. – DOI 10.1016/0308–9126(82)90001–3
- [67] SEIKE, S. ; TAKAO, Y. ; WANG, W. X. ; MATSUBARA, T. : Bearing damage evolution of a pinned joint in CFRP laminates under repeated tensile loading 32 (2010), Nr. 1, S. 72–81. – DOI 10.1016/j.ijfatigue.2009.02.010
- [68] SELZER, R. ; FRIEDRICH, K. : Mechanical properties and failure behaviour of carbon fibre-reinforced polymer composites under the influence of moisture 28 (1997), Nr. 6, S. 595–604. – DOI 10.1016/S1359–835X(96)00154–6
- [69] TEKSCAN INC.: Products for Pressure Mapping and Force Measurement: Informationen und Vertrieb via CMV Hoven GmbH Mönchengladbach. <http://www.tekscan.com/products>. Abgerufen: 12.03.2013
- [70] THOPPUL, S. D. ; FINEGAN, J. ; GIBSON, R. F.: Mechanics of mechanically fastened joints in polymer–matrix composite structures – A review 69 (2009), Nr. 3-4, S. 301–329. – DOI 10.1016/j.compscitech.2008.09.037
- [71] TÖNSHOFF, H. ; KAAK, R. ; CHRISTOPH, G. ; MESTER, O. : Festigkeitsverhalten blindgenieteteter FVK/Stahl-Verbindungen (1999), Nr. 9/10, S. 58–60
- [72] TOSCANO, C. ; MEOLA, C. ; IORIO, M. C. ; CARLOMAGNO, G. M.: Porosity and Inclusion Detection in CFRP by Infrared Thermography (2012), S. 1–6. – DOI 10.1155/2012/765953
- [73] UCSNIK, S. ; KRUMM, M. ; REISINGER, S. ; KASPERL, S. : Bestimmung des Schädigungsverlaufes einer zugbelasteten hybriden Metall-CFK-Verbindung mittels Computertomographie (2010)
- [74] VDI RICHTLINIE 2014: Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund. Verein Deutscher Ingenieure, 1989
- [75] Schutzrecht DE102013214954.9 (2013). WAGNER, J. ; FEUERECKER, M. (Erfinder); BMW Group (Anmelder). Anordnung zum Messen einer mit einer Blindnietverbindung auf miteinander zu verbindende Werkstücke aufbringbaren Klemmkraft
- [76] WALKER, S. P.: Thermal Effects on the Pin-Bearing Behavior of IM7/PETI5 Composite Joints 36 (2002), Nr. 23, S. 2623–2651. – DOI 10.1177/002199802761675557

- [77] WILHELM, M. : Fügbarkeit von CFK-Mischbauverbindungen mittels umformtechnischer Prozesse. Dresden, Technische Universität Dresden, Dissertation, 2016
- [78] WILHELM, M. ; FÜSSEL, U. ; NANCKE, T. ; DUSCHL, M. : Herausforderung CFK-Stahl-Mischbau: Quantifizierung von Delaminationen infolge des umformtechnischen Fügens. Dresden, 06.-08.05.2013 (DGZfP Jahrestagung 2013)
- [79] WILMES, H. ; HERRMANN, A. S. ; KOLESNIKOV, B. ; KRÖBER, I. : Festigkeitsanalysen von Bolzenverbindungen für CFK-Bauteile mit dem Ziel der Erstellung von Dimensionierungsrichtlinien. Braunschweig, Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt e.V., Bericht, 1999
- [80] WIMMER, G. ; SCHUECKER, C. ; PETTERMANN, H. : Numerical simulation of delamination onset and growth in laminated composites. Wien, Technische Universität Wien, Bericht, 2006
- [81] XIAO, Y. ; ISHIKAWA, T. : Bearing strength and failure behavior of bolted composite joints (Part I: Experimental investigation) 65 (2005), Nr. 7-8, S. 1022–1031. – DOI 10.1016/j.compscitech.2005.02.011
- [82] YÝLMAZ, T. ; SÝNMAZÇELİK, T. : Investigation of load bearing performances of pin connected carbon/polyphenylene sulphide composites under static loading conditions 28 (2007), Nr. 2, S. 520–527. – DOI 10.1016/j.matdes.2005.08.015